

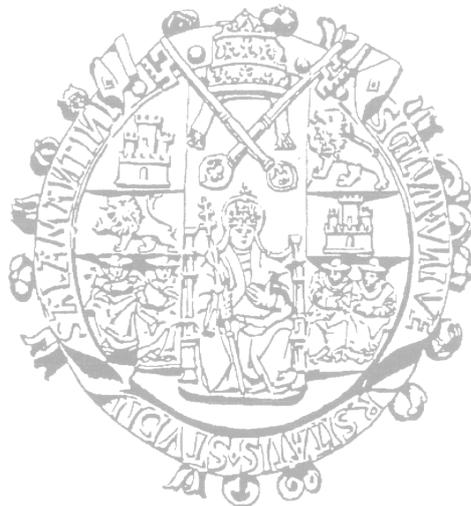
UNIVERSIDAD DE SALAMANCA
ÁREA DE CIENCIA DE MATERIALES E INGENIERIA METALÚRGICA
INGENIERÍA DE MATERIALES

TESIS DOCTORAL

**INICIACIÓN Y PROPAGACIÓN DE FISURAS POR
FATIGA EN ALAMBRES DE ACERO DE PRETENSADO**

POR
JUAN CARLOS MATOS FRANCO

Ingeniero de Materiales
Ingeniero Técnico en Informática de Sistemas
Ingeniero Técnico Industrial Mecánico



Director de la Tesis

JESÚS ANDRÉS TORIBIO QUEVEDO
Doctor Ingeniero de Caminos, Canales y Puertos

2008

Zamora, julio de 2008

EL TESINANDO

EL DIRECTOR DE LA TESIS

Fdo: Juan Carlos Matos Franco

Fdo: Jesús Toribio Quevedo

RESUMEN

Esta Tesis estudia el fenómeno de fatiga en aceros eutectoides progresivamente trefilados (alambrón, cada uno de los pasos intermedios y producto final del trefilado), a través de ensayos en alambres prefisurados superficialmente sometidos a carga cíclica de tracción axial.

El *primer capítulo* expone los objetivos perseguidos con esta investigación, además de realizar una revisión bibliográfica de los antecedentes de interés analizados sobre la materia objeto de estudio.

En el *segundo capítulo* se busca un conocimiento básico del material estudiado, acero perlítico progresivamente trefilado, mediante el análisis de su microestructura: colonias y láminas de perlita. Se obtienen sus propiedades mecánicas convencionales a partir de ensayos de tracción simple: módulo de Young, límite elástico, resistencia a tracción, deformación máxima a tracción y coeficientes de Ramberg-Osgood. La superficie de fractura obtenida en los alambres, después de la rotura en tracción simple, también ha sido examinada. Por último, con la realización de ensayos de dureza Rockwell C se ha caracterizado la anisotropía plástica producida durante el proceso de trefilado y determinado los cambios en las bandas de deslizamiento del material.

En el *tercer capítulo* se realiza una caracterización del frente de fisura en alambres que se obtiene por fatiga mediante un arco de elipse a partir del método de los mínimos cuadrados. Las dos variantes triparamétricas más comúnmente utilizadas, la elipse con centro en el borde del alambre y el círculo, se comprueba que son igualmente adecuadas. Se ha analizado el factor de intensidad de tensiones (FIT) adimensional en barras cilíndricas lisas y entalladas, fisuradas y sometidas a cargas de tracción o flexión, a partir de los resultados de múltiples autores. Con la solución más adecuada se ha diseñado un programa que permite calcular la evolución del frente de fisura a partir de distintas geometrías de fisuras iniciales (diferentes profundidades de fisura y relaciones de aspecto), contenidas en la sección transversal de alambres de diversos materiales (caracterizados a partir del parámetro m de Paris), sometidos a cargas de tracción (con extremos libres y constreñidos) y cargas de flexión. La modelización se basa en la discretización del frente de fisura elíptico y el avance de cada punto conforme a la ley de Paris-Erdogan de forma perpendicular al frente de fisura y ha permitido analizar la evolución de diversos parámetros con el crecimiento, como son el porcentaje de área fisurada,

el FIT adimensional máximo y mínimo en el frente de fisura y la relación entre ambos, la flexibilidad adimensional y el número de ciclos adimensional, estableciéndose las diferencias entre las distintas condiciones de carga en cuanto a seguridad estructural.

En el *cuarto capítulo* se ha estudiado de forma experimental el crecimiento de fisuras por fatiga en acero perlítico. La observación microscópica de la superficie de fractura ha permitido analizar el patrón de micro-desgarros plásticos fruto del fenómeno de fatiga sobre estos aceros y determinar sus cambios con el intervalo de oscilación de tensiones, la relación entre cargas (factor R) y el material (alambión y acero de pretensado). Técnicas fracto-materialográficas han permitido analizar, a través de cortes perpendiculares al frente de fisura, el camino seguido en la propagación de la fisura por fatiga y ver cómo influyen el proceso de trefilado y el factor R . El estudio macroscópico del crecimiento de fisuras por fatiga, en el régimen de Paris del alambión y del acero de pretensado, se ha realizado a partir de ensayos sobre alambres prefisurados con carga de tracción en escalones decrecientes, analizando además cómo les afecta la variación del factor R . Se han caracterizado los frentes de fisura que aparecen sobre la superficie de fatiga en el cambio de carga, obteniéndose las curvas de flexibilidad adimensional y a partir de ellas las curvas de Paris para los distintos factores R , a través del ajuste de la velocidad de crecimiento de fisuras frente al intervalo de oscilación de tensiones en su régimen estacionario, calculados en el punto central del frente de fisura. La consideración de la diferencia entre la superficie neta fracturada (obtenida con el análisis microscópico de la fisura) y su proyección, ha permitido corregir estas curvas. Finalmente, la realización del mismo tipo de ensayos sobre los pasos intermedios del trefilado muestra la aparición del denominado *efecto gaviota* sobre la superficie de fatiga, que aparece en los frentes de fisura visibles en los cambios de carga, y que se ha relacionado con las tensiones residuales provocadas por el paso del alambre a través de la hilera de trefilado.

En el *quinto capítulo* se exponen las diversas conclusiones a las que se ha llegado con el desarrollo de esta Tesis, sobre el comportamiento en fatiga de alambres fisurados de aceros perlíticos progresivamente trefilados.

APORTACIONES ORIGINALES

- Elaboración de diferentes programas que modelizan el frente de fisura producido por cargas cíclicas sobre la sección transversal de un alambre, mediante el mejor ajuste elíptico con centro en el exterior de la varilla o circular sin ninguna restricción (ambos de tipo triparamétrico).
- Revisión crítica del factor de intensidad de tensiones (FIT) adimensional a lo largo del frente de fisura para la situación tridimensional de una probeta cilíndrica, tanto lisa como entallada, fisurada transversalmente y sometida a cargas axiales de tracción (libres o constreñidas) o de flexión.
- Realización de un programa para simular el avance de fisuras elípticas en alambres sometidos a cargas de tracción (con extremos libres o constreñidos) o flexión, de acuerdo a la ley de Paris-Erdogan, a partir de una discretización del frente de fisura y crecimiento en cada punto en la dirección perpendicular a dicho frente.
- Estudio en alambres de la curva de relación de aspecto frente a profundidad relativa de fisura ($a/b-a/D$) durante el crecimiento por fatiga de distintas geometrías iniciales de fisura, desde prácticamente rectas hasta circulares, para distintos materiales (caracterizados por el parámetro m de Paris) y cargas de tracción (con extremos libres o constreñidos) o de flexión.
- Análisis en alambres de la evolución del porcentaje de área fisurada durante el crecimiento por fatiga de distintas geometrías de fisura iniciales (prácticamente rectas y circulares), para distintos materiales (caracterizados por el parámetro m de Paris) y cargas de tracción (con extremos libres o constreñidos) o de flexión.
- Estudio en alambres de la evolución del FIT adimensional máximo y mínimo sobre el frente de fisura y la relación entre ambos durante el crecimiento por fatiga de distintas geometrías de fisura iniciales (prácticamente rectas y circulares), para distintos materiales (caracterizados por el parámetro m de Paris) y cargas de tracción (con extremos libres o constreñidos) o de flexión.

- Determinación de la flexibilidad adimensional sobre alambres con fisuras de distintas geometrías, para profundidades relativas de fisura $a/D=0.1$ hasta 0.8 y relaciones de aspecto $a/b=\{0.08, 0.20, 0.40, 0.60, 0.80, 1.00\}$, sometidos a cargas de tracción (con extremos libres o constreñidos) o cargas de flexión.
- Análisis en alambres de la evolución de la flexibilidad adimensional durante el crecimiento por fatiga de distintas geometrías de fisura iniciales (prácticamente rectas y circulares), para distintos materiales (caracterizados por el parámetro m de Paris) y cargas de tracción (con extremos libres o constreñidos) o de flexión.
- Estudio en alambres de la evolución del número de ciclos adimensional durante el crecimiento por fatiga de distintas geometrías de fisura iniciales (prácticamente rectas y circulares), para distintos materiales (caracterizados por el parámetro m de Paris) y cargas de tracción (con extremos libres o constreñidos) o de flexión.
- Análisis experimental sobre la superficie de fractura en modo I de la evolución del frente de fisura originado por el descenso brusco de la carga máxima cíclica de tracción, en todos los pasos de trefilado de los alambres de acero perlítico (alambrón, pasos intermedios y acero de pretensado).
- Determinación experimental de las curvas de flexibilidad adimensional para el alambrón y el acero de pretensado en barras cilíndricas fisuradas superficialmente y sometidas a cargas cíclicas de tracción, en función de la profundidad relativa de fisura y de la relación de aspecto, y su comparación a través de la utilización de un extensómetro virtual.
- Obtención de las curvas de Paris ($da/dN=C\Delta K^m$) para el alambrón y el acero de pretensado, a partir de ensayos en alambres prefisurados sometidos a carga cíclica de tracción axial en escalones decrecientes, que permiten determinar el efecto del proceso de trefilado sobre la velocidad cíclica de crecimiento de fisuras.
- Estudio de la influencia del factor R (valores positivos) sobre la velocidad cíclica de crecimiento de fisuras en el régimen de Paris, para el alambrón y para el acero de pretensado, mediante ensayos en alambres prefisurados sometidos a carga cíclica de tracción axial en escalones decrecientes.

- Estimación del tamaño de la zona plástica y estudio de su variación con los parámetros ΔK y K_{\max} , considerándola el origen del fenómeno de retardo por sobrecarga que aparece en los cambios de escalón, en los ensayos en tramos de carga constante y decrecientes realizados sobre alambón y acero de pretensado.
- Evaluación cuantitativa de las tensiones residuales axisimétricas originadas por el proceso de trefilado sobre alambres de acero perlítico en los pasos intermedios del trefilado y observación de cómo afectan a la geometría del frente de fisura que aparece en los descensos bruscos de la carga máxima cíclica durante el crecimiento por fatiga.
- Estudio del efecto de diferentes tratamientos térmicos sobre aceros perlíticos trefilados, analizando la curva tensión-deformación obtenida en el ensayo de tracción simple, los cambios producidos sobre su superficie de fractura y el alivio de las tensiones residuales de forma cualitativa.
- Análisis del efecto Bauschinger sobre alambón de acero perlítico en ensayos simétricos y asimétricos, determinando la existencia de endurecimiento cinemático y la aparición del efecto de *ratcheting*, el cual presenta una disminución en la deformación de *ratcheting* con el número de ciclos.
- Análisis del fenómeno de iniciación de fisuras por fatiga en alambres de acero perlítico progresivamente trefilado, con la observación de los defectos que originan las fisuras y con la identificación del modo de fractura que ocasiona la iniciación del proceso de fatiga.
- Observación del patrón de micro-desgarros dúctiles producto del microdaño originado sobre la superficie de fractura por el fenómeno de fatiga en el acero perlítico, examinando cómo le afecta el proceso de trefilado a través de la comparación de la fractografía del alambón y del acero de pretensado.
- Estudio del efecto del intervalo de oscilación del factor de intensidad de tensiones ΔK y del factor R (valores positivos) sobre el aspecto del patrón de microdesgarros dúctiles que se origina sobre la superficie de fractura del alambón y del acero de pretensado sometidos a carga cíclica.

- Estudio microscópico del camino de fisuración en aceros de composición eutectoide, a través del estudio fracto-materialográfico mediante cortes longitudinales realizados de forma perpendicular al frente de fisura por fatiga, analizando el efecto que los parámetros microestructurales tienen sobre ella (colonias y láminas de perlita).
- Análisis del efecto producido sobre la microfisuración por el proceso de trefilado y el factor R (valores positivos), observando los cambios que se producen en el camino de la fisura para el alambión y el acero de pretensado, y sus consecuencias sobre la microrrugosidad de la superficie de fisura.
- Estimación cuantitativa del área real fracturada por fatiga en el alambión y en el acero de pretensado para un mismo rango del intervalo de oscilación del factor de intensidad de tensiones (aproximadamente), a partir de la observación de la microfisuración en diferentes cortes longitudinales (perpendiculares al frente de fisura).
- Corrección de las curvas de Paris $da/dN=C\Delta K^m$ obtenidas para el alambión y para el acero de pretensado, a partir de la sustitución de la superficie transversal proyectada (macroscópica) por la superficie real fracturada (microscópica), y análisis del cambio sobre los coeficientes C y m de Paris.

AGRADECIMIENTOS

El autor desea expresar su gratitud a todas aquellas personas e instituciones que han contribuido de una u otra forma a la realización de esta investigación, en especial:

Dr. Jesús Toribio Quevedo, Catedrático de Universidad y Director del Grupo de Investigación sobre Tolerancia al Daño e Integridad Estructural de la Universidad de Salamanca, por la dirección de esta Tesis.

Dres. Viktor Kharin y Francisco Javier Ayaso Yañez, miembros del citado Grupo de Investigación, que han contribuido con su inestimable ayuda y consejo a la consecución de los objetivos científicos.

El resto de miembros del equipo de investigación, y en especial la Dra. Beatriz González Martín, cuya participación científica ha sido fundamental para el desarrollo y conclusión de esta Tesis Doctoral.

D. Juan José Morillo Vega, Técnico de los Laboratorios de Ensayos Mecánicos y de Análisis Microestructural, que ha colaborado de forma esmerada y eficiente en la preparación requerida para los ensayos.

D. José Escuadra Burrieza por sus consejos y contribuciones matemáticas y Dr. Enrique Conejero Jarque, que ha posibilitado la realización en las probetas de entallas mediante tecnología láser.

Dra. María Luisa Pérez Delgado y D. José Luis Pérez Iglesias, así como el resto de miembros del Departamento de Informática y Automática en la E.P.S. de Zamora, por su apoyo en distintas actividades académicas.

D. Juan Monar, de TREFILERÍAS QUIJANO (Los Corrales de Buelna, Cantabria), por la cesión desinteresada del material utilizado para la realización de la parte experimental del trabajo, así como por su preparación para los ensayos.

Los Ministerios de Ciencia y Tecnología y de Educación y Ciencia, y la Junta de Castilla y León, por la financiación aportada a través de los Proyectos MAT2002-01831 (MCyT), BIA2005-08965 (MEC), SA078/04 (JCyL), SA067A05 (JCyL) y SA111A07 (JCyL).

ÍNDICE

CAPÍTULO I: INTRODUCCIÓN

1. OBJETIVOS	1
2. ANTECEDENTES	2
2.1. Microestructura del acero perlítico	2
2.2. Propiedades mecánicas	6
2.3. Comportamiento en fatiga.....	9

CAPÍTULO II: CARACTERIZACIÓN DEL MATERIAL

1. FUNDAMENTOS TEÓRICOS.....	19
1.1. Microestructura del acero perlítico	20
1.2. Ensayo de tracción simple.....	21
1.3. Ensayo de dureza	23
2. PROCEDIMIENTO EXPERIMENTAL	26
2.1. Material de ensayo	26
2.2. Análisis microestructural	27
2.3. Ensayo de tracción simple.....	28
2.4. Ensayo de dureza Rockwell C	29
2.5. Equipo experimental	29
3. RESULTADOS EXPERIMENTALES	31
3.1. Análisis microestructural	31
3.1.1. <i>Tamaño de las colonias de perlita</i>	37
3.1.2. <i>Espaciado interlaminar</i>	38
3.1.3. <i>Orientación de las láminas de perlita</i>	41
3.2. Ensayo de tracción simple.....	42
3.2.1. <i>Parámetros mecánicos característicos</i>	43
3.2.2. <i>Estudio fractográfico</i>	47
3.3. Ensayo de dureza Rockwell C	52
3.3.1. <i>Medida de la dureza Rockwell C</i>	52
3.3.2. <i>Análisis de las huellas</i>	53
4. DISCUSIÓN	66

CAPÍTULO III: MODELIZACIÓN DEL CRECIMIENTO DE FISURAS BAJO CARGAS CÍCLICAS

1. FUNDAMENTOS TEÓRICOS	71
1.1. Modelización del frente de fisura	71
1.2. Cálculo del FIT adimensional	72
1.3. Modelización del crecimiento de fisura bajo cargas cíclicas	73
1.3.1. <i>Funciones para un ciclo asimétrico (R constante)</i>	74
1.3.2. <i>Funciones para diferentes ciclos asimétricos (R variable)</i>	77
2. PROCEDIMIENTO DE CÁLCULO	78
2.1. Modelización del frente de fisura	78
2.1.1. <i>Modelización asimétrica</i>	80
2.1.2. <i>Modelización simétrica</i>	82
2.2. Cálculo del FIT adimensional	86
2.2.1. <i>Barras lisas</i>	86
2.2.2. <i>Barras entalladas</i>	100
2.3. Modelización del crecimiento de fisura bajo cargas cíclicas	105
2.3.1. <i>Evolución del frente de fisura</i>	105
2.3.2. <i>FIT adimensional</i>	108
2.3.3. <i>Cálculo de la flexibilidad adimensional</i>	108
2.3.4. <i>Cálculo del número de ciclos adimensional</i>	115
2.3.5. <i>Características del programa</i>	116
3. RESULTADOS	118
3.1. Cálculo del FIT adimensional	118
3.1.1. <i>Barras lisas</i>	118
3.1.2. <i>Barras entalladas</i>	133
3.2. Modelización del crecimiento de fisura bajo cargas cíclicas	135
3.2.1. <i>Estudio de convergencia</i>	135
3.2.2. <i>Evolución del frente de fisura</i>	138
3.2.3. <i>Evolución del FIT adimensional</i>	155
3.2.4. <i>Evolución de la flexibilidad adimensional</i>	165
3.2.5. <i>Evolución del número de ciclos adimensional</i>	170

4. DISCUSIÓN.....	174
4.1. Modelización del frente de fisura.....	174
4.2. Cálculo del FIT adimensional.....	179
4.2.1. <i>Barras lisas sometidas a tracción</i>	179
4.2.2. <i>Barras lisas sometidas a flexión</i>	184
4.2.3. <i>Aplicación de la Norma BSI 7910:1999 a barras lisas</i>	186
4.2.4. <i>Barras entalladas sometidas a tracción</i>	186
4.3. Modelización del crecimiento de fisura bajo cargas cíclicas.....	188
4.3.1. <i>Evolución del frente de fisura</i>	188
4.3.2. <i>Evolución del FIT adimensional</i>	192
4.3.3. <i>Evolución de la flexibilidad adimensional</i>	195
4.3.4. <i>Evolución del número de ciclos adimensional</i>	198

CAPÍTULO IV: PROPAGACIÓN DE FISURAS POR FATIGA EN ACEROS PERLÍTICOS TREFILADOS

1. OBJETIVOS.....	201
2. PROCEDIMIENTO EXPERIMENTAL.....	202
2.1. Material de ensayo.....	202
2.2. Ensayos de fatiga.....	202
2.3. Modelización del frente de fisura.....	203
2.4. Extensómetro virtual.....	204
2.5. Preparación metalográfica.....	205
2.6. Equipo experimental.....	206
3. RESULTADOS EXPERIMENTALES.....	208
3.1. Caracterización macroscópica del fenómeno de fatiga.....	208
3.1.1. <i>Alambrón y acero de pretensado</i>	208
3.1.2. <i>Pasos intermedios de trefilado</i>	234
3.1.3. <i>Efecto Bauschinger (ratcheting)</i>	241
3.2. Caracterización microscópica del fenómeno de fatiga.....	245
3.2.1. <i>Análisis fractográfico</i>	245
3.2.2. <i>Análisis fracto-materialográfico</i>	274
3.2.3. <i>Las partículas en el fenómeno de fatiga</i>	286

4. DISCUSIÓN	287
4.1. Caminos de propagación de la fisura.....	287
4.2. Crecimiento de fisuras en el régimen de Paris	289

CAPÍTULO V: CONCLUSIONES

1. CARACTERIZACIÓN DEL MATERIAL	297
2. MODELIZACIÓN DEL CRECIMIENTO DE FISURAS BAJO CARGAS CÍCLICAS	300
3. PROPAGACIÓN DE FISURAS POR FATIGA EN ACEROS PERLÍTICOS TREFILADOS	304

BIBLIOGRAFÍA.....	309
--------------------------	------------

ANEXOS.....	327
--------------------	------------

ANEXO I Caracterización de los ensayos de tracción simple.

ANEXO II Caracterización de la superficie de fractura en tracción simple.

ANEXO III Programa de modelización del crecimiento cíclico de fisuras.

ANEXO IV Caracterización del frente de fisura en alambres.

ANEXO V Crecimiento cíclico de fisuras en el régimen de Paris.

LISTA DE SÍMBOLOS

a	Profundidad de fisura
a/b	Relación de aspecto
$(a/b)_c$	Relación de aspecto crítica
a/D	Profundidad de fisura relativa
A_0	Área inicial del alambre
A_F	Área fisurada
A_F/A_0	Área fisurada adimensional
$\Delta a(\max)$	Máximo incremento de fisura
b	Semieje de la elipse perpendicular a la profundidad de fisura
β_m	Ángulo de las láminas de perlita
C	Coefficiente de Paris-Erdogan
C	Flexibilidad (usando extensómetro)
d	Diámetro mínimo del alambre entallado
d_c	Diámetro de la colonia de perlita
da/dN	Velocidad cíclica de crecimiento de fisuras por fatiga
D	Diámetro del alambre
DR_L	Diámetro de la huella Rockwell en la dirección radial de la sección longitudinal
DZ_L	Diámetro de la huella Rockwell en la dirección axial de la sección longitudinal
D_T	Diámetro de la huella Rockwell en la sección transversal
e	Deformación ingenieril
E	Módulo de Young
ε	Deformación verdadera
ε^e	Deformación elástica verdadera
ε^p	Deformación plástica verdadera
ε_{\max}	Deformación máxima a tracción del material
f	Flexibilidad adimensional
F	Fuerza
FIT	Factor de Intensidad de Tensiones
ΔF	Intervalo de oscilación de carga
h	Distancia desde el punto del frente situado en el borde al eje de simetría de la fisura
HR	Dureza Rockwell
HRC	Dureza Rockwell C

φ	Ángulo de desviación del frente de fisura
K	FIT en deformación plana
K_t	Factor concentrador de tensiones
K_{IC}	Tenacidad de fractura
ΔK	Intervalo de oscilación del FIT en deformación plana
ΔK_{th}	Umbral de propagación de fisuras por fatiga
λ	Flexibilidad
m	Exponente de Paris-Erdogan
m	Parámetro de Ramberg-Osgood
M	Momento flector
n	Número de ciclos adimensional
n	Coefficiente de endurecimiento por deformación
n_T	Número de ciclos adimensional total
N	Número de ciclos
ν	Coefficiente de Poisson
P	Parámetro de Ramberg-Osgood
r	Radio de curvatura de la entalla
r_p	Zona plástica
R	Relación entre la carga/tensión mínima y la máxima
R_c	Radio del círculo en un frente de fisura modelizado de forma circular
s_0	Espaciado interlaminar
σ	Tensión verdadera
σ_{max}	Resistencia a tracción del material
σ_{max}	Tensión máxima de fatiga
σ_{min}	Tensión mínima de fatiga
σ_Y	Límite elástico del material
$\Delta\sigma$	Intervalo de oscilación de tensiones
u	Desplazamiento
x	Distancia desde un punto del frente al eje de simetría de la fisura
x/h	Coordenada relativa del punto sobre el frente de fisura
Y	FIT adimensional
Y_i	FIT adimensional en el punto i del frente de fisura
Y_{max}	FIT adimensional máximo a lo largo del frente de fisura
Y_{min}	FIT adimensional mínimo a lo largo del frente de fisura
z	Número de segmentos del frente de fisura

I. INTRODUCCIÓN

1. OBJETIVOS

En este trabajo se analiza cómo afecta el proceso de trefilado de un acero perlítico a su comportamiento ante cargas cíclicas. El material objeto de estudio, el acero perlítico trefilado, es un importante material estructural que se utiliza como refuerzo en el hormigón pretensado debido a su alta resistencia, siendo la fatiga una de sus principales causas de daño. La presente Tesis persigue tres objetivos fundamentales, a cada uno de los cuales se ha dedicado un capítulo:

- Adquirir un conocimiento básico del material objeto de estudio y las modificaciones que el proceso de trefilado produce sobre él, a partir del análisis de su microestructura y del estudio de sus propiedades mecánicas convencionales, obtenidas a partir de ensayos de tracción simple en la dirección axial (eje de trefilado) y de dureza Rockwell C en sus dos secciones características (longitudinal y transversal).
- Realizar un estudio numérico de la evolución del frente de fisura en alambres sometidos a cargas cíclicas, de tracción en la dirección axial o de flexión, considerando la ley de Paris-Erdogan y que el frente de fisura se caracteriza de forma adecuada a partir de una elipse con centro en la superficie del alambre. Con este fin se ha realizado una revisión previa de las soluciones más interesantes obtenidas por otros autores para el factor de intensidad de tensiones (FIT) adimensional sobre el frente de una fisura superficial en un cilindro.

- Analizar experimentalmente el comportamiento en fatiga del acero perlítico a través de ensayos sobre alambres sometidos a cargas cíclicas de tracción, de forma macroscópica mediante la obtención de la ley de Paris-Erdogan y la evolución de los frentes de fisura, y microscópicamente a través del análisis fractográfico y fracto-materialográfico. El propósito fue determinar cómo influyen sobre estos aspectos el intervalo de oscilación del factor de intensidad de tensiones, la relación de carga (factor R), el trefilado y las tensiones residuales introducidas con este proceso.

Los estudios de esta Tesis Doctoral continúan la línea de investigación desarrollada sobre el comportamiento en fatiga y fractura en distintos ambientes de acero perlítico progresivamente trefilado, con geometrías cilíndricas lisas, entalladas o fisuradas (OVEJERO, 1998; TOLEDANO, 1998; AYASO, 2001; GONZÁLEZ, 2007; VERGARA, 2007).

2. ANTECEDENTES

En este punto se realiza una revisión bibliográfica de las líneas seguidas por distintos autores en los temas afines a este estudio, determinando de este modo el estado del conocimiento actual de las materias tratadas en la presente Tesis.

2.1. Microestructura del acero perlítico trefilado

Los aceros eutectoides tienen una microestructura completamente perlítica. La transformación de austenita a perlita ocurre por la nucleación sobre las fronteras de grano austenítico, desarrollándose como capas alternas de ferrita y cementita. Las láminas de ferrita y cementita vecinas que crecen paralelas unas a otras constituyen una colonia.

Según KAVISHE y BAKER (1986), las láminas de ferrita y cementita en aquellas colonias que constituyen un nódulo simple tienden a tener una orientación cristalográfica propia que normalmente no es compartida por las láminas de los nódulos vecinos. Cuando un nódulo creciente afecta a otro nódulo se forma una frontera. Aunque las colonias de perlita se nuclean en las fronteras de grano de la austenita, las láminas de ferrita y cementita pueden crecer a través de una frontera de austenita sin dificultad. Las láminas dejan de crecer sólo cuando se encuentran unas con otras. El tamaño del grano austenítico previo es una de las características que controlan la velocidad de nucleación de la perlita y está relacionado con el tamaño del nódulo perlítico.

Existe una gran independencia entre el tamaño de grano austenítico previo, el tamaño de colonia de perlita y el espaciado interlaminar perlítico (es posible variar uno de ellos sin alterar los otros dos), lo que permite determinar las relaciones entre propiedades del material y parámetros microestructurales. En una estructura que tenga un tamaño de grano austenítico previo grande habrá varias colonias nucleadas sobre las caras del grano y con la misma unidad de procedencia. En una estructura de grano fino coexistirán muchas menos colonias con una procedencia común y así cada unidad podrá entenderse como una colonia o como el conjunto de unas pocas. Para un mismo tamaño de colonia de perlita, las estructuras de grano fino tendrán considerablemente más unidades de orientación, y más aún, presentarán una mayor resistencia a la propagación de la fisura (NAM y BAE, 1995).

El espaciado interlaminar de la perlita es una función altamente dependiente de la temperatura de transformación isotérmica (HYZAK y BERNSTEIN, 1976). Por encima de los 650°C se obtiene una relación lineal inversa entre los espaciados y la temperatura, mientras que por debajo de esta temperatura aparece una desviación de la linealidad (RIDLEY, 1984). El espaciado de la perlita también se incrementa con la disminución del diámetro de grano austenítico previo (HYZAK y BERNSTEIN, 1976). Se ha demostrado que los espaciados interlaminares, medidos perpendicularmente a las láminas, se incrementan con la deformación (LANGFORD, 1977).

La fractura bajo sollicitación de tracción se determina por procesos en las colonias con láminas paralelas al eje de tracción, donde la deformación puede ocurrir en bandas estrechas de intensa tensión cortante localizada (DOLLAR, BERNSTEIN y THOMPSON, 1988).

Hay tres clases principales de fuentes de dislocaciones que generan defectos en la subestructura de la perlita: las tensiones creadas por la dinámica de transformación de fase, el efecto de la diferencia en el sistema cristalográfico de los constituyentes y las tensiones resultantes de las fuerzas externas, en particular del efecto de enfriamiento desde la temperatura de transformación (BRAMFITT y MARDER, 1973).

La deformabilidad de las láminas de cementita se ve influida significativamente por el espaciado interlaminar (si éstas son suficientemente finas) y por el estado de tensiones en las mismas (la direccionalidad de dichas láminas con el eje de trefilado), mientras que no lo está por el tamaño de la colonia de perlita (LANGFORD, 1977; NAM *et al.*, 2000).

El proceso de trefilado produce una gran variación en la microestructura del acero perlítico. Las colonias se orientan progresivamente en la dirección axial a la vez que se hacen más esbeltas, pudiéndose modelizar como elipsoides (TORIBIO y OVEJERO, 1997; 1998c). Las láminas de perlita disminuyen su espaciado y se alinean progresivamente en la dirección de trefilado a medida que aumenta la deformación plástica (EMBURY y FISHER, 1966; LANGFORD, 1977; DOLLAR, BERNSTEIN y THOMPSON, 1988; TORIBIO y OVEJERO, 1998a; 1998b). Para deformaciones pequeñas la orientación de las láminas es más acusada, mientras que en deformaciones más altas ($\epsilon^p = 1.10$), con una orientación de las láminas de perlita ya próxima a la dirección longitudinal de la probeta, es más evidente el fenómeno de la disminución del espaciado interlaminar, que continúa reduciéndose de forma uniforme (TORIBIO y OVEJERO, 1998a; 1998b). En las colonias que poseen láminas de cementita alineadas transversalmente al eje de trefilado, éstas aparecen fuertemente flexionadas, curvadas e incluso rotas, dando lugar a lo que se conoce como *pseudocolonias perlíticas* (TORIBIO, OVEJERO y TOLEDANO, 1997; TORIBIO *et al.*, 2008). Una deformación cortante pura sobre acero plenamente perlítico produce cambios en la microestructura y unas propiedades mecánicas muy similares a las que se producen con el trefilado (WETSCHER, STOCK y PIPPAN, 2007).

Si la deformación es aún mayor ($\epsilon^p = 2.32$), independientemente de los parámetros de la microestructura inicial (espaciado interlaminar y tamaño de colonia), las láminas de cementita se encuentran completamente alineadas a lo largo del eje de trefilado y es menos frecuente encontrar láminas curvadas o rizadas (NAM, BAE y LEE, 2002). A mayores deformaciones se forman partículas de cementita globular, mediante la densificación de la cementita durante el trefilado. Estas partículas de cementita, cuyo tamaño es mucho mayor que el espesor de las láminas de cementita, proporcionan un lugar efectivo para la formación de huecos, debido al incremento de la concentración de tensiones en las proximidades de estas partículas, siempre y cuando continúe aumentándose la deformación (NAM y BAE, 1995).

En la sección transversal las colonias de perlita muestran la curvatura típica de granos y láminas en una estructura BCC, los cuales se flexionan para mantener la compatibilidad con sus vecinos. Este efecto se atribuye a la elongación de la ferrita bajo condiciones de deformación plana, asociada a la forma de la textura en las direcciones $\langle 110 \rangle$ durante el trefilado (GIL SEVILLANO y AERNOUDT, 1987; NAM, BAE y LEE, 2002; ZELIN, 2002). OCENÁSEK *et al.* (2007), mediante una simulación, predijeron el desarrollo de la textura, la elongación de los granos y el curvado de los mismos con el proceso del trefilado.

Debido a la alta deformación plástica se produce una disolución de la cementita durante el proceso de trefilado. Esta disolución tiene lugar a través de un mecanismo global que incluye el volumen total de cada lámina, resultando en un gradiente de concentración de átomos de carbono desde la cementita a la ferrita que provoca una gran cantidad de carbono libre en la ferrita de la microestructura deformada (DANOIX *et al.*, 1998). Este fenómeno puede ser explicado por la interacción entre dislocaciones y átomos de carbono (GAVRILJUK, 2003) o por la desestabilización termodinámica de la fase cementita durante el trefilado, debida al incremento de su energía libre en las intercaras (LANGUILLAUME, KAPELSKI y BAUDELET, 1997a). La intensa deformación plástica, que implica una disminución del espaciado de la cementita y un aumento de la densidad de dislocaciones, contribuye a que la energía libre de la cementita aumente por su contribución interfacial, de tal manera que se provoque su inestabilidad y que se disuelva, obteniéndose una solución sólida sobresaturada de carbono en ferrita. La disolución de la cementita está condicionada en gran medida por el tamaño del espaciado interlaminar, existiendo un umbral microestructural para la disolución de la cementita, el espaciado de las láminas de cementita, que se sitúa entre 0.010 y 0.016 mm para el acero completamente perlítico (NAM *et al.*, 2000).

La disolución de la cementita, en combinación con el calentamiento adiabático causado por la deformación plástica, puede aumentar la temperatura hasta 150÷250°C, provocando envejecimiento dinámico del material. Así incrementa su resistencia, disminuye su ductilidad y favorece la susceptibilidad a la delaminación que fisura axialmente el alambre bajo carga de torsión (ZELIN, 2002).

Mediante difracción de rayos X se ha observado que los alambres de acero perlítico trefilados (con $\varepsilon^p = 5.1$) están compuestos de fibras de ferrita de tamaño nanoscópico supersaturadas con carbono en las que se había descompuesto casi toda la cementita que existía, explicando así la alta resistencia obtenida (HONO *et al.*, 2001). La fracción de la cementita descompuesta aumenta con el incremento del área de las intercaras ferrita-cementita, llegando a ser la descomposición menos intensa a deformaciones mayores. Por el contrario, el espectro de Mössbauer induce a pensar que con el incremento del trabajo la descomposición de la cementita se aproxima a un límite, debido a la saturación de las dislocaciones en la ferrita por los átomos de carbono (GAVRILJUK, 2002), no continuando la descomposición cuando se llega al, aproximadamente, 8.5% en volumen de cementita (NAM *et al.*, 2000).

Las partículas de cementita extraídas de la parte exterior del alambre tienen un comportamiento paramagnético a 300K, mientras que las partículas de la parte interior del alambre se comportan como cementita ferromagnética ordinaria. Esto significa que la parte exterior del alambre se deforma más fuertemente que la parte interior del alambre durante el proceso de trefilado (OHKI *et al.*, 1998).

En el acero eutectoide plenamente perlítico se ha descubierto que existen tensiones de fase térmicas que se generan durante el enfriamiento, causadas por los diferentes coeficientes de expansión térmica de la ferrita y la cementita. Se ha encontrado que el trefilado en frío produce un perfil axisimétrico de tensiones residuales, debido a la deformación plástica inhomogénea creada en el acero al pasar a través de la hilera de trefilado. El acero trefilado muestra una gran deformación axial residual compresiva en el eje del alambre y de tracción en la superficie del mismo (ATIENZA, 2001; TOMOTA *et al.*, 2003). Las tensiones residuales debidas al trabajo en frío tienen una clara influencia en los resultados del ensayo de tracción simple, en el proceso de fluencia, en el comportamiento frente a la propagación subcrítica de fisuras, en la vida en fatiga y en fractura asistida por el ambiente (ATIENZA, RUIZ y ELICES, 2003; ATIENZA *et al.*, 2005a).

La aplicación de tratamientos termomecánicos a los aceros eutectoides, seguidos de velocidades de enfriamiento elevadas, conduce a un afino significativo del grano austenítico previo que no afecta negativamente al espaciado interlaminar, permitiendo así obtener combinaciones óptimas de resistencia y tenacidad en estos materiales (COTRINA *et al.*, 2004).

2.2. Propiedades mecánicas del acero perlítico

Los cambios microestructurales provocados por el proceso de trefilado se traducen en variaciones importantes de las propiedades mecánicas del acero perlítico, debido a la típica relación que existe en la Ciencia de Materiales entre la microestructura y las propiedades mecánicas macroscópicas.

El módulo de Young en materiales policristalinos depende de la interacción atómica, una orientación preferencial, la temperatura y la velocidad de deformación. Su aumento se produce con la disminución de la constante de red (LIU *et al.*, 2003), siendo esta dependencia de orden secundario respecto a la reducción del tamaño de grano (GIL SEVILLANO, 2003).

El límite elástico y la resistencia a tracción de aceros plenamente perlíticos muestran una dependencia microestructural similar, aumentando con la disminución del espaciado interlaminar. El espaciado perlítico puede ser refinado disminuyendo la temperatura de transformación y, en menor medida, incrementando el tamaño de *grano austenítico previo* (HYZAK y BERNSTEIN, 1976). Sin embargo no existen relaciones simples entre el tamaño de grano austenítico previo y el límite elástico o la resistencia a tracción.

Tradicionalmente se ha aceptado que la textura cristalográfica era la que principalmente contribuía en la anisotropía global. No obstante, estudios recientes han revelado que la característica mesoestructural a la escala del grano puede tener una gran importancia sobre el comportamiento anisótropo tenso-deformacional, en donde existe un cambio en el camino de las deformaciones. La diferencia causada por la subestructura al nivel del tamaño de grano en el lugar del límite elástico es comparable en magnitud al efecto de los cambios en la textura (PEETERS *et al.*, 2002).

Varios autores han demostrado que el límite elástico sigue una relación tipo Hall-Petch respecto al espaciado interlaminar s_0 (HYZAK y BERNSTEIN, 1976; LANGFORD, 1977), aunque otros han propuesto introducir algunas modificaciones en la misma. KAVISHE y BAKER (1986) utilizaron el inverso del espaciado interlaminar, s_0^{-1} , en la ecuación de Hall-Petch y finalmente realizaron una sustitución del espaciado interlaminar por el recorrido libre medio de la ferrita, λ . Esta misma conclusión había sido sugerida anteriormente por otros autores, utilizando aceros con microestructuras que van desde un rango de una mezcla de carbono media de ferrita y cementita hasta aceros plenamente perlíticos. Por medio de la estadística se ha establecido también una relación entre la resistencia y los parámetros microestructurales para estructuras bifásicas, la cual se confirma para el acero perlítico, donde se obtiene que la relación de Hall-Petch es aplicable (ZHENYAO, 1982). El parámetro de Hall-Petch es independiente de la velocidad de enfriamiento y por lo tanto del espaciado interlaminar, pero aumenta considerablemente con el incremento del contenido de carbono (CHOI y PARK, 1996).

Mientras el límite elástico en las diferentes estructuras está gobernado por la distancia media del deslizamiento de las dislocaciones en la ferrita de acuerdo con la relación de Hall-Petch, la relación de trabajo de endurecimiento ($d\sigma/d\varepsilon^p$) se determina por la morfología de la cementita, siendo independiente de la distancia entre partículas (KARLSSON y LINDÉN, 1975).

La resistencia a tracción continuamente aumenta con la deformación plástica durante el trefilado debido a la reducción del espaciado interlaminar (HYZAK y BERNSTEIN, 1976;

KAVISHE y BAKER, 1986), lo que favorece el bloqueo de las dislocaciones en la interfase ferrita-cementita, aunque la magnitud de este incremento depende de la orientación de la muestra a causa de la alineación microestructural del material (WETSCHER, STOCK y PIPPAN, 2007). Existe una relación entre la evolución microestructural durante el proceso de trefilado y la mejora de propiedades mecánicas, aunque en particular un ajuste Hall-Petch es imposible para estos aceros trefilados (TORIBIO, 2004), debido a que la disminución del espaciado va acompañada de la orientación microestructural del material.

Los resultados de las mediciones del espaciado interlaminar, obtenidos para un acero perlítico y para el mismo acero pero altamente deformado, están de acuerdo con el modelo de Embury-Fisher (EMBURY y FISHER, 1966; BUONO *et al.*, 1997), donde el parámetro de Hall-Petch (que no se encuentra influido por el espaciado interlaminar) es función de la fracción de volumen de cementita, es decir, del contenido de carbono (NAM, BAE y LEE, 2002).

El módulo de Young, el coeficiente de endurecimiento y la deformación máxima a tracción se mantienen casi constantes con la temperatura. Sin embargo, el límite elástico y la resistencia a tracción disminuyen de forma lineal con ella. La adición de cromo al acero perlítico aumenta la resistencia a tracción y el coeficiente de endurecimiento de los aceros perlíticos trefilados, debido al refinamiento del espaciado interlaminar inicial y el incremento de los parámetros de Hall-Petch. La adición de Níquel hasta 0.8% en peso no causa ningún cambio en la resistencia, en la velocidad de endurecimiento o en los parámetros de Hall-Petch (SONG, KANG y NAM, 2006).

LANGFORD (1977), trabajando con aceros perlíticos trefilados, llegó a la conclusión de que las deformaciones que ocurren individualmente en las colonias de perlita no afectan al endurecimiento por deformación. Lo que sí puede suceder es que las secciones longitudinales y transversales sean diferentes, resultando en una anisotropía resistente que produce deformaciones no homogéneas y confirma el cambio en la forma interna de la microestructura y las variaciones del espaciado interlaminar medio.

Realizando un análisis de la deformación a partir de un modelo micromecánico tipo Taylor y de otro modelo fenomenológico, la predicción del comportamiento del endurecimiento por trabajo en frío en acero plenamente perlítico facilita buenos resultados, proporcionando un pronóstico razonable del endurecimiento. Aunque el modelo sobreestima el descenso en el espaciado interlaminar, se compensa con la desestimación del mecanismo de propagación de dislocaciones implicado en el modelo fenomenológico (HU *et al.*, 2006).

El grano austenítico previo de las estructuras completamente perlíticas controla la ductilidad de la muestra ensayada a tracción simple, disminuyendo su valor de forma progresiva conforme aumenta el tamaño de grano austenítico previo (LEWANDOWSKY y THOMPSON, 1986). Este parámetro representa la deformación necesaria para desarrollar una fisura del tamaño del nódulo de perlita (unidad de orientación), que inicia la propagación de la fractura por clivaje inestable en el ensayo de tracción simple. El tamaño de este nódulo está relacionado con el tamaño de grano austenítico previo (KAVISHE y BAKER, 1986).

La microdureza del acero es mayor con el aumento del trabajo en frío sobre el material (COTTERELL *et al.*, 2002). El proceso de trefilado del acero perlítico provoca una disminución en el espaciado interlaminar conjuntamente con una orientación de las láminas de la perlita en la dirección de trefilado (EMBURY y FISHER, 1966; LANGFORD, 1977; DOLLAR, BERNSTEIN y THOMPSON, 1988; TORIBIO y OVEJERO, 1998a; 1998b), siendo el factor determinante para el cambio de la microdureza este descenso del espaciado interlaminar con el aumento del trabajo en frío (WETSCHER *et al.*, 2004).

Durante el proceso de trefilado del acero perlítico se induce una fuerte orientación microestructural que será la responsable de la anisotropía en sus propiedades mecánicas. Las secciones longitudinal y transversal son diferentes a nivel microestructural, produciendo una anisotropía en la resistencia que produce deformaciones no homogéneas (LANGFORD, 1977). Esta diferencia en la microdureza entre la sección transversal y la longitudinal del acero trefilado puede ser atribuida al gran número de caras interlaminares que actúan como barreras para el movimiento de las dislocaciones en la dirección normal frente a la axial (ZELIN, 2002). La respuesta plástica anisótropa del acero de pretensado ha sido determinada para una deformación plástica de 1.05, obteniéndose que el límite elástico en cualquier dirección perpendicular al eje del alambre es un 20% inferior al valor en la dirección del trefilado (GONZÁLEZ *et al.*, 2006).

2.3. Comportamiento en fatiga

La propagación de fisuras por fatiga es un fenómeno de gran importancia, al tratarse del mecanismo fundamental de crecimiento de fisuras de tipo mecánico. Consiste en la nucleación y desarrollo de defectos en el material producidos por sollicitación cíclica u

oscilante, incluso muy por debajo de los niveles tensionales que conducen a la rotura del material (CARPINTERI, 1994). La vida de las fisuras pasa por varios estadios: nucleación, crecimiento de fisuras cortas, crecimiento de fisuras largas y fallo final. Los modelos de daño por fatiga deben incluir estas cuatro etapas para obtener una predicción de vida segura (VASUDEVAN, SADANANDA y GLINKA, 2001).

Las fisuras que crecen en intervalos de oscilación del factor de intensidad de tensiones menores que ΔK_{th} exhiben fluctuaciones en la velocidad de crecimiento y se conocen como fisuras cortas. La velocidad de crecimiento de estas fisuras cortas oscila hasta que la longitud de la fisura alcanza un valor crítico, pasando entonces a ser una fisura larga y acelerándose completamente su crecimiento.

El estudio de micromecanismos de iniciación y propagación de fisuras cortas, en un acero de escaso contenido en carbono sometido a carga cíclica de impacto de baja frecuencia, conduce a concretar que el lugar más favorable para la nucleación de fisuras es el borde de grano, que también es el lugar de obstrucción efectiva para el crecimiento de fisuras cortas. El proceso progresivo de crecimiento de fisuras a través de un borde de grano involucra un redondeo de la punta de fisura, la formación de una zona de flujo plástico, y la bifurcación de la fisura (donde solamente una de las ramas continúa). La nucleación de fisuras y su propagación a lo largo de las bandas de deslizamiento es difícil en los granos donde éstas son onduladas o transversales, y fácil en los granos con bandas de deslizamiento rectas (ZHANG, YANG y TAN, 1999). En el estudio de fisuras cortas en aceros con un 0.25% de carbono se observa como éstas tienden a pasar a través de las intercaras (bordes de grano ferrita-ferrita, intercaras ferrita-perlita), más que a través de los granos de ferrita o las colonias de perlita (RAY, NARASIAH y SIVAKUMAR, 2004).

En microestructuras perlíticas el parámetro que tiene mayor efecto sobre la iniciación de la fisura de fatiga es el espaciado interlaminar, pues aunque las colonias y bordes de grano obstruyen indudablemente las dislocaciones, la dificultad para que éstas atraviesen las intercaras de fase ferrita-cementita es el fenómeno dominante. Si se disminuye el espaciado interlaminar el límite de resistencia a la iniciación de fisura por fatiga se incrementa de forma lineal. Se ha observado que la fisura se inicia en inclusiones no metálicas sobre la superficie, mientras que la nucleación lo hace en los apilamientos de dislocaciones en la intercara inclusión-matriz (GRAY III, THOMPSON y WILLIAMS, 1985).

La iniciación de fisuras en aceros de una fase requiere una magnitud de tensión considerablemente mayor que en los aceros multifase, siendo el origen de esta diferencia los distintos mecanismos de iniciación de fisuras (NARASIAH y RAY, 2006). La microestructura de la fase dual compuesta por ferrita y martensita tiene una mayor resistencia a la fatiga si se compara con la de un acero ferrítico-perlítico. Las bandas de deslizamiento y las fisuras se forman primero en la intercara ferrita-martensita, en la que se da la mayor cantidad de densidad de dislocaciones, apareciendo antes para mayores cantidades de martensita. Existen dos mecanismos predominantes de nucleación de microfisuras, coalescencia de microhuecos en los bordes de grano y microfisuras alineadas con las bandas de deslizamiento en los granos de ferrita (HASHIMOTO y PEREIRA, 1996).

Las tensiones residuales son uno de los factores que controlan el umbral de fatiga (ELICES, 2004). La vida en fatiga para intervalos de oscilación de tensiones altos muestra poca influencia respecto de la tensión residual, pero en rangos cercanos al umbral tiene fuerte dependencia con las tensiones residuales y con la forma de la fisura.

BERETTA y MATTEAZZI (1996) describieron el crecimiento de fisuras cortas en alambres de acero eutectoide, mediante un modelo de crecimiento según la Mecánica de Fractura Elasto-Plástica a partir de una población de defectos determinada experimentalmente, obteniendo buenas predicciones (aunque conservadoras) del diagrama $S-N$ del alambre.

El crecimiento de fisuras largas puede ser descrito a través de la curva de Paris-Erdogan (PARIS y ERDOGAN, 1963), la cual relaciona el intervalo de oscilación del factor de intensidad de tensiones con la velocidad de propagación de fisuras por fatiga. Está establecido que existe un umbral del intervalo de oscilación del FIT, ΔK_{th} , por debajo del cual la propagación de fisuras no ocurre. Este valor del umbral se ha observado experimentalmente que depende principalmente de la relación de carga, la microestructura y el ambiente. En el crecimiento de fisuras cortas en acero, cuando la velocidad de crecimiento tiende a aproximarse a la velocidad de las fisuras largas y la banda de dispersión se estrecha, se produce el cambio de comportamiento de la fisura, pasando de ser fisura corta a fisura larga (KAYNAK, ANKARA y BAKER, 1996). Este hecho ha sido deducido a partir del fenómeno de *cierre de fisura* en los inicios de la fisuración, ya que se reduce la efectividad de la intensidad de tensiones aplicada en la punta de la fisura en la cantidad aportada por su cierre, resultando en una fuerza motriz efectiva menor a la aplicada. Las posibles fuentes que producen este cierre de fisura son: plasticidad, rugosidad superficial, óxidos y productos de corrosión,

fluidos viscosos y materiales de fase transformados en la punta de la fisura (SURESH y GIANNAKOPOULOS, 1998; LLORCA y SÁNCHEZ GÁLVEZ, 1990). Por el contrario, VASUDEVAN, SADANANDA y GLINKA (2001) mantienen que toda desviación del comportamiento de crecimiento de fisuras largas puede relacionarse con la presencia de tensiones internas, como las fisuras cortas, el retardo por sobrecarga, la aceleración por descarga, etc.

En una probeta sometida a fatiga la fisura está completamente abierta sólo una parte del ciclo de carga, incluso cuando el ciclo de carga es siempre en tracción. De esta manera se introduce un nuevo parámetro, ΔK_{eff} , que tiene en cuenta el cierre de fisura (ELBER, 1970). El cálculo de la carga de apertura debe realizarse en la curva de descarga en lugar de en la curva de carga, para evitar la no linealidad inducida por la extensión de fisura o la expansión de la zona plástica, y se puede calcular con la norma ASTM E647 o a través de otros métodos de ajuste de la curva: el método de las líneas tangentes, el método parábola-línea o el método línea-parábola-línea (KUJAWSKI y STOYCHEV, 2003).

DINDA y KUJAWSKI (2004) proponen como fuerza motriz de la fatiga el parámetro K^* , función de ΔK , K_{max} y una variable: α si $R \geq 0$ o K_{max} si $R < 0$. Este parámetro K^* es igual de efectivo o mejor que ΔK_{eff} para la correlación del efecto del factor R sobre la velocidad de crecimiento de fisuras. Para materiales dúctiles la fuerza motriz de la fatiga es dominada por ΔK y para materiales frágiles por el parámetro K_{max} .

Un bloque de ciclos de sobrecarga de compresión en un acero bainítico, a intensidades por debajo del umbral de fatiga, puede provocar un retardo en la velocidad de crecimiento inicial de la fisura debido al cierre de fisura inducido por óxido, ya que se genera *debris* (partículas residuales) por corrosión durante la sobrecarga por compresión, resultando en un cierre de fisura y un intervalo de oscilación de tensión efectiva menor (SURESH y RITCHIE, 1981). SURESH (1983) sugiere además que la razón principal del retardo en el avance de la fisura por sobrecarga, aparte del cierre en la punta de la fisura debido al desplazamiento de tensiones residuales, son las ramificaciones en la fisura y el contacto entre las superficies de fractura rugosa después de la sobrecarga.

El efecto de retardo por sobrecarga aumenta con el número de ciclos de sobrecargas hasta que alcanza un máximo. De igual forma existe una distancia crítica entre sobrecargas que asegura el mayor efecto del retardo, a espaciados mayores o menores el retardo en el crecimiento de la fisura es menos eficaz (POMMIER y FREITAS, 2002).

Diversos estudios experimentales y simulaciones conducen a pensar que las tensiones residuales de tracción producen sólo un ligero incremento en la velocidad de propagación de las fisuras, mientras que las tensiones residuales de compresión crean una gran reducción en esta velocidad (TOYOSADA, NIWA y SAKAI, 1997). Una sobrecarga de tracción seguida de una sobrecarga de compresión produce la aceleración de la velocidad de crecimiento de fisuras por fatiga para valores negativos del factor R (MAKABE, PURNOWIDODO y MCEVILY, 2004).

El fenómeno de fatiga es un problema de dos parámetros de carga (SADANANDA y VASUDEVAN, 2004; STOYCHEV y KUJAWSKI, 2005; ZHANG, HE y DU, 2005) que involucran dos fuerzas motrices en la punta de fisura, ΔK y K_{\max} . Este último parámetro, generalmente ignorado, tiene una mayor influencia. En la mayoría de los materiales se observa una reducción lineal del umbral de fatiga conforme aumenta R . Se ha establecido que existen realmente dos valores para el umbral crítico, ΔK_{th}^* (daño cíclico) y K_{\max}^* (daño estático), que son las condiciones mínimas necesarias para que la fisura avance, independientemente del hipotético cierre de fisura y del método de ensayo. Los valores de estos dos parámetros pueden depender de la historia de carga y del medio ambiente (VASUDEVAN, SADANANDA y LOUAT, 1993; KAMAT y SRINIVAS, 1999; VASUDEVAN, SADANANDA y GLINKA, 2001; SADANANDA y VASUDEVAN, 2003).

En acero completamente perlítico, MASOUNAVE y BAILON (1975) mantienen que el tamaño de la colonia de perlita no parece influir sobre ΔK_{th} con $R=0$. En cambio, otros autores como RAVICHANDRAN (1991), defienden que las deflexiones y el retardo en el crecimiento de las fisuras provocados en los bordes de las colonias producen un incremento en ΔK_{th} con el aumento del tamaño de las colonias. El refinamiento del grano conduce a una mejora en la resistencia de la curva $S-N$ en fatiga (HANLON, KWON y SURESH, 2003), mientras que el umbral de propagación de fisuras largas por fatiga tiene una fuerte dependencia de la microestructura, disminuyendo con el tamaño de grano en aceros de bajo contenido en carbono (HANLON, KWON y SURESH, 2003; CHAPETTI *et al.*, 2005). SANKARAN *et al.* (2003) atribuyen este efecto al diferente comportamiento de las distintas microestructuras en lo relativo al cierre de fisura, reflejado en la rugosidad de la superficie de fractura en las proximidades del umbral, donde una rugosidad más baja implica un menor valor del umbral.

El umbral de propagación de fisuras por fatiga aumenta con la disminución de la temperatura en el acero plenamente perlítico. Al incrementar el factor R a temperatura constante se reduce

el umbral de fatiga, siendo esta disminución de mayor magnitud para temperaturas bajas (del orden de los -125°C) que para temperatura ambiente (EL-SHABASY y LEWANDOWSKI, 2004). Se ha obtenido una relación lineal entre R y ΔK_{th} para el acero perlítico trefilado, observándose además que el umbral disminuye conforme el límite elástico aumenta (LLORCA y SÁNCHEZ-GÁLVEZ, 1987).

En el crecimiento de fisuras por fatiga de los aceros completamente perlíticos el aumento de la relación de carga, R , o la disminución de la temperatura de ensayo (-125°C), producen un aumento significativo de la pendiente de la curva de Paris-Erdogan, fenómeno que coincide con la aparición del modo estático de fractura. La cantidad de clivaje aumenta también con ΔK y K_{max} (EL-SHABASY y LEWANDOWSKI, 2004).

El crecimiento de fisuras por fatiga en la región de Paris no está influido por la microestructura, lo que generalmente se atribuye a que en dicha región de crecimiento el tamaño de la zona plástica cíclica es mayor que el tamaño de la unidad microestructural característica (SUBRAMANYA SARMA *et al.*, 2000; SANKARAN *et al.*, 2003).

El camino de fisuración por fatiga podría ser correlacionado con la microestructura. En aceros ferrítico-perlíticos, con un máximo de ferrita del 20% en volumen, la fisura discurre a través de la costura ferrítica en los bordes de grano (WALTHER y EIFLER, 2004). En acero con perlita uniformemente distribuida en ferrita el camino de fisuración es más tortuoso que en el que la tiene de forma aislada, apareciendo deflexiones de ángulo más grande a lo largo de dicho camino. Además, la perlita inhibe la extensión de la deformación plástica alrededor de la punta de fisura, contribuyendo el constreñimiento en la deformación plástica a mejorar la resistencia al crecimiento de fisuras por fatiga (KORDA *et al.*, 2006a). La orientación de las láminas de perlita hace que éstas sean un severo obstáculo para la propagación de las fisuras y consecuentemente la velocidad de propagación por fatiga disminuye con dicha orientación (TORIBIO y TOLEDANO, 1999; WETSCHER, STOCK y PIPPAN, 2007).

La perlita frena la propagación de fisuras en los ensayos de fatiga, atribuyéndose este efecto a la presencia de una fase dura. En los aceros ferrítico-perlíticos, la perlita orientada en franjas hace disminuir la velocidad de crecimiento de fisuras por fatiga y aumentar el umbral ΔK_{th} , respecto al mismo acero con la perlita no orientada. Esto se explica con la orientación de las franjas de perlita, que provoca un camino más tortuoso de fisura, con un mayor número de

ramificaciones y deflexiones que además son de mayor ángulo. Un alto nivel de cierre de fisura se induce por la rugosidad de la deflexión del ángulo de fisura en la intercara ferrita-perlita. La ramificación de la fisura reduce la fuerza motriz local en la punta para su propagación y el camino tortuoso induce un frecuente interbloqueo de fisura (KORDA *et al.*, 2006b; MUTOH *et al.*, 2007).

Valores mayores de $\Delta\sigma$ y menores de R conducen a un contacto superficial de fractura más fuerte. El contacto de fractura severo no sólo aumenta el fenómeno de cierre de fisura, sino que también genera en la fractura fisuraciones secundarias y partículas residuales, pudiéndose caracterizar la severidad de la fractura por fatiga en función de la velocidad de caída de estas partículas (OKAYASU, CHEN y WANG, 2006). Para pequeñas amplitudes de carga y altas relaciones del factor R no se ha detectado este contacto.

En acero de rail, la velocidad de crecimiento de fisuras por fatiga con la condición de modo mixto es menor que en modo I, aunque su diferencia disminuye con el aumento de la relación de carga R (KIM y KIM, 2002). Para un mismo ΔK_{II} , la rugosidad, el *ratcheting* y la plasticidad en la punta de la fisura son más importantes para $R=0$ que para $R=-1$. Bajo carga en modo mixto secuencial, para valores de ΔK_I pequeños, el papel del modo I cíclico principalmente desbloquea periódicamente la superficie de fisura y mantiene constante la efectividad de ΔK_{II} (las contribuciones de cada modo a la velocidad de crecimiento simplemente se añaden). Para mayores ΔK_I , además de la pérdida periódica de las fuerzas de fricción, un efecto sinérgico acelera la velocidad de crecimiento (DOQUET y POMMIER, 2004).

El estudio de las curvas tensión-deformación estática y cíclica muestra en un acero ferrítico-perlítico la existencia de ablandamiento con la fatiga. Hasta un 0.5% de deformación aparece un pobre comportamiento, si se compara con el mismo acero pero de composición ferrítico-martensítica, mostrando una tendencia a mejorar su vida en fatiga para deformaciones mayores. El acero ferrítico-martensítico, con red continua de martensita que rodea granos de ferrita poligonales, muestra ablandamiento a bajas deformaciones y endurecimiento a niveles elevados. Un completo ablandamiento cíclico ocurre para un contenido de martensita de aproximadamente un 80% (CHAKRABORTI y MITRA, 2006). El *ratcheting* y el fallo de los materiales depende de las características de ablandamiento o endurecimiento cíclico del material y del valor de la tensión de la carga cíclica (KANG *et al.*, 2005).

El daño por fatiga es relativo a la existencia y desarrollo de deformación microplástica durante el proceso de la misma, siendo la resistencia a esta deformación permanente lo que caracteriza la resistencia al daño. Durante la vida en fatiga de un acero ferrítico-perlítico, la microdureza media estadística de sus componentes muestra tres periodos: aumento, estabilización y disminución. La mayoría de la vida en fatiga se produce en el estadio de descenso de la microdureza (YE, WANG y AN, 1996). El número de ciclos en el cual la microdureza alcanza la estabilización es muy corto y relativo al nivel de la tensión. En un acero ferrítico-martensítico la microdureza de la martensita no cambia mientras que la de la ferrita cambia notablemente: crece durante los primeros ciclos de carga hasta alcanzar un máximo y posteriormente se produce un ablandamiento que conduce a los valores iniciales en ensayos a $\Delta\sigma$ constante (HASHIMOTO y PEREIRA, 1996).

La unión plástica entre las capas de un compuesto bicapa con componentes que tienen las mismas propiedades elásticas puede determinar el comportamiento de la fisura de fatiga en las intercaras: si ésta continúa avanzando a través de la intercara o si se frena antes de penetrar en ella. El fenómeno de retardo ocurre cuando la fisura se aproxima a la intercara desde el material plásticamente más débil (de menor límite elástico y coeficiente de endurecimiento), mientras que el crecimiento de fisura continúa cuando ésta se aproxima a la intercara desde el material plásticamente más fuerte. Cuando la fisura por fatiga se inicia coincidiendo con la intercara, el crecimiento la desvía de ésta para avanzar en uno de los dos materiales. Esta tendencia, que aparece experimentalmente, confirma las predicciones de una posible evolución hacia un fuerte modo mixto delante de la punta de fisura sujeta a carga de tracción cíclica (SUGIMURA, GRONDIN y SURESH, 1995; SUGIMURA *et al.*, 1995).

Bajo ciertas circunstancias, el espaciado de las estrías de fatiga representa la extensión de fisura por fatiga durante un ciclo de carga único, pudiendo ser correlacionado con la fuerza motriz de fisuración por fatiga en términos del factor de intensidad de tensiones, de la integral J , del desplazamiento de apertura de fisura (*crack opening displacement*, COD), etc., aunque con ciertas limitaciones. Para varios materiales metálicos (incluyendo aceros, aleaciones de titanio, aluminio y magnesio) existe un buen acuerdo entre las estrías de fatiga y la velocidad macroscópica de propagación de fisuras para $da/dN=10^{-4}\div 10^{-3}$ mm/ciclo. A velocidades menores se requiere más de un ciclo de carga para hacer avanzar el frente de fisura desde su posición actual, mientras que a velocidades mayores la propagación de fisuras por fatiga no

sólo ocurre en cada ciclo de carga, sino que es ayudada por mecanismos de fractura adicionales como clivaje o coalescencia de microhuecos (LENETS y BELLOWS, 2000).

Finalmente, y dada su importancia en el fenómeno de propagación de fisuras por fatiga en alambres de acero perlítico trefilado, se ha realizado una revisión bibliográfica del FIT en dichos alambres fisurados. Para fisuras superficiales con geometría elíptica o circular, en alambres lisos o entallados, y sometidos a cargas de tracción y flexión, el valor del FIT adimensional ha sido obtenido mediante numerosas técnicas experimentales y numéricas, como el método de la flexibilidad, elementos finitos, cálculo de la integral de contorno, etc. Los resultados se han llegado a ajustar con expresiones uni-, bi- o tri-paramétricas, que permiten obtener el FIT adimensional en diversos puntos del frente y para distintas geometrías de fisura (VALIENTE, 1980; ASTIZ, 1986; JAMES y MILLS, 1988; CARPINTERI, 1992a, 1992b; LEVAN y ROYER, 1993; COURONEAU y ROYER, 1998; SHIH y CHEN, 2002; GUO, SHEN y LI, 2003; SHIN y CAI, 2004; CARPINTERI, BRIGHENTI y VANTADORI, 2006).

En el caso de una barra lisa, el máximo valor del FIT adimensional a lo largo del frente de fisura se obtiene en el centro para frente recto, mientras que se produce en la superficie si el frente es circular. Para geometrías intermedias entre la recta y la circular el valor máximo del FIT adimensional se obtiene en el centro o en el borde, dependiendo de la profundidad de fisura y de su relación de aspecto (CARPINTERI, 1994). El FIT adimensional es siempre mayor en tracción que para flexión, en ambos puntos del frente, centro y borde (SI, 1990a).

Para una fisura superficial en una barra entallada, el valor del FIT máximo se obtiene siempre en un punto cercano a la superficie externa de la barra (CARPINTERI, BRIGHENTI y VANTADORI, 2006). Cerca de la intersección del frente con el fondo de la entalla el valor del FIT es siempre una función creciente del factor concentrador de tensiones, aunque es prácticamente independiente de la geometría de la entalla (GUO, SHEN y LI, 2003).

El crecimiento por fatiga de fisuras superficiales en alambres puede modelizarse utilizando varios criterios. La predicción de la intersección de la fisura con la superficie a un ángulo de 90° o el criterio iso- K a lo largo del frente de fisura presentan una pequeña diferencia en su relación de aspecto pero conducen cada uno de ellos a un ajuste único (LEVAN y ROYER, 1993). Otro criterio se basa en el crecimiento de fisura de acuerdo a la ley de Paris-Erdogan considerando el avance perpendicular al frente de fisura, asumiendo geometría elíptica

(CARPINTERI, 1993; COURONEAU y ROYER, 1998; CARPINTERI, BRIGHENTI y VANTADORI, 2006; SHIN y CAI, 2007), evitando la hipótesis de forma (LIN y SMITH, 1997; 1998; 1999) o empleando el modelo modificado de Forman (SHIH Y CHEN, 1997).

El crecimiento de fisuras en barras con distinta geometría inicial conduce hacia un camino de fisura preferente, con una relación de aspecto entre 0.6 y 0.7 para una profundidad relativa de fisura próxima a 0.6 para tracción en barras lisas (CARPINTERI, 1993; LIN y SMITH, 1997), ya que la geometría del frente de fisura debe ser definida al menos con dos parámetros independientes (COURONEAU y ROYER, 2000). Los patrones de crecimiento están más próximos para un valor mayor del coeficiente m de Paris. La fisura siempre intenta propagarse hacia una configuración iso- K , pero ésta no puede mantenerse a causa de la existencia de la superficie, en la cual la tensión tiene un estado bidimensional y se puede perder la singularidad de la raíz cuadrada en la punta de la fisura (LIN y SMITH, 1997). Con dos fisuras superficiales en una barra a tracción aparecen tres estados diferentes en el crecimiento de fisuras: pre-coalescencia, coalescencia y post-coalescencia (LIN y SMITH, 1998).

La influencia de la entalla es muy fuerte en el crecimiento de pequeñas fisuras superficiales y más débil cuando éstas son mayores (JAMES y MILLS, 1988; SI, 1990b). El crecimiento de estas fisuras es mayor a lo largo del borde que en el centro de la fisura, produciendo que la fisura inicialmente *almendrada* desarrolle un frente casi recto y posteriormente hasta incluso invierta ligeramente su curvatura, a causa de la concentración de tensiones en el fondo de la entalla (LIN y SMITH, 1999). La relación de aspecto frente a la profundidad relativa de las fisuras superficiales en barras entalladas, es muy diferente de la que se produce en el caso de barras lisas, tanto para tracción como para flexión, particularmente en los estadios iniciales del crecimiento (CARPINTERI, BRIGHENTI y VANTADORI, 2006), haciendo además que la relación de aspecto converja más rápidamente (LIN y SMITH, 1999). La vida en fatiga para barras entalladas es mucho menor que para barras lisas en el caso de cargas de tracción, ocurriendo lo contrario para cargas de flexión (CARPINTERI, BRIGHENTI y VANTADORI, 2006).

SMITH y MILLER (1978) demostraron que bajo ciertas circunstancias una entalla afilada puede ser analizada como si fuese una fisura. El crecimiento de fisuras por fatiga a partir de entallas es un proceso con dos fases. La fisura se inicia en la zona plástica debida a la entalla y su crecimiento inicial está controlado por esa misma zona plástica, mientras que el avance posterior lo está por la zona plástica desarrollada en la punta de fisura, que puede ser descrita por el FIT.

II. CARACTERIZACIÓN DEL MATERIAL

1. FUNDAMENTOS TEÓRICOS

El trefilado es un proceso de trabajo en frío en el que se somete a un material a tensiones orientadas en direcciones privilegiadas. El material, en forma de barra lisa, se pasa por varias hileras que lo estiran de forma continua y sucesiva (Fig. 2.1), provocando cambios en sus dimensiones y el endurecimiento por deformación del mismo. Macroscópicamente el alambre ve reducida su sección transversal a la vez que aumenta la longitudinal, mientras que microscópicamente se desarrollan orientaciones y texturas preferenciales que inducen un comportamiento anisótropo en el mismo. En el caso particular del acero perlítico estos cambios producen una mejora de las propiedades convencionales, pero aún no se conoce con exactitud lo que sucede con las no convencionales.

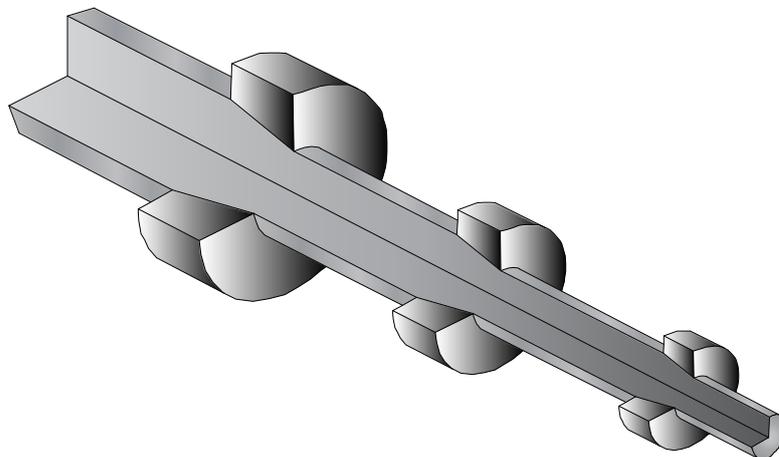


Fig. 2.1. Paso de un alambre por sucesivas hileras de trefilado.

1.1. Microestructura del acero perlítico

El enfriamiento lento de un acero perlítico, con un contenido inicial de carbono de 0.77%, produce la aparición de austenita (solución sólida de inserción octaédrica de C en Fe γ donde los átomos de carbono se encuentran situados al azar en los puntos medios de las aristas del cubo o en la posición equivalente en el centro de la red cúbica centrada en las caras), que no experimenta ninguna transformación hasta alcanzar los 727°C. A esta temperatura el carbono en solución sólida sobresaturada e inestable emigra y, después de un período de incubación, empieza a formar núcleos de cementita (compuesto intermetálico de celdas ortorrómbicas, CFe_3), que son más ricos en carbono que la austenita que les rodea. Generalmente esta nucleación ocurre con más probabilidad en los bordes de grano de la austenita y en otros defectos de la red cristalina, es decir, sucede con más facilidad sobre superficies ya presentes en la estructura. Las zonas próximas a los gérmenes de cementita se empobrecen en carbono y se transforman alotrópicamente en núcleos de ferrita (solución sólida de inserción octaédrica de C en Fe α donde el carbono se sitúa al azar en el centro de las aristas o en posiciones equivalentes, como pueden ser los centros de las caras de la celdilla unidad), que continúan creciendo a expensas del carbono absorbido de la austenita contigua, prosiguiendo el proceso hasta la transformación total. El resultado final es un conjunto de láminas de cementita flanqueadas por otras de ferrita que forman un constituyente complejo denominado colonia de perlita.

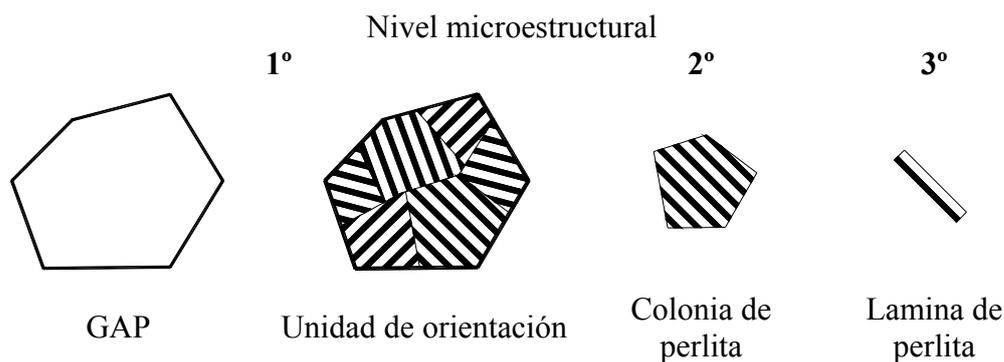


Fig. 2.2. Colonias de perlita creadas a partir de un grano austenítico previo (GAP).

La colonia de perlita está formada por láminas alternas de ferrita y cementita vecinas que crecen paralelas unas a otras. Las regiones donde se unen las colonias de perlita se denominan límites de colonia y son lugares en donde existen irregularidades en la disposición atómica. En las colonias adyacentes que crecen a partir del mismo grano

austenítico previo (GAP) la ferrita tenderá a adoptar una orientación cristalográfica similar, que normalmente no es compartida por las láminas procedentes de granos vecinos y que consiste en una relación de orientación de baja energía con el grano austenítico previo común (ALEXANDER y BERNSTEIN, 1982; KAVISHE y BAKER, 1986). La lámina de perlita está formada por una lámina de ferrita y otra de cementita dentro de la propia colonia de perlita, siendo la distancia entre láminas de perlita un parámetro característico del material conocido como espaciado perlítico interlaminar, s_0 . Todos estos niveles microestructurales se resumen en la Fig. 2.2.

El proceso de trefilado provocará sobre el acero perlítico, procedente de una laminación en caliente, una serie de cambios microestructurales que harán que el acero de cada uno de los pasos de trefilado tenga distinto comportamiento en lo que se refiere a sus propiedades mecánicas clásicas (límite elástico, resistencia a tracción, dureza, etc.), y a su comportamiento en fatiga y en fractura.

1.2. Ensayo de tracción simple

Para determinar las propiedades mecánicas de los aceros perlíticos con distinto grado de trefilado se realizaron ensayos de tracción simple o uniaxial a temperatura ambiente, a partir de los cuales es posible obtener las curvas de tensión-deformación ingenieril y de tensión-deformación verdadera. Dado que en régimen elástico las deformaciones son pequeñas y por tanto l (longitud axial de referencia en cada instante) no difiere apreciablemente de l_0 (inicial), como tampoco lo hace la sección transversal A respecto de la inicial A_0 , pueden aproximarse las tensiones y las deformaciones verdaderas por sus homónimas ingenieriles. Sin embargo en régimen plástico las deformaciones pueden ser importantes, por lo que esta aproximación deja de ser válida.

La relación entre deformación ingenieril y deformación verdadera se puede obtener mediante la siguiente expresión,

$$\varepsilon = \ln \frac{l}{l_0} = \ln \left(1 + \frac{\Delta l}{l_0} \right) = \ln(1 + e) \quad (2.1)$$

Y si se asume la hipótesis de conservación de volumen durante todo el ensayo, es decir, no se tiene en cuenta la deformación elástica sino sólo la plástica, se llega a esta otra expresión,

$$\sigma = \frac{F}{A} = \frac{F}{A_0} \frac{l}{l_0} = s(1+e) \quad (2.2)$$

A partir de la curva tensión-deformación ingenieril se pueden obtener, analíticamente y mediante algunos ajustes, varios parámetros constitutivos del acero:

- el módulo de Young o módulo de elasticidad del material (E), ya que la zona elástica del material queda perfectamente definida por la Ley de Hooke:

$$\sigma = E \cdot \varepsilon \quad (2.3)$$

- el límite elástico (σ_Y), la tensión que define el final de la zona elástica y principio de la zona plástica. Toda deformación anterior a esta tensión es de tipo reversible, es decir, si se disminuye la tensión aplicada el material se recupera. Debido a la dificultad de su cálculo (no es fácil obtener con exactitud este punto) se usa el criterio del límite elástico convencional ($\sigma_{0.2}$), que se define como la tensión para la que se obtiene una deformación plástica (o irreversible) de 0.002 (0.2%).
- la resistencia a tracción (σ_{\max}) o tensión correspondiente al máximo en la carga que puede soportar la probeta (F_{\max}),

$$\sigma_{\max} = \frac{F_{\max}}{A} \quad (2.4)$$

- los parámetros de Ramberg-Osgood (P y m), que definen el comportamiento en régimen plástico. El comportamiento de los materiales en este régimen es más complejo que en el elástico. Varios autores han obtenido ecuaciones constitutivas en función de las características del material (composición, anisotropía, etc.), siendo una de la más simples para caracterizar la curva tensión-deformación la propuesta por Ramberg-Osgood,

$$\varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^p = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{P} \right)^m \quad (2.5)$$

donde P y m son constantes características del material, ε^e es la deformación elástica y ε^p la plástica. Se denomina coeficiente de endurecimiento por deformación al parámetro n , inverso de m , cuyo valor es menor que la unidad en la gran mayoría de los materiales.

1.3. Ensayo de dureza

Entendiendo la dureza de un metal como su resistencia a la penetración, el método más usado para su medición es el de producir sobre la superficie metálica una huella presionando con una fuerza determinada un penetrador, mucho más duro y por tanto prácticamente indeformable. Estos ensayos presentan la ventaja de ser no destructivos y abarcan un amplio rango de escalas (macro, micro y nanodureza), con lo que se hace referencia al tamaño de la huella que está directamente relacionada con la fuerza aplicada. El inconveniente de la dureza es que no es una característica intrínseca del material, como lo son las propiedades mecánicas derivadas del ensayo de tracción simple, variando con los distintos tipos de ensayos de dureza e incluso con la carga aplicada.

La dureza Rockwell es la medida de dureza más extendida por su facilidad de realización, ya que se obtiene por medición directa (no hay que medir la superficie de la huella como en el resto de los sistemas de medida de dureza), y por ser apta para todo tipo de materiales. El método se basa en la medición de la profundidad de penetración de una determinada herramienta bajo la acción de una carga prefijada.

El número de dureza Rockwell (HR) viene dado por la diferencia entre la profundidad alcanzada por la deformación sobre la probeta antes y después de la aplicación de una cierta carga, a partir de un valor inicial de precarga. La norma que se sigue es la *UNE-EN ISO 6508-1: 2000, Materiales Metálicos. Ensayo de dureza Rockwell. Parte 1: Método de ensayo (Escala A, B, C, D, E, F, G, H, K, N, T) (ISO 6508-1:1999)*.

Los ensayos realizados fueron de dureza Rockwell tipo C sobre acero perlítico progresivamente trefilado. Se utilizó un penetrador de cono de diamante con ángulo en el vértice de 120° y punta esférica de radio de curvatura 0.2 mm, con una precarga de 10 kg y una carga de 150 kg. La carga actuó de forma perpendicular a la superficie, y fue aplicada gradualmente, sin golpes y sin vibraciones, alcanzando el valor máximo en 5 segundos. La sensibilidad en la medida del ensayo Rockwell fue de 0.002 mm.

El valor de la dureza Rockwell se expresa por la diferencia entre 100 y un número, de valor e , que indica en la centésima parte de 0.2 mm la profundidad a la que penetra el cono de diamante bajo la precarga una vez retirada la carga (Fig. 2.3 y Fig. 2.4). La dureza Rockwell es, por tanto: $HRC = 100 - e$.

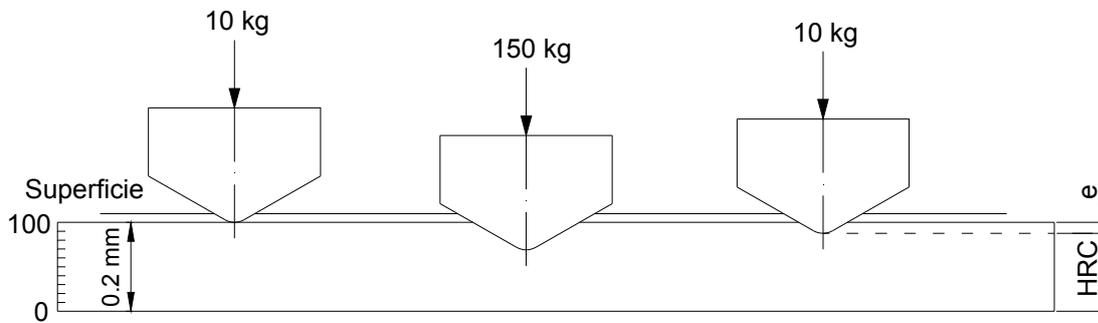


Fig. 2.3. Esquema de medida de la dureza Rockwell C.

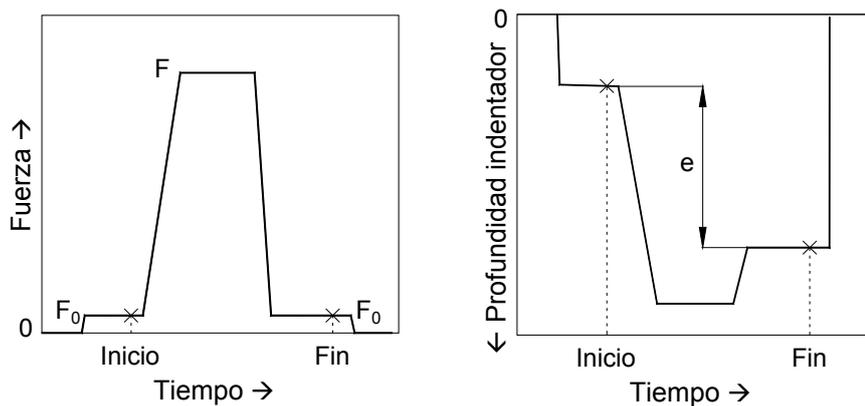


Fig. 2.4. Diagramas de fuerza y profundidad de indentador frente al tiempo durante el ensayo de dureza Rockwell C.

Con el ensayo de indentación sobre el material de estudio se obtiene una huella, cuya geometría en planta puede observarse mediante microscopía. En los experimentos de indentación el material alrededor del área de contacto tiende a deformarse elevándose o descendiendo respecto al plano de la superficie inicial de aplicación de la carga, resultando un apilamiento (*piling-up*) o un hundimiento (*sinking-in*) de material en dicho borde. Este efecto influye en la medida de dureza, que será menor en el apilamiento y mayor en el hundimiento (Fig. 2.5 y Fig. 2.6).

La configuración de las deformaciones residuales (huella y alrededores) puede ser obtenida en tres dimensiones en escalas nano y micro mediante microscopio de fuerza atómica (*Atomic Force Microscopy*, AFM en inglés) y en escala macro mediante un perfilómetro láser.

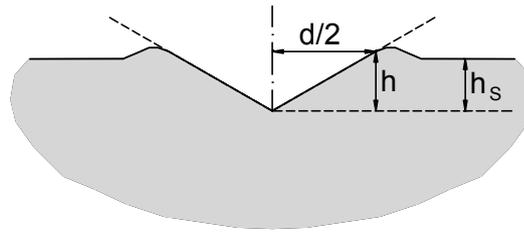


Fig. 2.5. Efecto de apilamiento en la huella del indentador.

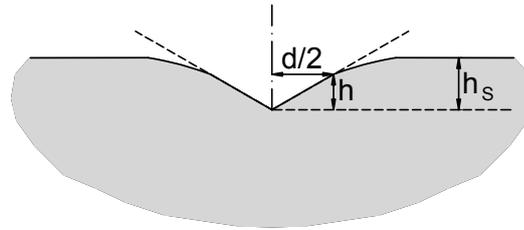


Fig. 2.6. Efecto de hundimiento en la huella del indentador.

Como medida de la deformación superficial que aparece en el borde de la huella, donde se pierde el contacto con el indentador, se introduce un parámetro c^2 (LARSSON, 2001),

$$c^2 = \frac{A}{A_{\text{nom}}} \quad (2.6)$$

en el que A_{nom} es el área de contacto resultante de considerar que no ha existido ni apilamiento ni hundimiento y A el área de contacto teniendo en cuenta esta deformación permanente en el borde.

Otros autores utilizan el parámetro $\sqrt{\alpha}$, donde α es igual a c^2 .

$$\sqrt{\alpha} = \frac{h}{h_s} \quad (2.7)$$

De esta manera:

- Si $c^2 < 1 \equiv \sqrt{\alpha} < 1$ existirá hundimiento
- Si $c^2 > 1 \equiv \sqrt{\alpha} > 1$ existirá apilamiento

En la mayoría de los metales $\sqrt{\alpha} - 1$ varía desde -6% a 17% (ALCALÁ, BARONE y ANGLADA, 2000).

2. PROCEDIMIENTO EXPERIMENTAL

2.1. Material de ensayo

El material de ensayo ha sido acero perlítico de composición eutectoide (que se ha denominado como acero E) con varios elementos aleantes, siendo los más abundantes el manganeso, el silicio y el cromo (Tabla 2.1).

Tabla 2.1. Composición química en % en peso del acero E.

% C	% Mn	% Si	% P	% S	% Al	% Cr	% V
0.789	0.681	0.210	0.010	0.008	0.003	0.218	0.061

El espesor de las láminas de cementita, y por tanto el de la perlita, depende de la composición del acero, particularmente del contenido de C y de la adición de Mn y Cr. Al aumentar su porcentaje se produce el refinamiento del espaciado interlaminar y una mejora de los parámetros de Hall-Petch, incrementando el acero perlítico su resistencia a la tracción y también la velocidad de endurecimiento por deformación del acero con el trefilado (NAM, BAE y LEE, 2002; SONG, KANG y NAM, 2007).

El acero se suministró en alambres de sección circular con distinto grado de trefilado, desde alambrón (sin trefilar) hasta acero de pretensado (altamente trefilado), producto de siete pasos de trefilado. La nomenclatura empleada para estos aceros indica la letra correspondiente a la composición del acero (E), seguida del número de pasos de trefilado a que ha sido sometido (un número entre 0 y 7).

Se caracterizó el trabajo en frío desarrollado durante el proceso de trefilado mediante un parámetro macroscópico denominado deformación plástica ε^p , función de la variación del diámetro que ocurre en el proceso de trefilado. Suponiendo una conservación del volumen total del material durante el proceso de trefilado,

$$\varepsilon^p = 2 \ln \left(\frac{D_0}{D_i} \right) \quad (2.8)$$

donde D_0 es el diámetro del acero sin trefilar y D_i el del diámetro después del paso i de trefilado.

El proceso de trefilado en el acero perlítico provoca una modificación de sus dimensiones: disminuye su sección transversal (por tanto su diámetro) a la vez que aumenta su dimensión axial y con ello la deformación plástica total (Tabla 2.2).

Tabla 2.2. Diámetros (D) y deformación plástica acumulada (ε^p) en el acero E.

Acero	E0	E1	E2	E3	E4	E5	E6	E7
D (mm)	11.03	9.90	8.95	8.21	7.49	6.80	6.26	5.04
ε^p	0.00	0.22	0.42	0.59	0.77	0.97	1.13	1.57

Tras el último estadio de trefilado tiene lugar un tratamiento termomecánico de estabilización, el cual tiene por objeto la reducción de las pérdidas por relajación. En general, cuando la tensión inicial es inferior al 50% de la resistencia a tracción, no se detectan pérdidas por relajación, pero por encima de dicho umbral la relajación crece rápidamente con la tensión inicial. Para el material de que se disponía en el laboratorio, el tratamiento de termo-relajación consistió en someter al acero a una tensión inicial del 70% de la resistencia a tracción a una temperatura de 400°C, reduciendo la relajación a valores inferiores al 2%. Además este tratamiento termomecánico sobre los alambres alivia las tensiones residuales acumuladas durante el trefilado. Se ha comprobado que la temperatura de 400°C junto con tensiones del 50% de la resistencia a tracción producen los mejores resultados respecto a los parámetros de tracción simple y la eliminación de pérdidas por relajación (ZEREN y ZEREN, 2003).

2.2. Análisis microestructural

El primer objetivo experimental fue el análisis de las colonias y de las láminas de perlita del acero eutectoide, así como los cambios que se producen en ellas a medida que se trefila. Para ello lo más apropiado es el examen de las probetas con microscopio óptico o electrónico, realizando una identificación de los constituyentes mediante la observación de la superficie de una probeta debidamente preparada para este fin.

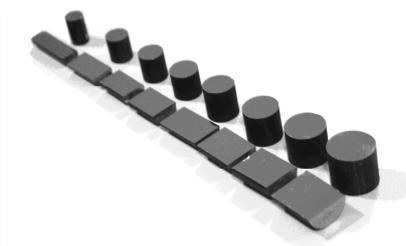


Fig. 2.7. Probetas utilizadas en el análisis microestructural.

De cada uno de los pasos de trefilado se cortaron muestras longitudinales (de sección rectangular) y transversales (de sección circular) al eje del alambre (Fig. 2.7). Una vez cortadas se limpiaron con acetona en un aparato de ultrasonidos y se embutieron en resina termoendurecible con su sección característica visible, con objeto de que fuesen más manejables en los tratamientos posteriores a que se sometieron. Se desbastaron, se pulieron en pasos sucesivos hasta obtener una superficie especular y fueron atacadas con Nital al 4% (mezcla de 4 ml de ácido nítrico con 96 ml de etanol) con el propósito de revelar su microestructura, ya que la ferrita y la cementita que componen la perlita no se atacan por igual y se muestran con distinto color. El tiempo de exposición se disminuyó conforme aumentaba el grado de trefilado del acero. Finalmente las muestras se examinaron en los microscopios óptico y electrónico de barrido (MEB).

2.3. Ensayo de tracción simple

El ensayo de tracción simple para determinar la curva tensión-deformación se realizó en control de posición, siendo la velocidad de desplazamiento de las mordazas de 3 mm/min. La probeta se colocó en las mordazas de la máquina de ensayo en la dirección en que se realiza el trefilado y se situaron dos extensómetros concéntricos en la superficie intermedia de la probeta y en lados opuestos, suficientemente alejados de las mordazas para evitar el efecto de las mismas en la medida de los alargamientos.

Las probetas usadas fueron barras lisas de sección circular uniforme, de diámetro el de suministro de los alambres y longitud 30 cm. Este criterio de selección se justifica en los resultados obtenidos por TORIBIO (1992) al valorar la influencia de la longitud de las probetas sobre los parámetros constitutivos del acero. Los análisis demuestran que el uso de alambres cilíndricos de pequeña longitud (~10 cm) da lugar a valores elevados del módulo de Young (si bien el uso de extensómetros colocados suficientemente lejos de las mordazas evita cualquier tipo de influencia de la longitud de la probeta sobre dicho módulo), mientras que probetas mayores (~80 cm) provocan aumentos en el límite elástico.

En el primer tramo de la carga aparecen valores irregulares en las deformaciones, por lo que estos datos se extrapolan hasta el origen de coordenadas continuando la recta del tramo superior. Si durante el ensayo no se pudiese realizar una correcta medida de los valores de la curva en la zona elástica, es posible descargar la probeta desde la zona plástica para poder calcular en la recta de descenso el módulo de Young.

2.4. Ensayo de dureza Rockwell C

La superficie de ensayo debe estar limpia y lisa, preparada de forma que no se altere la estructura superficial. La distancia entre los centros de las distintas huellas, o entre el centro de una huella y el borde de la probeta, no debía ser inferior a tres veces el diámetro de la huella, y el espesor de la probeta fue al menos diez veces el diámetro de la huella. Se realizaron un mínimo de cinco ensayos para el cálculo de la dureza Rockwell en ambas secciones del alambre, transversal y longitudinal.

Para el análisis de las huellas se prepararon las muestras cortadas en sus secciones transversales y longitudinales, embutiéndolas en una resina para facilitar su posterior esmerilado y puliéndolas hasta alcanzar una superficie especular. Posteriormente se extrajeron de la resina para proceder a su ensayo y análisis microscópico. Se realizaron un mínimo de 3 ensayos en cada una de las secciones características de cada acero para el cálculo de las diagonales de las huellas y el análisis de la deformación plástica en las mismas.

En el análisis de los perfiles de las huellas de dureza Rockwell C se cortaron las probetas de ensayo en secciones cercanas a la que se quería exponer, y se volvieron a embutir y pulir hasta obtener la superficie que se quería observar. Estas secciones se trataron posteriormente con Nital 4% durante unos segundos para revelar su microestructura, observándose a continuación mediante microscopía óptica en un microscopio metalográfico.

2.5. Equipo experimental

En la preparación de las muestras se utilizó el siguiente instrumental:

- Aparato de ultrasonidos Struers modelo Metason 120T para la limpieza de las muestras.
- Cortadora Struers modelo Labotom con disco de 1.5 mm de espesor, para realizar los cortes transversales.
- Minicortadora Struers modelo Minitom con disco de corte de diamante de 0.5 mm de espesor, para realizar los cortes longitudinales.

- Máquina Struers Labo Press-3 para montaje por compresión en caliente, usándose resinas fenólicas termoendurecibles con carga de serrín.
- Máquinas Struers Roto Pol 21 y Struers Roto Force 4 para esmerilado y pulido, con sistema MD Disc de discos con fijación magnética.

La observación microscópica, así como las medidas tomadas, se realizaron con los siguientes equipos:

- Microscopio metalográfico invertido Epiphot 200 (Nikon), conectado mediante una cámara digital al equipo de análisis de imagen.
- Microscopio electrónico de barrido JEOL modelo JSM-5610 LV, capaz de generar imágenes de electrones secundarios y electrones retrodispersados acelerados.
- Equipo de análisis de imágenes Soft Imaging System GmbH formado por un ordenador tipo PC y el programa de análisis de imagen AnalySIS versión 3.1.

El equipo experimental utilizado para la realización de los ensayos de tracción simple fue:

- Máquina de ensayo universal servomecánica MTS modelo RF/200, con una célula de carga de 200 kN de capacidad y con doble canal de extensometría.
- Dos extensómetros dinámicos axiales MTS. Uno modelo 634.25F-24 con base de medida 50 mm y rango de apertura +25.00/-5.00 mm, y otro modelo 634.315F-24 con base de medida múltiple (desde 10 hasta 50 mm en intervalos de 5 mm) y rango de apertura +4.00/-2.00 mm, en el que se utilizó 25 mm como base de medida.
- Programa de adquisición de datos TestWorks 4 de MTS, que permite registrar y almacenar los distintos datos del ensayo para poder ser tratados posteriormente.

Los ensayos de dureza se realizaron con un durómetro Centaur mod. RB2/200 D.D. Dúplex Digital, con un penetrador de diamante de forma cónica con punta redondeada que es el empleado habitualmente en los ensayos Rockwell C.

3. RESULTADOS EXPERIMENTALES

3.1. Análisis microestructural

En las muestras de los distintos aceros tratadas con Nital, las láminas de cementita forman elevaciones (en color blanco) sobre los valles de la ferrita (en color negro), debido al diferente comportamiento ante el ataque de los dos componentes de la perlita, ferrita y cementita. A partir de las imágenes obtenidas con el microscopio electrónico de barrido se tomaron fotografías en número suficiente como para obtener unos resultados representativos de cada material (nueve en la sección longitudinal y cinco en la transversal para cada paso de trefilado y acero) y poder medir algunas de las unidades microestructurales con la ayuda del programa de análisis de imagen (AnalySIS).

Las orientaciones de las micrografías en ambas secciones se tomaron según se indica en la Fig. 2.8, con la dirección radial siempre en la dimensión horizontal de la fotografía y la axial o circunferencial en la dimensión vertical, para las secciones longitudinal y transversal respectivamente. En las Fig. 2.9 y Fig. 2.10 se muestran fotografías de cada acero, realizadas con microscopía electrónica de barrido a 6000x.

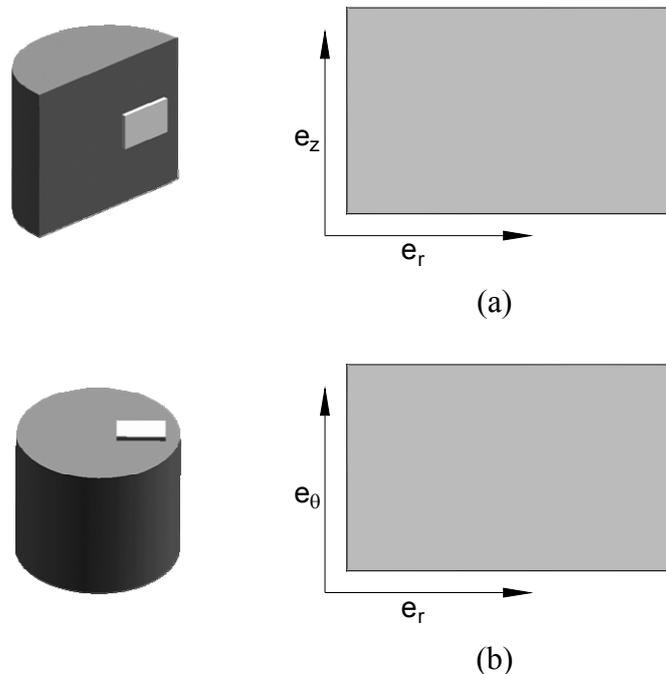


Fig. 2.8. Orientación de las micrografías:
(a) sección longitudinal
(b) sección transversal.

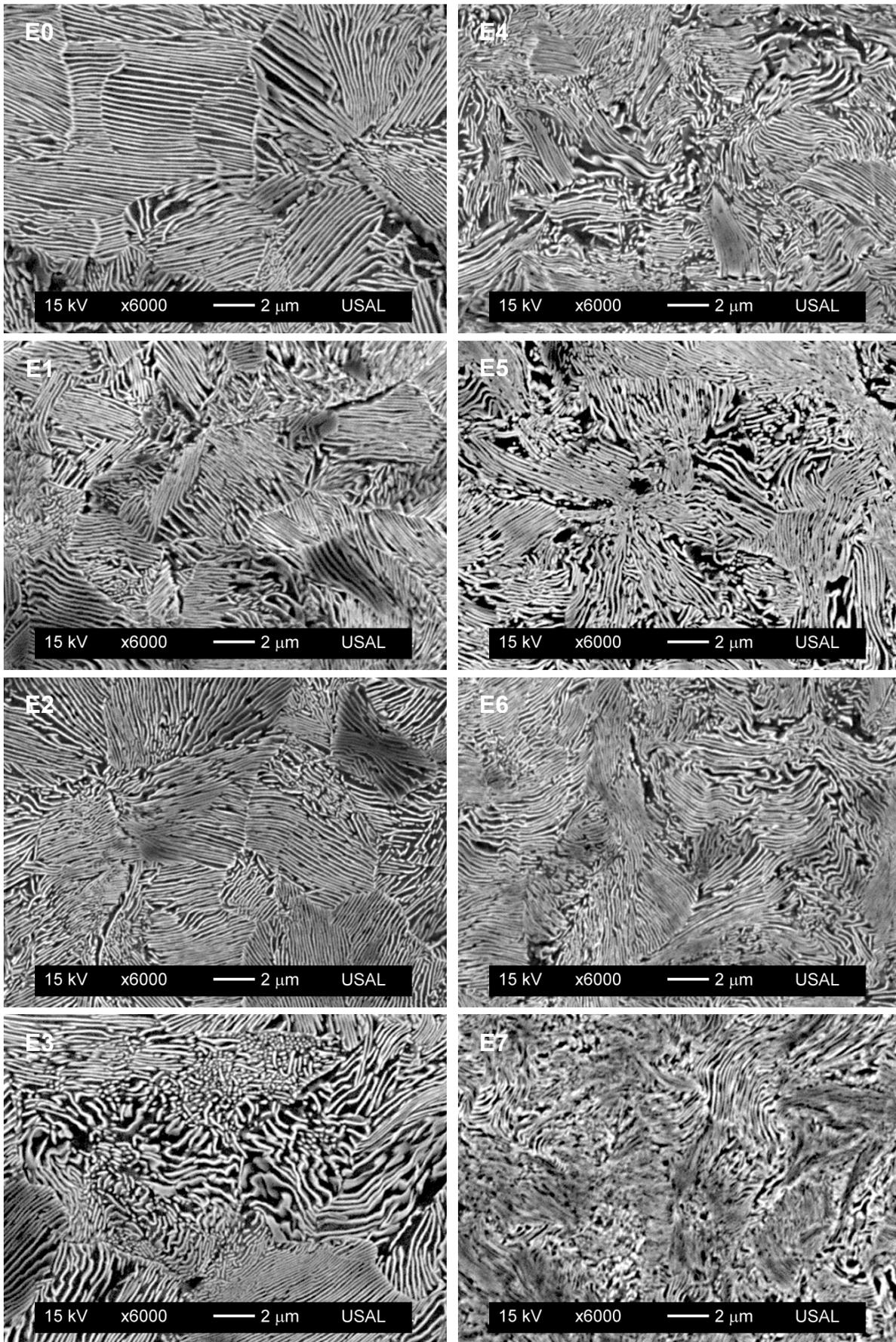


Fig. 2.9. Microestructuras de los aceros en la sección transversal.



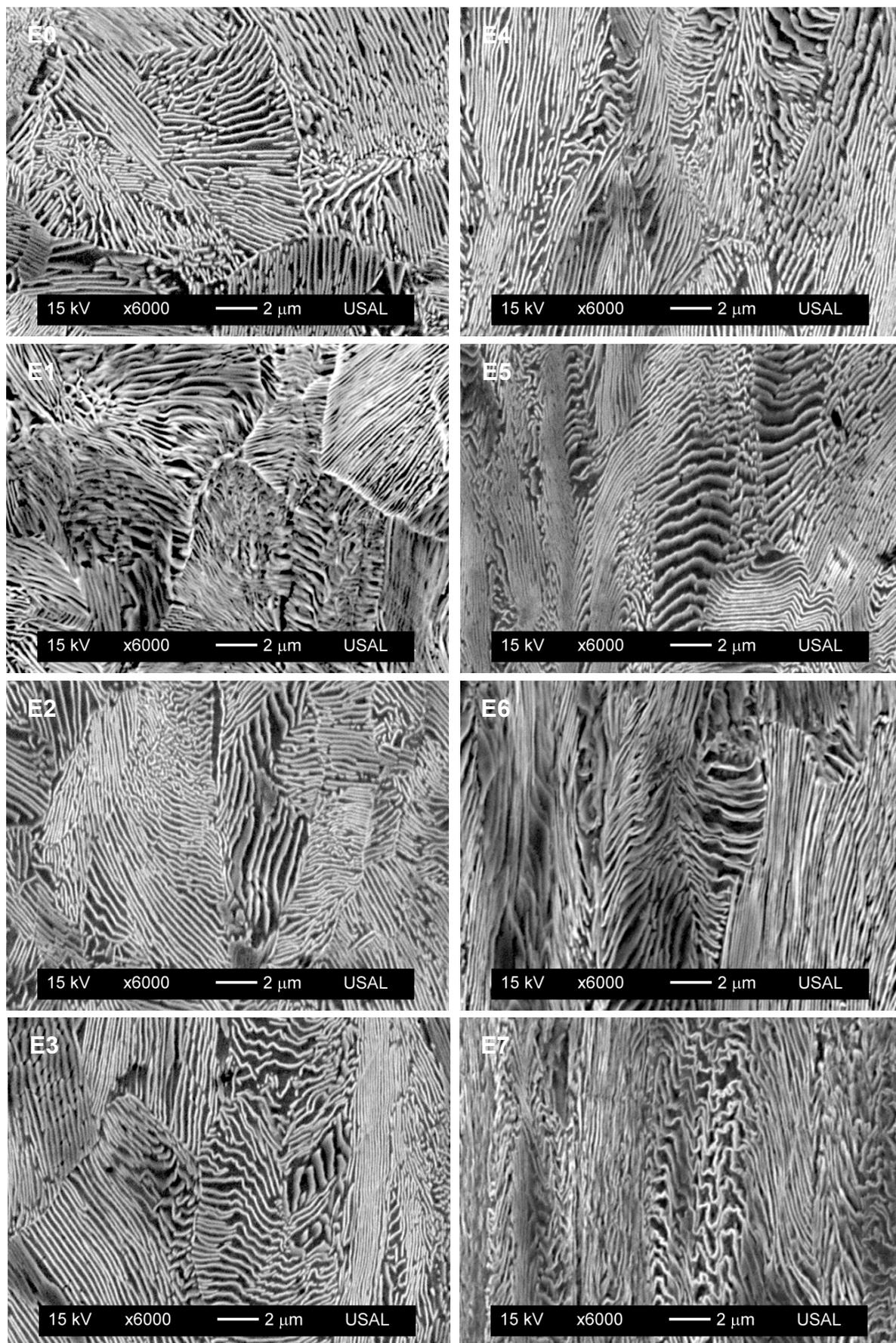


Fig. 2.10. Microestructuras de los aceros en la sección longitudinal.



Considerando la forma tridimensional de las colonias como un elipsoide, el proceso de trefilado modifica su aspecto hacia elipsoides más alargados (TORIBIO y OVEJERO, 1997). En los cortes longitudinales las colonias van evolucionando disminuyendo su dimensión radial y aumentando la axial, en cambio en la sección transversal las áreas de las elipses van reduciéndose con la deformación plástica acumulada, apelmazándose al tiempo que se flexionan o se curvan.

En las láminas de perlita, que en principio se encuentran orientadas de forma aleatoria entre distintas colonias, se produce de forma general una disminución del espaciado interlaminar y una progresiva alineación de las láminas según el eje de trefilado. Existe gran diferencia entre la manera de deformarse las láminas de perlita con el trefilado en ambas secciones características. Las láminas en la sección transversal se van apelmazando a la vez que adquieren una apariencia curvada o girada (*curling*) desde etapas muy tempranas del trefilado (Fig. 2.11), la cual es típica de alambres trefilados con estructura BCC. Esta apariencia arremolinada de la perlita es más pronunciada con el aumento de la deformación plástica y provoca una diferencia entre los espaciados al acomodarse las colonias vecinas.



Fig. 2.11. Cambios en colonias y láminas de perlita con el trefilado (sección transversal).

En la perlita, en su sección longitudinal, ocurren una variedad de modos de deformación basados en la orientación de sus láminas según el eje del alambre (Fig. 2.12). Las láminas inclinadas respecto a dicho eje tienden a orientarse al tiempo que disminuye su espaciado interlaminar. En las láminas prácticamente orientadas en esta dirección ocurre solamente una disminución elevada del espaciado, de modo que adquieren una forma fibrosa. Las láminas con una alineación inicial perpendicular a la dirección de trefilado, que impide en muchos casos su orientación, adquieren formas onduladas y rizadas al tiempo que su espaciado interlaminar es mayor que el del resto de colonias orientadas en la dirección de trefilado. Estas colonias de láminas perpendiculares a la dirección axial, de espaciados anómalamente más elevados, formas onduladas y a veces rotas, se denominan *pseudocolonias perlíticas* (TORIBIO *et al.*, 2008). A mayores deformaciones ($\epsilon \sim 2$) las pseudocolonias prácticamente desaparecen (NAM y BAE, 1995).

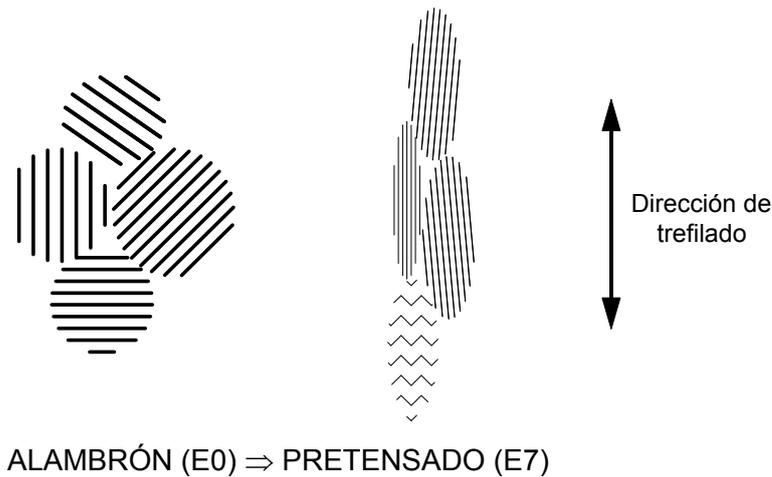


Fig. 2.12. Cambios en colonias y láminas de perlitita con el trefilado (sección longitudinal).

Se ha observado una importante contradicción entre la deformación en la sección transversal y en la longitudinal. En la sección transversal la microestructura curvada se atribuye a una deformación casi plana, que se asocia con la formación de textura $\langle 110 \rangle$ en la ferrita con el trefilado (NAM y BAE, 1995). En cambio, en la sección longitudinal, aquellas láminas que se orientan progresivamente en la dirección de trefilado al tiempo que disminuye su espaciado presentan una deformación similar a la uniaxial, consecuencia del ensayo de tracción simple.

La cementita tiene una gran capacidad para deformarse plásticamente a temperatura ambiente y su deformación plástica ocurre con mayor facilidad en determinadas direcciones de la ferrita y la cementita, actuando las intercaras ferrita-cementita como barreras frente al movimiento de dislocaciones. La deformación plástica de las láminas de cementita está influida por el espacio interlaminar y el estado de tensiones (dirección de las láminas respecto el eje de trefilado), mientras que apenas lo está por el tamaño de la colonia (NAM *et al.*, 2000). Los cambios microestructurales provocados en las colonias y en las láminas con el trefilado hacen que las intercaras entre las fases ferrita-cementita aumenten notablemente su extensión y además lo hagan fundamentalmente en la dirección de trefilado, siendo estos los lugares fundamentales de almacenamiento de las dislocaciones. Por tanto el trefilado produce un incremento elevado del número de dislocaciones, que formarán una red o estructura dislocacional en el acero con el proceso de trefilado, siendo además anisótropa.

En un análisis general de las muestras se observó que el acero estudiado presenta una serie de partículas (Fig. 2.13) que, examinadas mediante una unidad de análisis de la energía de dispersión de rayos X acoplada al microscopio electrónico de barrido (Fig. 2.14), se puede comprobar que son fundamentalmente silicatos, óxidos y sulfuros tales como SiO_2 , Al_2O_3 , Ti_2O_3 , $2\text{MnO} \cdot \text{SiO}_2$, MnSiO_3 y SMn (AYASO, GONZÁLEZ y TORIBIO, 2007).

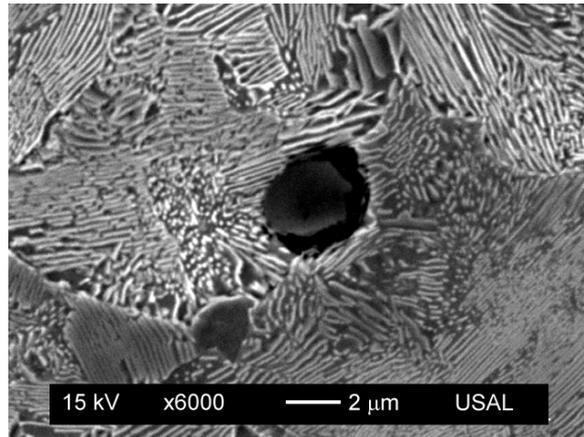


Fig. 2.13. Partícula constituida por un óxido complejo (acero E0).

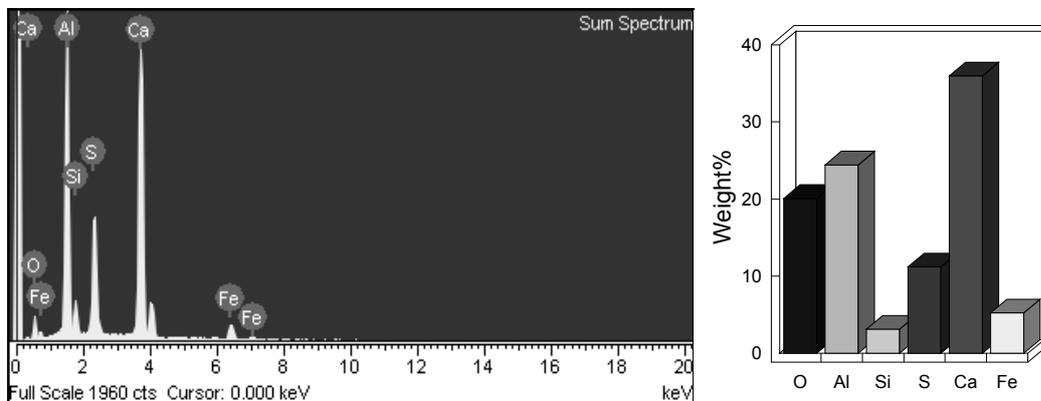


Fig. 2.14. Espectro de una inclusión formada por un óxido complejo (acero E0).

A medida que avanza el proceso de trefilado se ha observado que se produce microfisuración axial (Fig. 2.15), a partir de las partículas existentes o de otras imperfecciones. Los sulfuros, que admiten más plasticidad, se deforman en la dirección de trefilado, mientras que silicatos y óxidos (más frágiles) se rompen al pasar por las diferentes hileras de trefilado, creando ambos microfisuración en el material, más esbelta según se aumenta el número de pasos de trefilado (AYASO, GONZÁLEZ y TORIBIO, 2007).

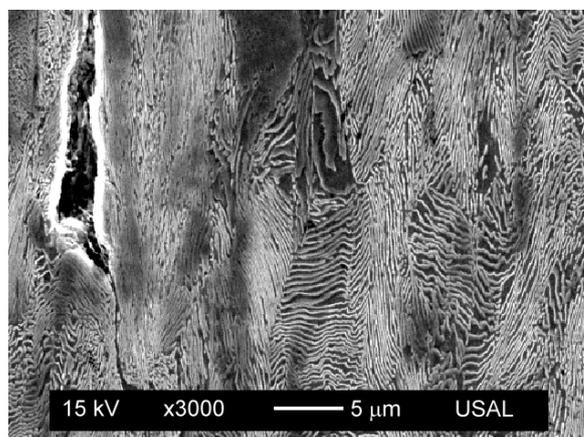


Fig. 2.15. Microfisuración axial debida a partículas de sulfuro de manganeso (acero E7).

Desde los primeros pasos del proceso de trefilado se producen una serie de daños microestructurales producidos al paso del alambre por las sucesivas hileras de trefilar. El daño microestructural intercolonial muestra un aspecto de “piel de leopardo” o de “garras de leopardo”, con rotura de las láminas de cementita mediante el mecanismo de Miller-Smith (MILLER y SMITH, 1970). El daño microestructural intracolonial, en forma de micro-fisuración o bandas de intensa deformación plástica, es debido a micro-delaminaciones o micro-fisuraciones a raíz de inclusiones (AYASO y TORIBIO, 2008).

3.1.1. Tamaño de las colonias de perlita

Para determinar el valor medio del diámetro d_c de la colonia en una sección microestructural, se utilizó el método de intercepción lineal o método de Heyn (UNDERWOOD, 1995). Este método consiste en contar el número de granos (colonias) interceptados por unidad de longitud, n_L , por una línea recta trazada de forma aleatoria a lo largo de la micrografía. El tamaño medio de la colonia viene determinado aproximadamente por el inverso de n_L , corregido por el valor de los aumentos a que se haya tomado la micrografía, M .

Por supuesto hay que considerar que la línea aleatoria que cruza la micrografía (que por sí misma es un plano aleatorio que corta la microestructura) no tenderá, en promedio, a atravesar por el diámetro máximo de una colonia. Incluso en el caso de una microestructura de colonia de tamaño uniforme, una sección transversal dada (micrografía) mostrará secciones de granos de varios tamaños, y una línea aleatoria contendrá un intervalo de longitudes de segmentos definidos por las intersecciones de los bordes de colonia.

En general el verdadero diámetro de colonia promedio, d_c , viene dado por:

$$d_c = \frac{C}{n_L \cdot M} \quad (2.9)$$

donde C es una constante mayor que la unidad. Un análisis extenso de la estadística de las estructuras de grano ha permitido obtener varios valores teóricos de la constante C . Para microestructuras típicas es adecuado tomar un valor de $C=1.5$, obteniéndose que para el alambrón del acero E el diámetro medio de su colonia tiene un valor de $8.4 \mu\text{m}$.

El proceso de trefilado modifica el aspecto de las colonias haciendo que adquieran formas más esbeltas en la dirección del mismo, disminuyendo su sección transversal y aumentando en la sección longitudinal el tamaño axial a la vez que disminuye el radial. Se ha propuesto que las dimensiones de la colonia cambian de forma proporcional a las del alambre del que forma parte.

Se ha observado como el proceso de trefilado provoca en la superficie de los alambres una pequeña capa de acero hipoeutectoide, quizá debida a una descarburización superficial provocada por el propio proceso.

3.1.2. Espaciado interlaminar

La perlita está compuesta por láminas alternas de ferrita y cementita. El espaciado interlaminar de la perlita, s_0 , es la distancia del centro de una lamina de ferrita al centro de la siguiente lamina de ferrita (Fig. 2.16).

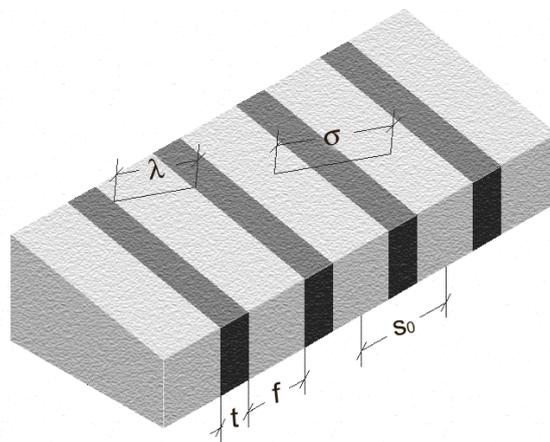


Fig. 2.16. Láminas de perlita.

Los valores de s_0 y del recorrido libre medio de la ferrita λ se determinan mediante el método de intercepción lineal aleatoria (UNDERWOOD, 1995). Se aplica una línea de ensayo arbitraria en la pantalla del MEB, y así se interceptan un gran número de láminas en todos los ángulos posibles en el plano de pulido. Se obtiene así un espaciado arbitrario medio σ dividiendo la longitud total de la línea de ensayo por el número total de láminas alternas intersectadas. El valor del verdadero espaciado interlaminar medio s_0 se ha mostrado que es la mitad del espaciado arbitrario medio. Los valores de s_0 calculados pueden utilizarse posteriormente para determinar el espesor de las láminas de cementita, t , mediante la relación:

$$t = 0.15C_E s_0 \quad (2.10)$$

donde C_E es el contenido en Carbono del acero en tanto por ciento en peso.

Una variante de este método es el de la línea circular, válido para láminas distribuidas aleatoriamente de forma global. También ha sido usado para medir el espaciado interlaminar medio en el alambrón (HU *et al.*, 2006; GARCÍA, 2003):

$$s_0 = 0.5 \frac{L}{N} \quad (2.11)$$

donde L es la longitud del círculo y N es el número de intersecciones entre la línea circular y las láminas.

Cuando las láminas están orientadas de forma preferente después de altas deformaciones, tales como trefilado o laminado en frío, el método de la línea circular no estima bien el espaciado interlaminar. En este caso se puede utilizar el método de la línea perpendicular (HYZAK y BERNSTEIN, 1976; BUONO *et al.*, 1997; HU *et al.*, 2006). Se obtiene el espaciado mínimo de la perlita midiendo la distancia interlaminar en aquellas colonias en donde las láminas estén orientadas cercanas a la perpendicular al plano de observación, será así más probable proyectar el espaciado verdadero de la perlita en estas colonias. Las medidas se realizan a lo largo de secantes dibujadas perpendicularmente a estas colonias, dividiendo la longitud de línea entre el número de láminas de cementita atravesadas,

$$s_0 = \frac{L}{N} \quad (2.12)$$

El problema que se plantea es que el espaciado medio, que sería el calculado mediante el método de la línea circular, no tiene por qué coincidir con el espaciado mínimo. RIDLEY (1984) mostró a través de los resultados de varios autores como, en función de las condiciones de enfriamiento y de los aleantes, cambia la relación entre el espaciado medio y mínimo, siendo este factor menor que 1.65 para aceros transformados isotérmicamente. Esta cuestión además puede agravarse en el caso del acero perlítico trefilado, donde la deformación plástica acumulada puede acentuar las diferencias entre ambos espaciados (medio y mínimo), ya que

el ancho de la distribución del espaciado interlaminar aumenta bastante con las altas deformaciones (LANGFORD, 1977).

El cálculo del espaciado interlaminar medio se ha realizado solamente en las secciones longitudinales, de forma que el plano de corte sea aleatorio. Se trazaron líneas perpendiculares a las láminas de perlita y se dividieron entre el número de láminas de perlita, de este modo el plano es aleatorio pero no la línea trazada en él, por lo cual el valor medio obtenido se divide por raíz de dos. Los cálculos realizados del espaciado interlaminar se muestran en la Tabla 2.3 y en la representación gráfica de la Fig. 2.17, donde se observa que el espaciado interlaminar disminuye con el proceso de trefilado, reduciéndose aproximadamente en un 30% para una deformación plástica próxima a 1.6.

Tabla 2.3. Espaciado interlaminar, s_0 .

Acero	E0	E1	E2	E3	E4	E5	E6	E7
s_0 (μm)	0.203	0.185	0.180	0.174	0.171	0.164	0.151	0.142
$\sigma(s_0)$ (μm)	0.057	0.047	0.045	0.049	0.055	0.064	0.040	0.028

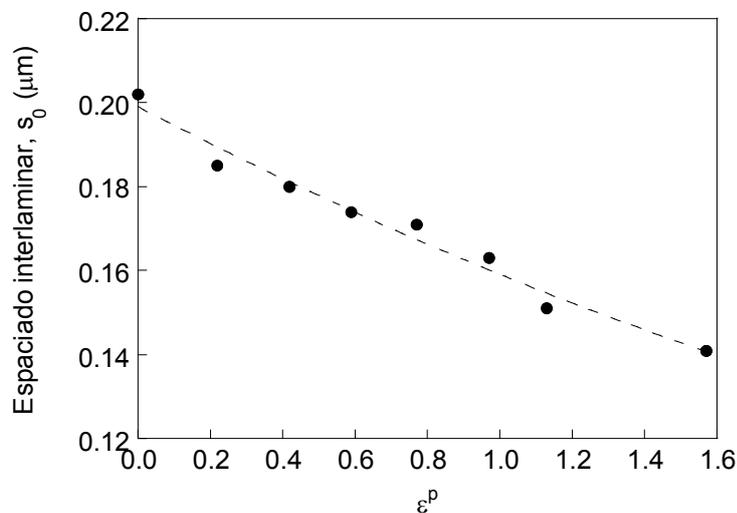


Fig. 2.17. Espaciado interlaminar en función de la deformación plástica acumulada.

La desviación estándar, también conocida como desviación típica, es una medida de dispersión usada en estadística que indica cuánto tienden a alejarse los valores actuales del valor promedio en una distribución, y está definida como la raíz cuadrada de la varianza. Una desviación estándar grande indica que los puntos están lejos de la media y una desviación pequeña indica que los datos están agrupados cerca de la media. Se calcula mediante la siguiente expresión:

$$\sigma = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (x_i - \bar{x})^2} \quad (2.13)$$

donde x_i es el valor de una medida cualquiera, N el número de medidas totales y $\bar{x} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N x_i$.

3.1.3. Orientación de las láminas de perlita

A medida que se va trefilando las láminas de perlita van orientándose cada vez de forma más paralela al eje de trefilado. Esta orientación progresiva se puede evaluar en los cortes longitudinales de las probetas mediante el ángulo definido por las láminas y el eje axial, en la forma indicada en la Fig. 2.18.

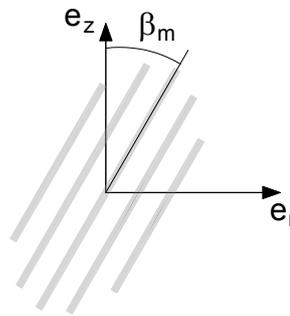


Fig. 2.18. Ángulo de las láminas de perlita.

Estas medidas de los ángulos de la perlita se interpretan con la ayuda de la desviación estándar, ya que refleja la dispersión de estos valores como un índice de su anisotropía. Los valores medidos se muestran en la Tabla 2.4, y su representación gráfica en la Fig. 2.19.

Tabla 2.4. Ángulos de las láminas de perlita en la sección longitudinal.

Acero	E0	E1	E2	E3	E4	E5	E6	E7
β_m (°)	47	42	36	31	28	23	19	14
$\sigma(\beta_m)$ (°)	26	26	25	23	23	21	20	16

En el alambroón la isotropía de su microestructura se refleja en el valor del ángulo promedio, cercano a 45°, junto con unos valores muy grandes en la desviación. El ángulo en la sección longitudinal del resto de aceros va disminuyendo conjuntamente con su desviación. A medida que crece la deformación plástica acumulada aumenta la anisotropía, mostrando las secciones longitudinales de las probetas un ángulo de las láminas de perlita cada vez más cercano a 0°, además de una disminución de la desviación (Fig. 2.19).

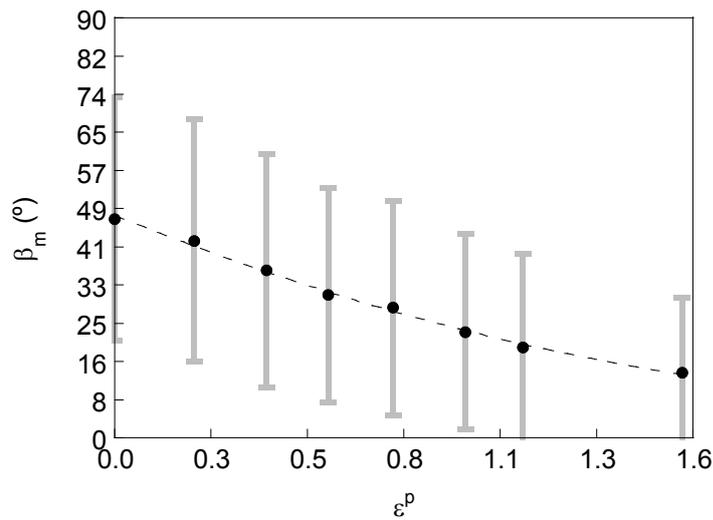


Fig. 2.19. Ángulos de las láminas de perlita en función de la deformación plástica acumulada.

3.2. Ensayo de tracción simple

A lo largo del ensayo de tracción simple la máquina va midiendo la fuerza aplicada a la probeta junto con el alargamiento que experimenta la zona central de la misma, para lo cual se fijan a ella dos extensómetros con objeto de evitar perder el ensayo en el caso que existiera un deslizamiento en las cuchillas. La salida de la máquina es un registro de la carga aplicada F en función de los alargamientos Δl de cada extensómetro de base de medida l_0 . Este registro proporciona unas curvas que son iguales a las de tensión-deformación ingenieriles salvo por un factor de proporcionalidad.

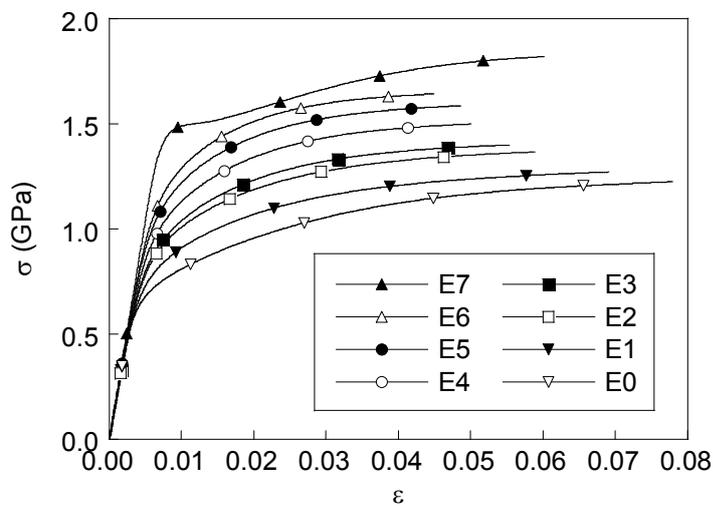


Fig. 2.20. Curva σ - ϵ para distintos grados de trefilado en los aceros.

La curva tensión-deformación resultante de cada ensayo es la media de las dos curvas (promedio de las deformaciones, puesto que la carga es la misma). A partir de la curva tensión-deformación ingenieril, mediante sencillos cálculos, se obtiene la curva tensión-deformación verdadera. Se realizaron tres ensayos para cada acero (que se recogen en el ANEXO I), tomándose el intermedio como el representativo de cada acero (Fig. 2.20).

3.2.1. Parámetros mecánicos característicos

A partir de la curva tensión-deformación verdadera, obtenida de los ensayos de tracción simple, se calcularon los parámetros mecánicos característicos del acero en los distintos pasos de trefilado: el módulo de Young E , el límite elástico σ_Y , la resistencia a tracción σ_{\max} y la deformación máxima a tracción ε_{\max} . Todos ellos se muestran en la Tabla 2.5, conjuntamente con el coeficiente de regresión del módulo de Young $R(E)$. Este coeficiente indica la calidad del ajuste de la curva de mínimos cuadrados calculada a partir de los datos, estando su valor comprendido en el intervalo $[0, 1]$ y correspondiendo el 1 al mejor ajuste:

$$R = \frac{\sum_i (x_i - \bar{x})(y_i - \bar{y})}{\sqrt{\sum_i (x_i - \bar{x})^2 \sum_i (y_i - \bar{y})^2}} \quad (2.14)$$

donde y_i es el valor actual, \bar{y} es la media de valores actuales, x_i es el valor calculado y \bar{x} es la media de valores calculados.

Tabla 2.5. Parámetros mecánicos.

ACERO	E0	E1	E2	E3	E4	E5	E6	E7
E (GPa)	202	187	189	192	194	199	201	209
$R(E)$	0.9996	0.9995	0.9997	0.9998	0.9998	0.9999	0.9999	1.0000
σ_Y (GPa)	0.70	0.79	0.89	0.92	1.02	1.12	1.20	1.48
σ_{\max} (GPa)	1.22	1.27	1.37	1.40	1.50	1.59	1.64	1.82
ε_{\max}	0.078	0.069	0.059	0.055	0.050	0.049	0.045	0.060

Representando gráficamente todos estos datos se observa más claramente la tendencia que siguen con el trefilado. En primer lugar el módulo de Young (E) se ve que prácticamente es constante a medida que se trefila, con lo que puede asegurarse que apenas le influye este proceso.

Las evoluciones del límite elástico y de la resistencia a tracción siguen líneas prácticamente paralelas con el grado de trefilado (ϵ^p) salvo en el caso del acero de pretensado, debido al tratamiento de termo-relajación a que se somete al material antes del último paso de trefilado (Fig. 2.21).

La deformación máxima alcanzada es menor conforme aumentan el número de pasos de trefilado, de nuevo excepto en el caso del acero de pretensado, debido al tratamiento termomecánico al que se le ha sometido previamente al último paso de trefilado y que produce una mejora de sus propiedades (Fig. 2.22).

La representación gráfica de la tensión frente a la deformación plástica de los distintos aceros estudiados, tanto en el caso de la curva experimental (obtenida a partir de los ensayos de tracción simple) como en el de la curva caracterizada mediante el ajuste de Ramberg-Osgood indicado en la ecuación (2.5), ofrecen el aspecto que se muestra en la Fig. 2.23. Debido a que la rama del acero de pretensado presenta un tramo plástico con cedencia, se estimó conveniente dividirla en dos zonas diferentes y caracterizar cada una de ellas con una curva de Ramberg-Osgood distinta.

Se puede observar como el ajuste de Ramberg Osgood de las curvas tensión-deformación plástica es bastante bueno en la zona próxima al límite elástico, perdiendo bastante precisión en la zona cercana a la rotura. Este ajuste es más uniforme en el alambroón y en el acero de pretensado. Los parámetros representativos P , m y n , que caracterizan las diferentes curvas en el ajuste de Ramberg-Osgood, se muestran en la Fig. 2.24, y en la Tabla 2.6, junto con el coeficiente de regresión de cada curva.

Tabla 2.6. Parámetros de Ramberg-Osgood (P , m , n) y coeficiente de regresión de cada curva.

ACERO	E0	E1	E2	E3	E4	E5	E6	E7	
P (GPa)	1.89	1.95	2.16	2.29	2.42	2.51	2.63	1.93	2.55
m	6.29	6.94	7.04	6.71	7.14	7.58	7.75	21.74	9.01
n	0.159	0.144	0.142	0.149	0.140	0.132	0.129	0.046	0.111
R	0.997	0.998	0.998	0.996	0.996	0.996	0.995	0.980	0.998

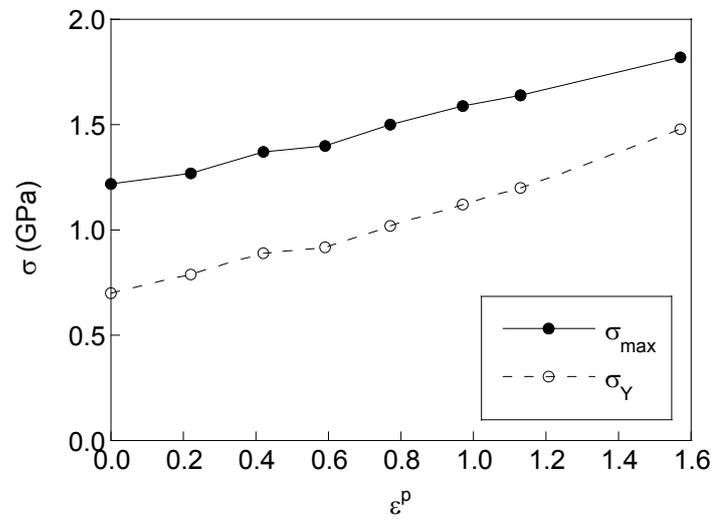


Fig. 2.21. Límite elástico y resistencia a tracción para distintos grados de trefilado en los aceros.

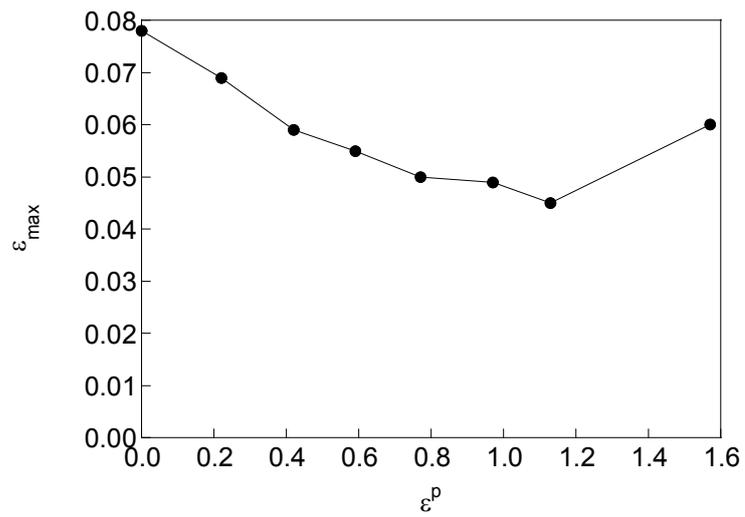


Fig. 2.22. Deformación máxima a tracción para distintos grados de trefilado en los aceros.

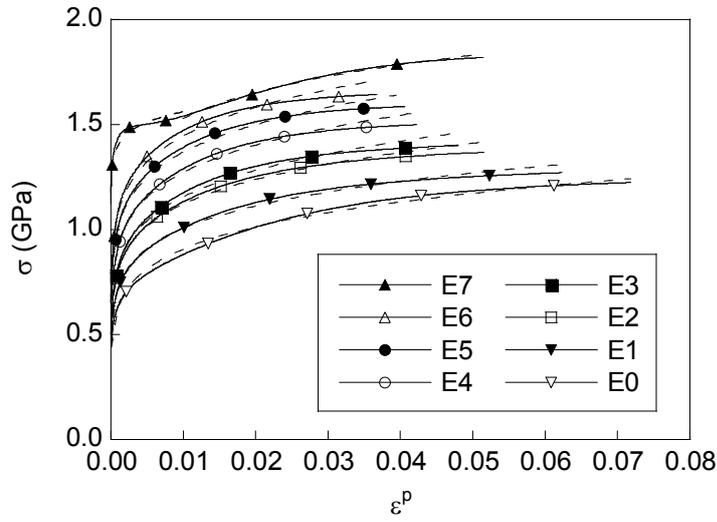


Fig. 2.23. Curvas $\sigma-\varepsilon^p$ para distintos grados de trefilado en los aceros.
 ——— datos experimentales.
 - - - - ajuste de Ramberg Osgood.

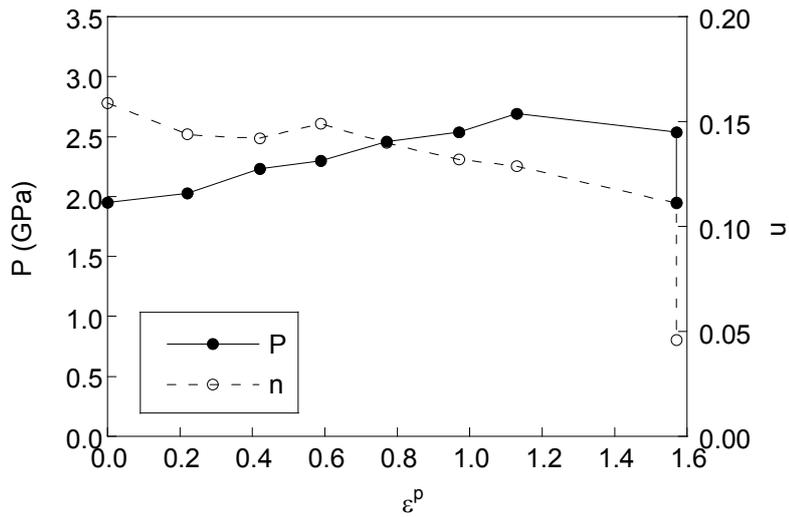


Fig. 2.24. Parámetros de Ramberg-Osgood para distintos grados de trefilado en los aceros.

3.2.2. Estudio fractográfico

Cuando se incrementa la deformación plástica se aumenta la densidad de dislocaciones en la ferrita, si las láminas están inclinadas respecto al eje de tracción con una distribución uniforme de dislocaciones, excepto muy cerca de las intercaras. Por el contrario, en colonias con láminas paralelas o inclinadas ligeramente respecto al eje de tracción, puede ocurrir deformación plástica heterogénea con bandas estrechas de intensa tensión cortante (DOLLAR, BERNSTEIN y THOMPSON, 1988; GONZÁLEZ, 2007).

Las superficies de fractura que presentan las probetas correspondientes a los distintos aceros y grados de trefilado, después de la realización del ensayo de tracción simple, se han fotografiado en el MEB con aumentos entre 25x y 50x (Fig. 2.25).

En los primeros pasos de trefilado la superficie de fractura se encuentra contenida en un plano transversal al eje longitudinal del alambre, siendo su comportamiento isótropo. A medida que el acero es sometido a un mayor número de pasos de trefilado el comportamiento de la fractura se va haciendo más anisótropo, apareciendo fisuras radiales que irán aumentando en extensión (AYASO *et al.* 2005).

Todos los aceros presentan tres zonas. En la periferia, aparece un anillo o corona exterior (CO) que es típica en la fractura copa-cono de materiales metálicos dúctiles en tracción simple, debido a la existencia de tensiones cortantes máximas a 45°. Dicha corona presenta una fractografía típica de coalescencia de microhuecos o CMH (Fig. 2.26). Aproximadamente en la zona central de la superficie de fractura aparece una zona fibrosa (FIB), con la existencia a nivel microscópico de microhuecos de mayor tamaño que los de la corona exterior (Fig. 2.27). La zona intermedia (IN) es la que existe entre las dos zonas anteriores y en ella se observa la aparición de grietas radiales en los aceros más trefilados. A nivel microscópico esta zona está formada por CMH con numerosas facetas de clivaje que desaparecen conforme progresa el trefilado (Fig. 2.28).

Se ha realizado un estudio de las superficies de fractura características con ayuda del programa AnalySIS, a partir de las fotografías tomadas con el MEB. El área inicial del alambre (A_0) ha disminuido al acabar el ensayo de forma uniforme en la mayor parte del mismo, debido a la deformación plástica (A_{\max}). Después de alcanzarse durante el ensayo el máximo de carga la deformación plástica se concentra en el cuello, en cuya zona media se produce la fractura y que se corresponde con el área menor (A_R).

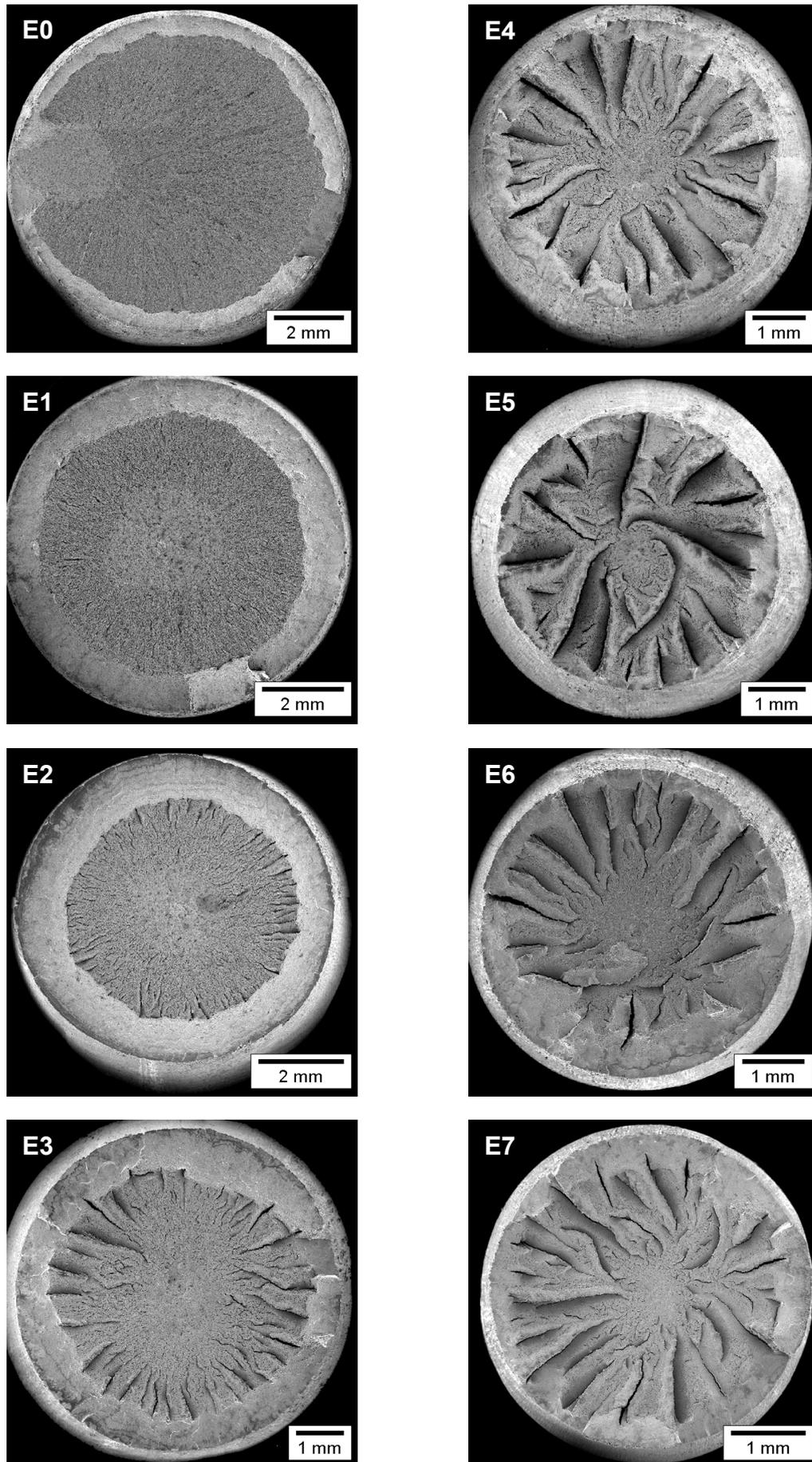


Fig. 2.25. Fractografías del ensayo de tracción simple.

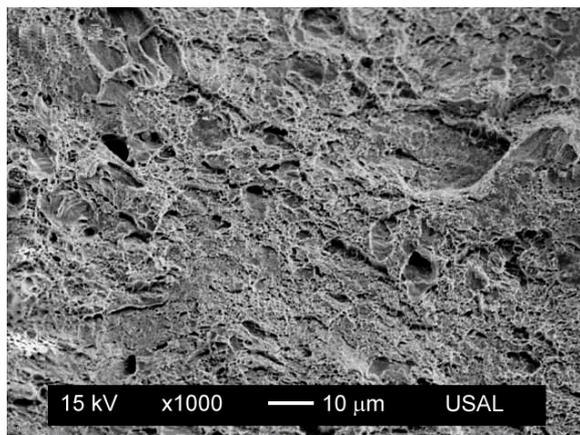


Fig. 2.26. CMH, corona exterior (CO).

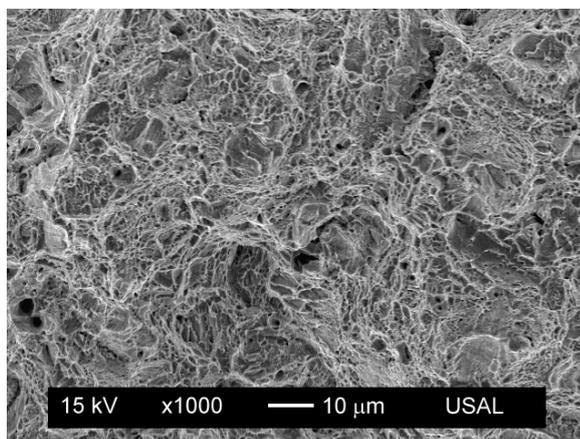


Fig. 2.27. CMH, zona fibrosa (FIB).

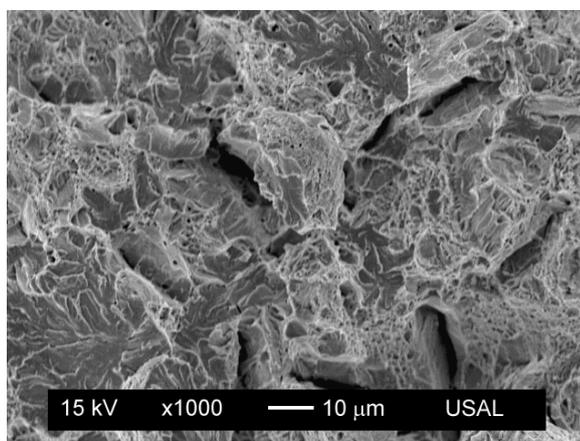


Fig. 2.28. CMH + clivaje, zona intermedia (IN).

La fractura se inicia en la zona fibrosa próxima al centro del alambre (salvo en el alambón que está en la superficie), de área A_{FIB} , que es la zona de proceso. La fisura continúa de forma radial a partir de ella, extendiéndose en la zona intermedia y acabando en la corona (de áreas A_{IN} y A_{CO} respectivamente). La corona se ha caracterizado a partir de su espesor, medido cada 15° , para obtener unos valores medio (l_{CO}), máximo (l_{CO}^{max}) y mínimo (l_{CO}^{min}). De los parámetros referidos medidos en cada ensayo, como se muestra en el ANEXO II, se ha obtenido la media que se indica en la Tabla 2.7. Estos parámetros adimensionalizados han sido representados frente a la deformación plástica producida por el trefilado, en las Fig. 2.29 a Fig. 2.31.

Se ha realizado un estudio de la evolución de las zonas características de la superficie de fractura con el trefilado. La zona fibrosa siempre disminuye su área con el proceso de trefilado, mientras que las zonas de la corona e intermedia varían de la siguiente manera:

- En los primeros pasos su aspecto es uniforme, pero mientras que la corona aumenta su extensión con el trefilado la zona intermedia disminuye.
- En los pasos intermedios el espesor de la corona se hace menos uniforme a la vez que disminuye su área. Por el contrario la zona intermedia presenta muchas fisuras secundarias radiales y aumenta en superficie.
- En los pasos finales el espesor de la corona se hace muy irregular y continúa su disminución de área en favor de la zona intermedia, donde las fisuras radiales son de tamaño grande y con ramificaciones (Fig. 2.30 y Fig. 2.31). Existe un comportamiento progresivamente anisótropo de la fractura a medida que aumenta el grado de trefilado (AYASO *et al.*, 2005).

Tabla 2.7. Caracterización de la superficie de fractura.

ACERO	E0	E1	E2	E3	E4	E5	E6	E7
A_{max} (mm ²)	88.38	71.84	59.31	50.11	41.91	34.58	29.42	18.79
A_R (mm ²)	65.74	51.64	40.82	35.17	25.68	19.90	19.04	15.35
A_{FIB} (mm ²)	4.94	5.31	2.71	2.10	1.00	0.45	0.64	0.33
A_{IN} (mm ²)	46.84	24.59	18.74	17.60	16.94	14.94	14.83	9.49
A_{CO} (mm ²)	13.96	21.74	19.37	15.47	7.74	4.51	3.57	5.53
l_{CO} (mm)	0.51	0.97	0.99	0.84	0.48	0.32	0.25	0.45
l_{CO}^{max} (mm)	1.01	1.15	1.27	1.15	0.86	0.82	0.65	0.75
l_{CO}^{min} (mm)	0.00	0.82	0.70	0.40	0.06	0.00	0.00	0.03

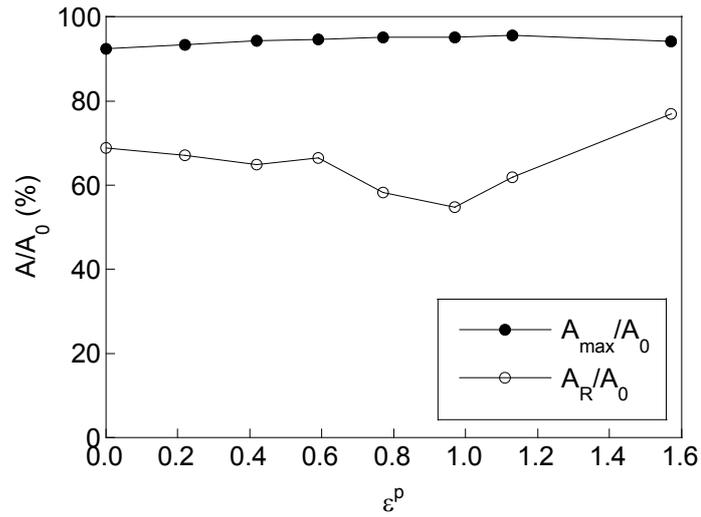


Fig. 2.29. Áreas de máxima plasticidad: general y en la zona del cuello.

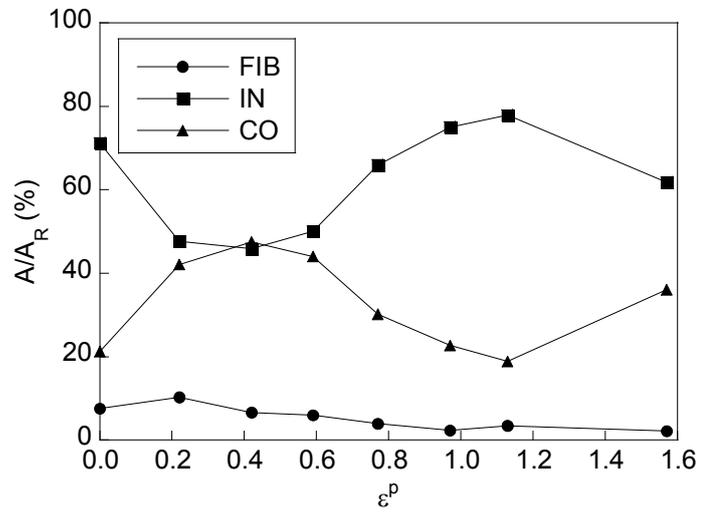


Fig. 2.30. Áreas de la superficie de fractura.

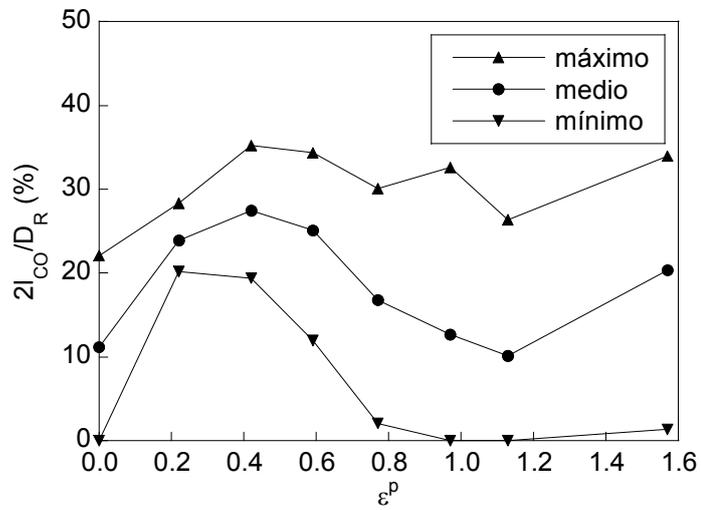


Fig. 2.31. Espesores de la corona exterior.

3.3. Ensayo de dureza Rockwell C

3.3.1. Medida de la dureza Rockwell C

El valor de la dureza Rockwell C aumenta con el trefilado del acero perlítico de forma muy similar en las secciones longitudinal y transversal (Fig. 2.32), siendo ligeramente mayor en la dirección longitudinal. En la Tabla 2.8 se presentan numéricamente estos valores, junto con la desviación estándar.

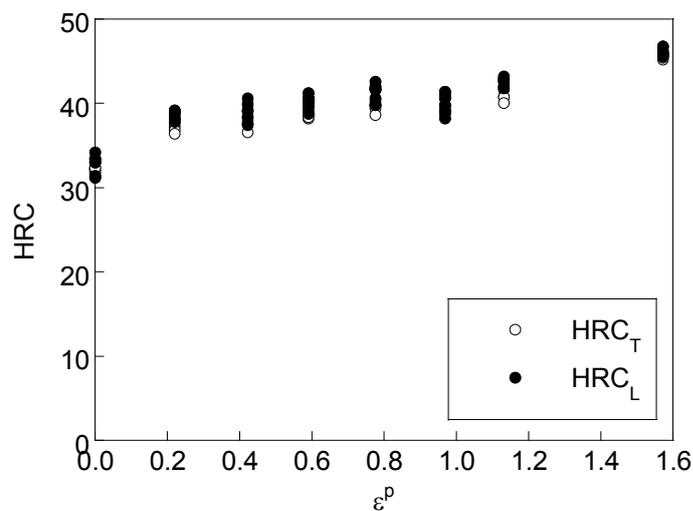


Fig. 2.32. Dureza Rockwell C.

Tabla 2.8. Dureza Rockwell C.

ACERO	E0	E1	E2	E3	E4	E5	E6	E7
HRC _T	32.3	37.5	38.1	39.2	40.2	39.7	41.4	45.9
σ (HRC _T)	0.5	0.7	0.9	1.0	1.2	0.9	0.9	0.5
HRC _L	32.7	38.7	39.2	40.2	41.4	40.0	42.7	46.0
σ (HRC _L)	1.2	0.6	1.2	0.9	1.0	1.2	0.5	0.5

En la realización de los ensayos de dureza Rockwell se encontró una gran dificultad para conseguir la perpendicularidad en el ensayo longitudinal, al utilizar un accesorio en forma de V para situar la probeta.

Además, algunos autores recomiendan realizar todos los ensayos de dureza sobre el mismo espesor del material, lo que no ha sido posible debido a la geometría del material y los medios de corte de que se disponía.

3.3.2. Análisis de las huellas

Analizando las huellas se observó una diferencia entre la evolución de las obtenidas en la sección transversal y la evolución de las obtenidas en la sección longitudinal, debido al diferente comportamiento que tiene la deformación plástica en los distintos aceros y en las distintas secciones.

Vista en planta de las huellas

Se realizaron medidas de las dimensiones que caracterizan estas huellas con el programa de análisis de imagen (Analysis, versión 3.1). En el caso de la sección transversal se midió el diámetro, puesto que la huella tenía una geometría aproximadamente circular, y en la sección longitudinal se midió el doble de los semiejes mayor y menor de la elipse a la que se aproxima la huella (Fig. 2.33).

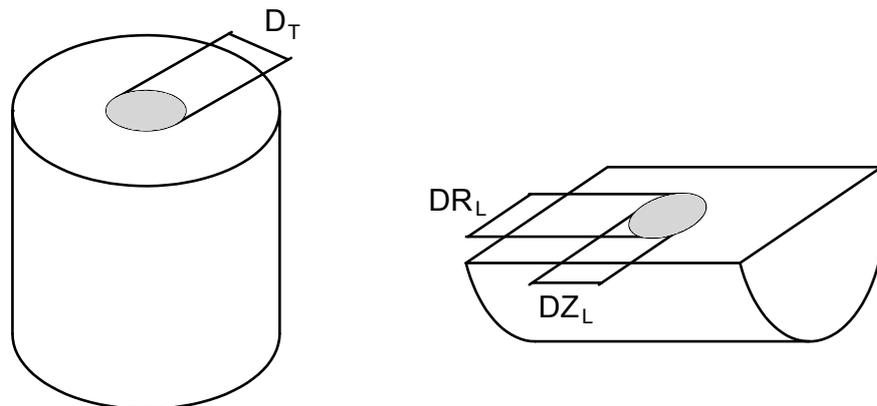


Fig. 2.33. Esquema de las huellas Rockwell C, sección transversal (izqda.) y sección longitudinal (dcha.).

En la sección transversal, tras la retirada del penetrador, la huella se mantiene en todo momento prácticamente circular, disminuyendo su tamaño conforme aumenta el número de pasos de trefilado (Fig. 2.34 y Fig. 2.35).

En la sección longitudinal la huella se hace más alargada a medida que el acero está más trefilado, disminuyendo además su tamaño, pero en menor valor que en la sección transversal (Fig. 2.36 y Fig. 2.37).

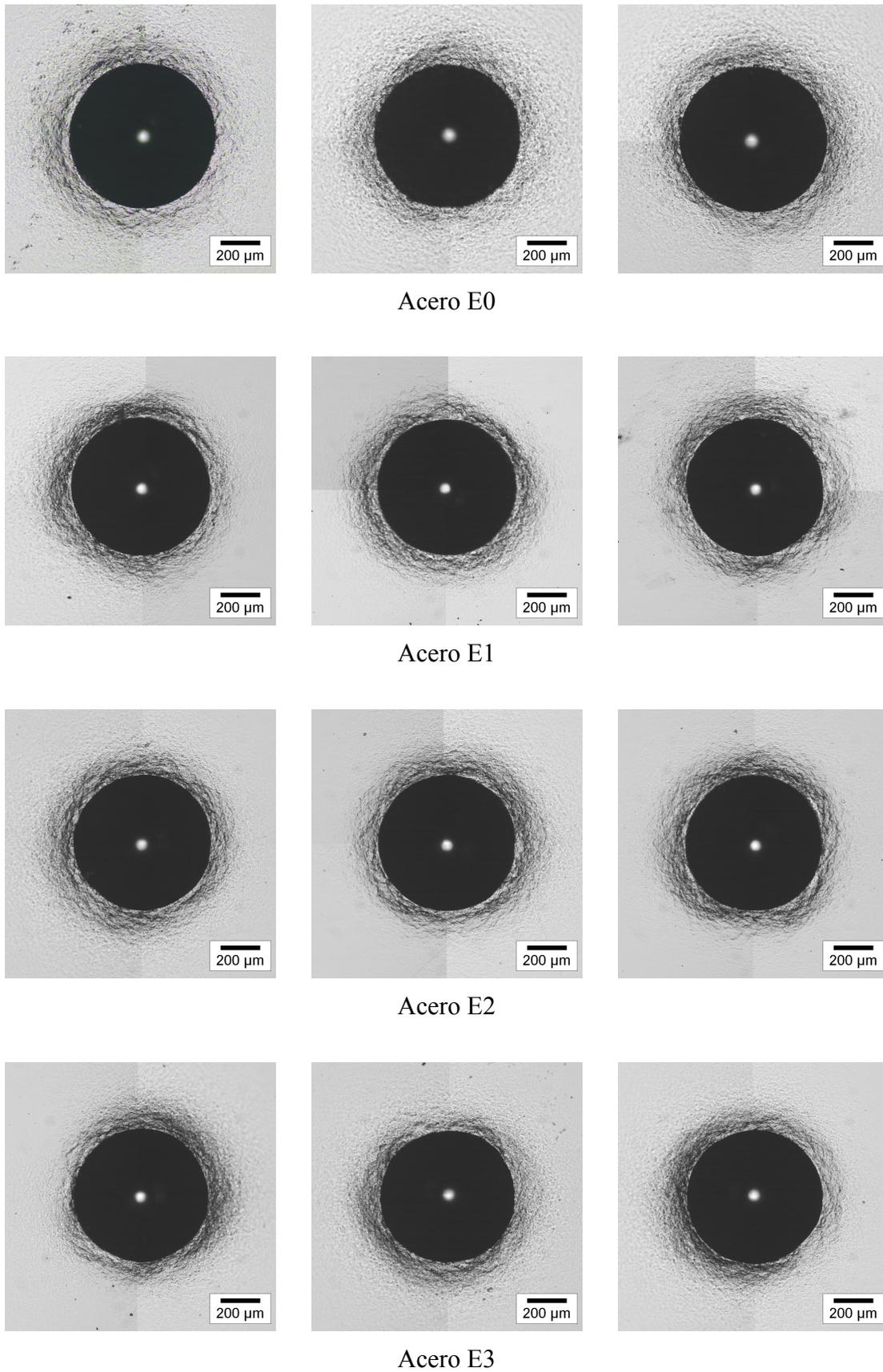
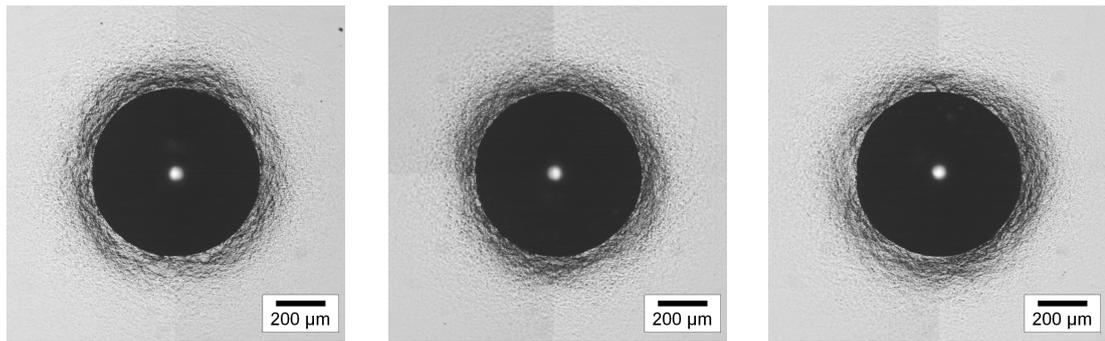
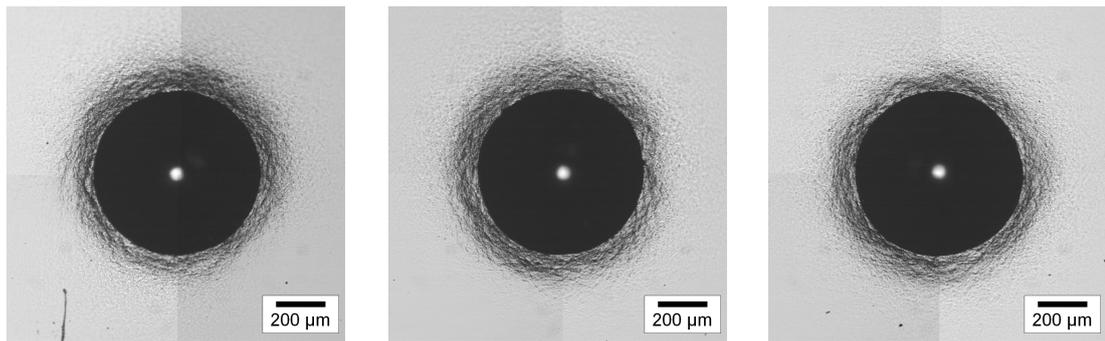


Fig. 2.34. Huellas de dureza Rockwell C en la sección transversal.

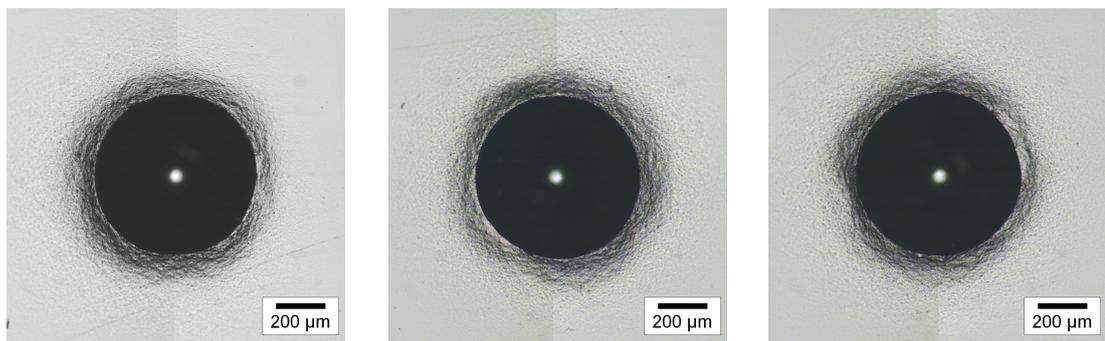




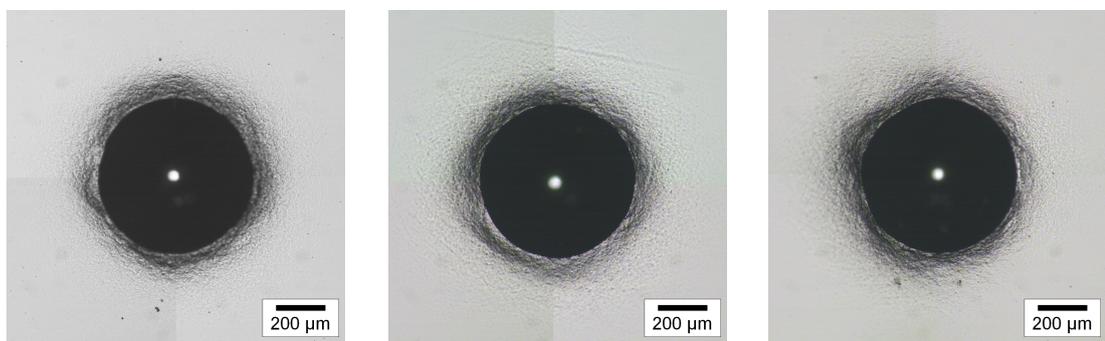
Acero E4



Acero E5

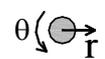


Acero E6



Acero E7

Fig. 2.35. Huellas de dureza Rockwell C en la sección transversal.



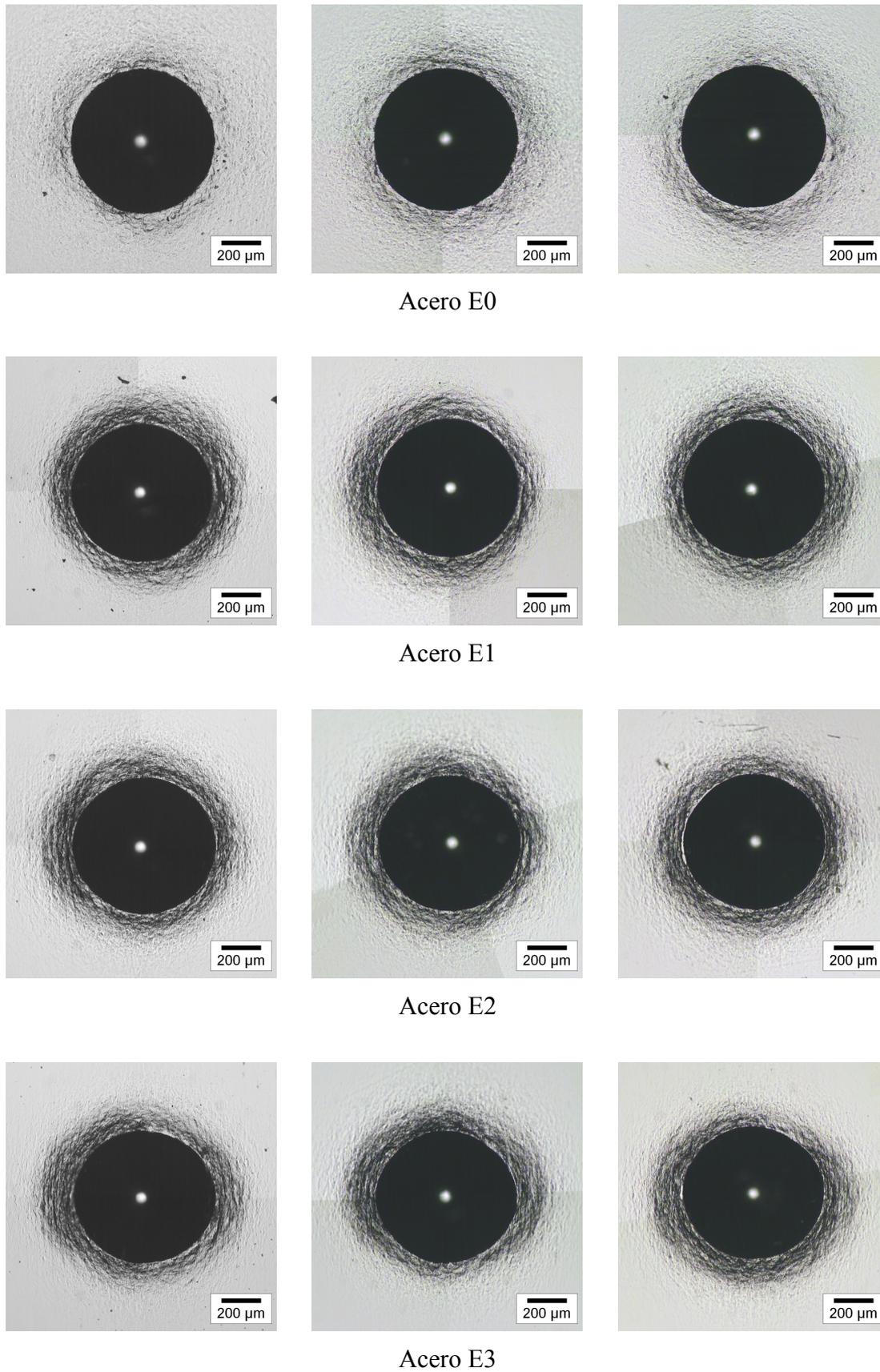
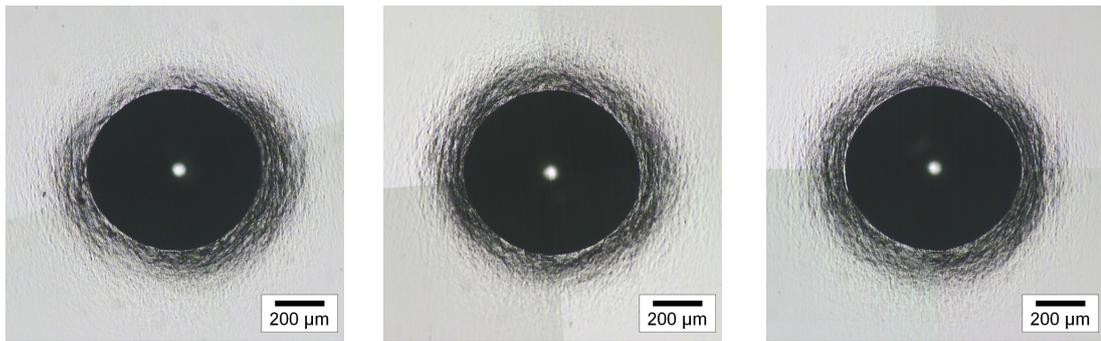
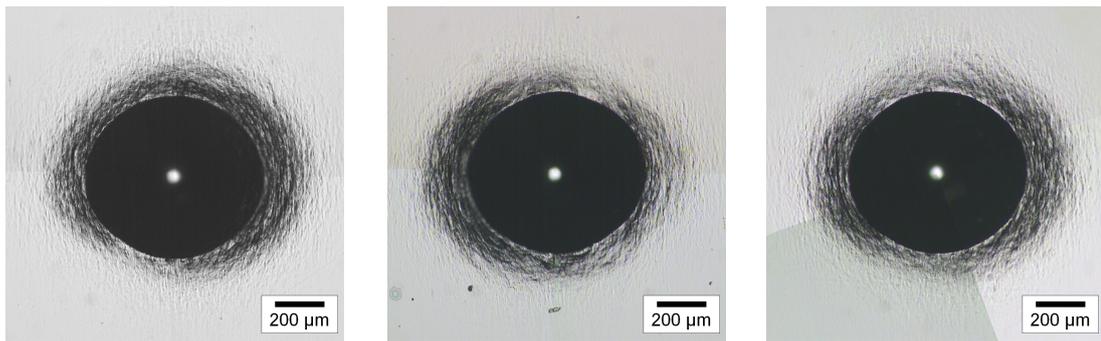


Fig. 2.36. Huellas de dureza Rockwell C en la sección longitudinal.

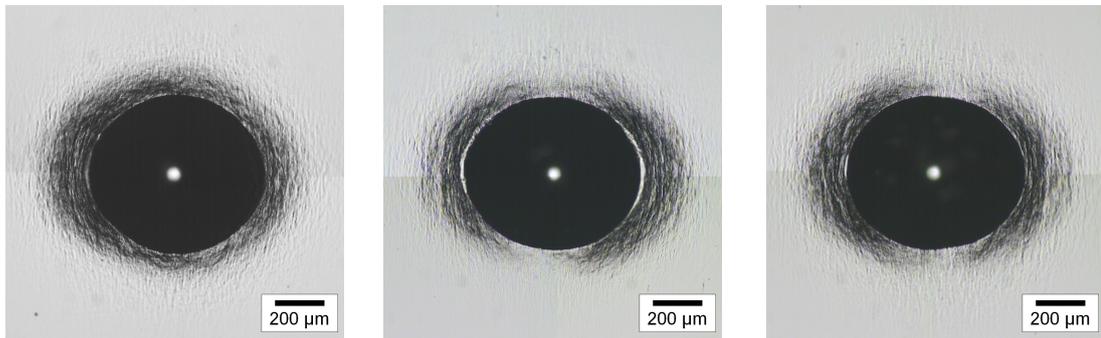




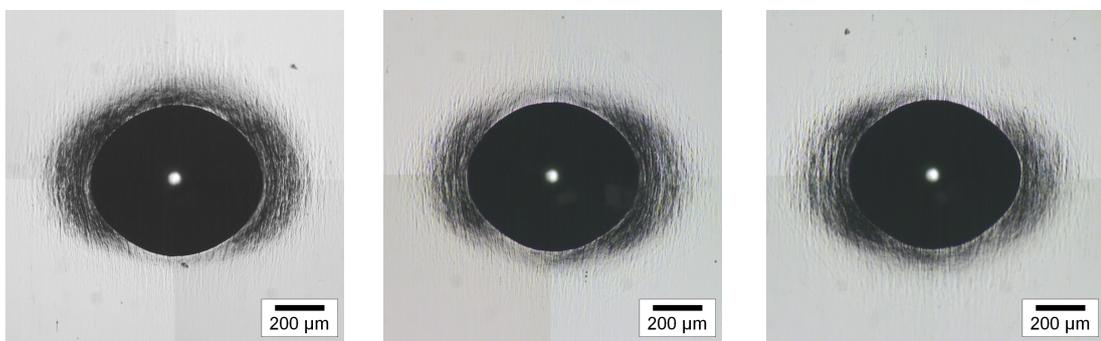
Acero E4



Acero E5



Acero E6



Acero E7

Fig. 2.37. Huellas de dureza Rockwell C en la sección longitudinal.



Los resultados de las medidas realizadas en la sección transversal se muestran en la Tabla 2.9 y los de la sección longitudinal en la Tabla 2.10.

Tabla 2.9. Diámetro de las huellas Rockwell C, sección transversal.

SECCIÓN TRANSVERSAL	ENSAYO 1		ENSAYO 2		ENSAYO 3		MEDIA	
	D_T (μm)							
E0	740	732	743	738				
E1	704	698	699	700				
E2	695	694	691	693				
E3	682	676	684	681				
E4	683	675	671	676				
E5	675	675	677	676				
E6	656	666	669	664				
E7	634	630	634	632				

Tabla 2.10. Longitudes características de las huellas Rockwell C, sección longitudinal.

SECCIÓN LONGITUDINAL	ENSAYO 1		ENSAYO 2		ENSAYO 3		MEDIA	
	DR_L (μm)	DZ_L (μm)	DR_L (μm)	DZ_L (μm)	DR_L (μm)	DZ_L (μm)	DR_L (μm)	DZ_L (μm)
E0	738	728	724	726	732	726	732	727
E1	712	706	717	708	713	704	714	706
E2	728	697	717	690	716	693	721	693
E3	719	672	713	676	715	675	716	674
E4	708	658	717	673	717	673	714	668
E5	726	665	721	663	726	660	724	663
E6	719	650	715	623	724	623	719	632
E7	702	617	698	609	698	608	700	611

Las longitudes características de ambas secciones, que prácticamente tienen el mismo valor en el acero de partida, disminuyen con diferentes tendencias a medida que se trefila el acero, aumentando además el valor de la relación DR_L/DZ_L (Fig. 2.38 y Fig. 2.39). Esto se debe fundamentalmente a la anisotropía plástica que se induce en el material durante el proceso de trefilado.

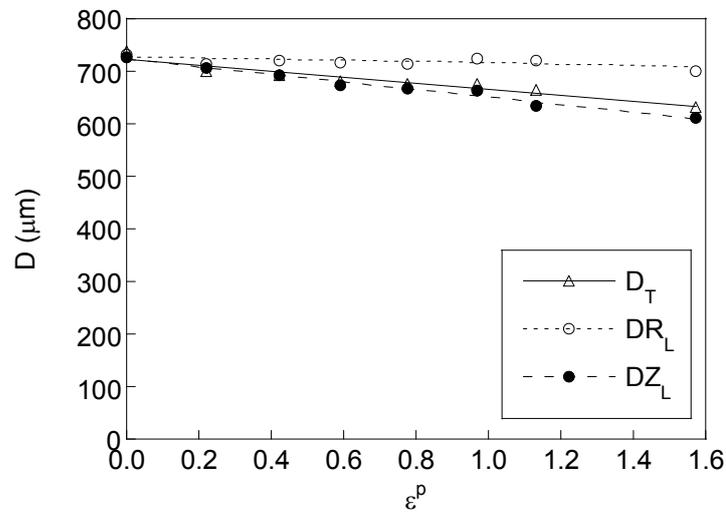


Fig. 2.38. Longitudes características de las huellas Rockwell C.

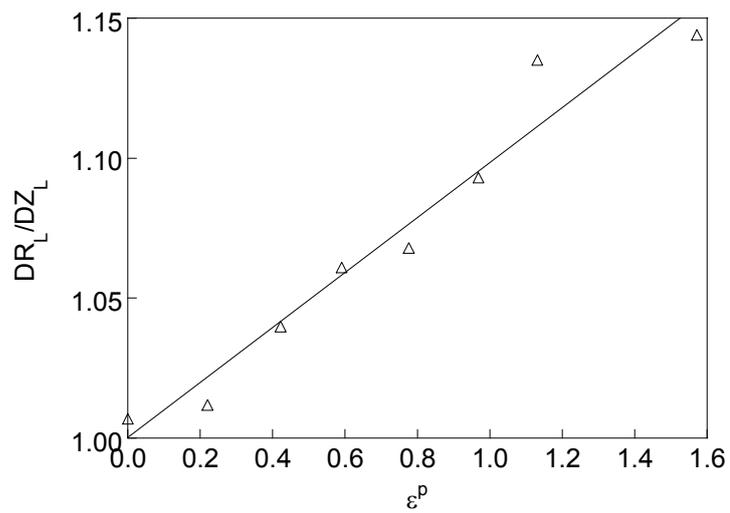


Fig. 2.39. Relación DR_L/DZ_L .

Es posible calcular un valor para la dureza en los ensayos Rockwell C a partir de la huella obtenida de igual manera que se realiza en otros métodos, como el cociente de dividir la carga aplicada, P , en kg, entre el área de la huella, S , en mm^2 (Fig. 2.40).

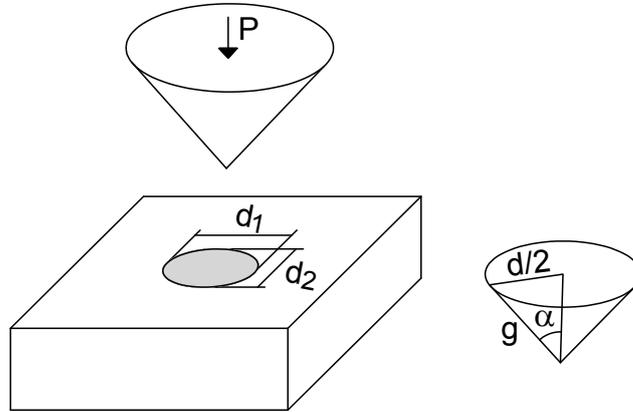


Fig. 2.40. Cálculo de la dureza a partir de la huella Rockwell C.

De la Fig. 2.40 se pueden deducir las siguientes expresiones:

$$\text{HRC}_h = \frac{P}{S} \quad (2.15)$$

$$S = \pi \frac{d}{2} g = \pi \frac{d}{2} \frac{d}{2 \sin \alpha} \quad (2.16)$$

$$\text{HRC}_h = \frac{4 \sin \alpha P}{\pi d^2} \quad (2.17)$$

Cuando las diagonales sean diferentes, $d_1 \neq d_2 \neq d$, se tomará el valor medio:

$$d = \frac{d_1 + d_2}{2} \quad (2.18)$$

Los resultados del cálculo de la dureza Rockwell a partir de las dimensiones de la huella se muestran en la Fig. 2.41. En ella se observa que se obtiene un valor que aumenta con el trefilado, siendo este crecimiento ligeramente mayor en la sección transversal que en la sección longitudinal.

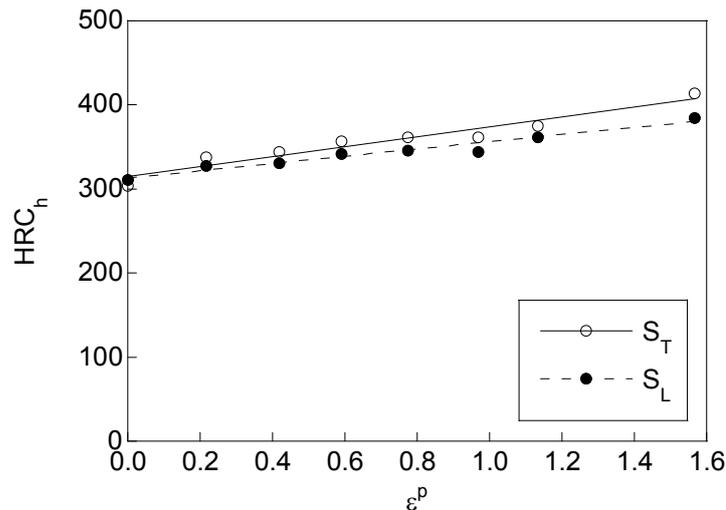


Fig. 2.41. Dureza Rockwell C a partir de la huella.

Perfiles de las huellas

Se han realizado cortes de las probetas ensayadas en el alambión y en el acero de pretensado. En el primero a través de cualquier sección de simetría de una de sus huellas. En el segundo en su huella transversal en cualquier sección de simetría y en su huella longitudinal en las secciones de simetría que incluían la mayor longitud de la huella en la dirección de trefilado y en la perpendicular a ésta. Estos cortes, junto con la sección en planta de la huella de cada uno, se muestran en las Fig. 2.42 a Fig. 2.45.

En estos perfiles se observa una diferencia en las dimensiones de la huella, pero además muestran el diferente comportamiento de la deformación plástica de los aceros E0 y E7. En el acero E0 esta deformación es isótropa, mientras que en el acero E7 es isótropa en la sección transversal y anisótropa en la longitudinal. Ello es debido a que, aunque el penetrador es axisimétrico, en los bordes de la huella del diámetro radial se genera una mayor deformación plástica que en los bordes del diámetro de la dirección de trefilado, formándose una huella de forma elíptica debido a esta anisotropía plástica.

En ambos aceros se da el fenómeno del apilamiento de material (*piling-up*) en la zona próxima al borde del penetrador, material prominente respecto a la cota inicial de la probeta y en la dirección del eje de ensayo. Este apilamiento es mayor en el acero de pretensado que en el alambión y puede relacionarse con un valor del coeficiente de endurecimiento menor en el último paso de trefilado (ALCALÁ, BARONE y ANGLADA, 2000).

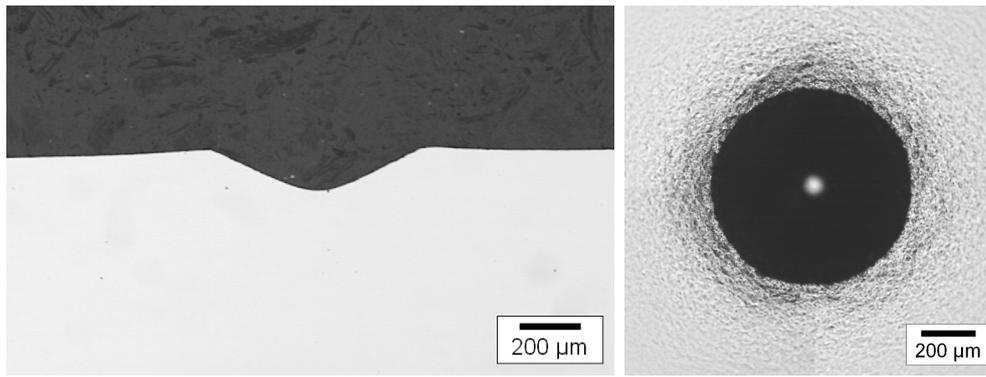


Fig. 2.42. Perfil y planta de la huella, E0.

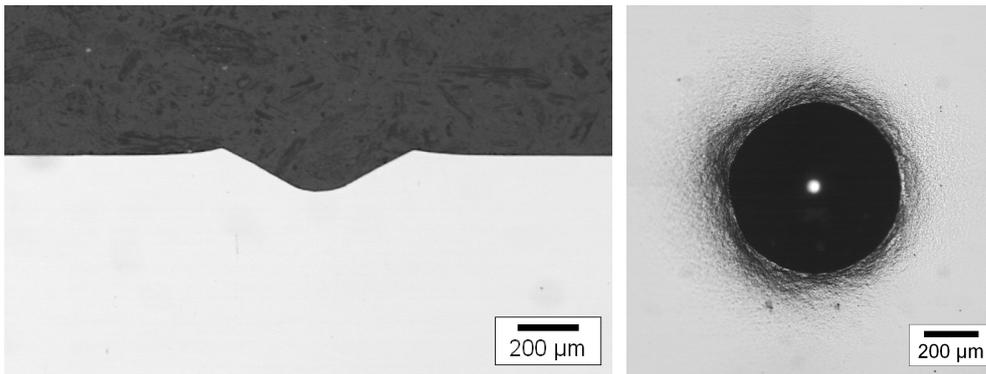


Fig. 2.43. Perfil y planta de la huella transversal, E7.

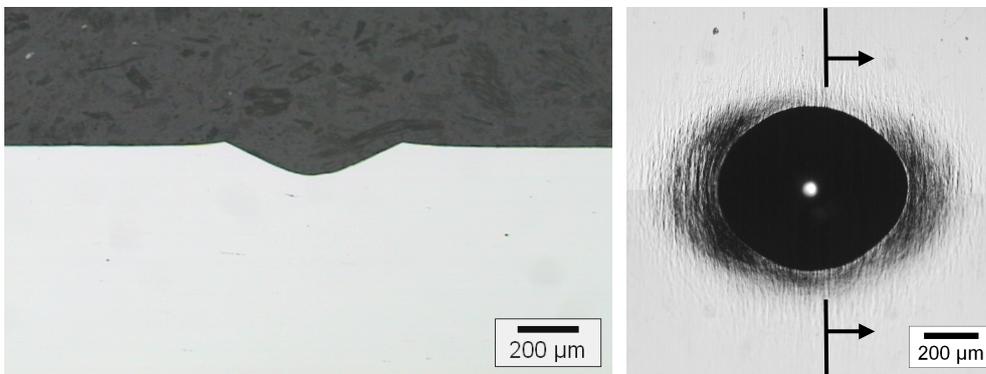


Fig. 2.44. Perfil y planta de la huella longitudinal que incluye la dirección de trefilado, E7.

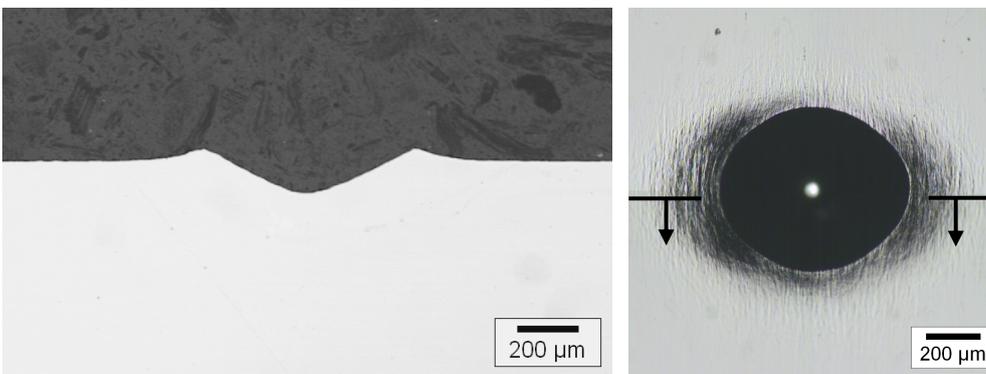


Fig. 2.45. Perfil y planta de la huella longitudinal que incluye la dirección perpendicular al trefilado, E7.

Líneas de deslizamiento

Las líneas de deslizamiento visibles aparecen en la zona superficial del borde de la huella que no ha estado en contacto con el penetrador, lugar donde se han producido los mayores valores de tensión plana durante la deformación plástica (Fig. 2.46).

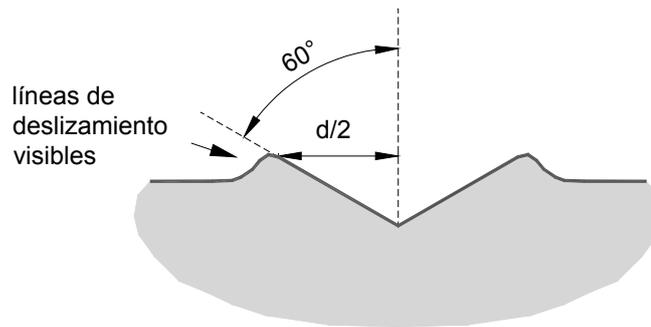


Fig. 2.46. Esquema del perfil de la huella Rockwell C.

Las líneas de deformación plástica evolucionan con el trefilado de manera muy diferente en las secciones transversal y longitudinal. En la transversal tienen la misma forma de malla en todos sus pasos, presentando un patrón de agujeros de formas similares cuyo tamaño disminuye con el trefilado (Fig. 2.47).

En la sección longitudinal del acero E0 estas líneas de deformación plástica tienen el mismo aspecto que en la sección transversal, evolucionando con el trefilado hacia una forma más fibrosa orientada en la misma dirección que éste, con formas más lineales y de menor grosor para un mayor número de pasos (Fig. 2.48). Estas bandas aparecen mucho más acusadas con el trefilado en el borde de la huella del diámetro radial (mayor longitud de la huella), disminuyendo en apariencia hacia el borde del diámetro axial (menor longitud de la huella).

Para el acero estudiado existe un apilamiento de material en el borde de la huella, donde se observan que las bandas de deslizamiento tendrán distinto comportamiento según el grado de anisotropía de la microestructura en la superficie perpendicular a la dirección de la indentación (Fig. 2.49).

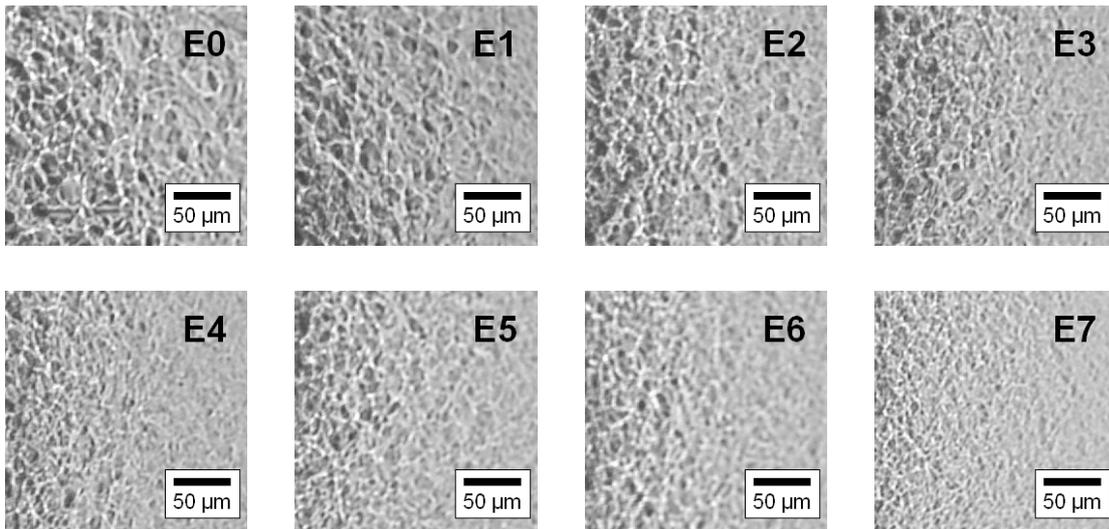


Fig. 2.47. Líneas de deslizamiento en la sección transversal. $\theta \odot \rightarrow r$

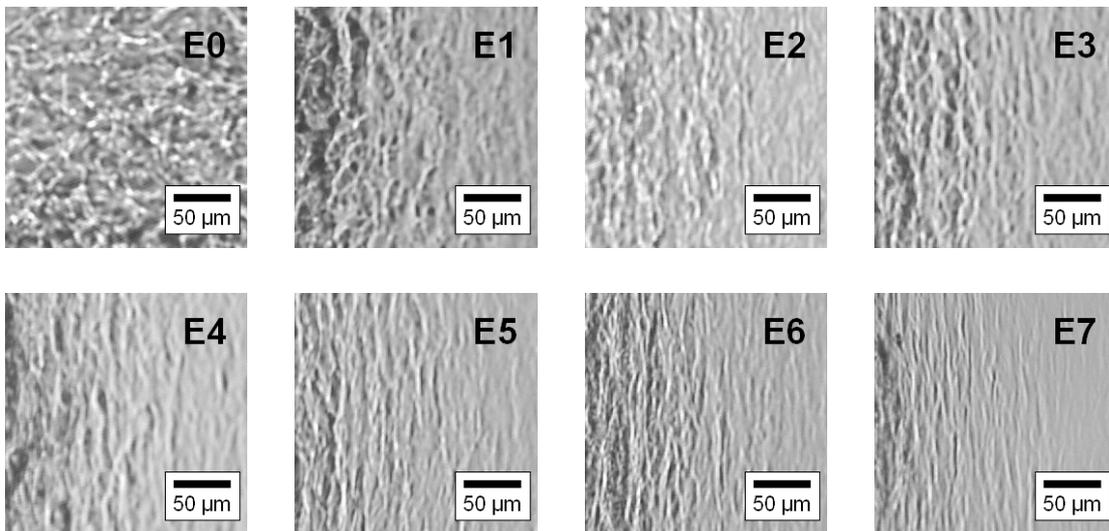


Fig. 2.48. Líneas de deslizamiento en la sección longitudinal. $z \uparrow \rightarrow r$

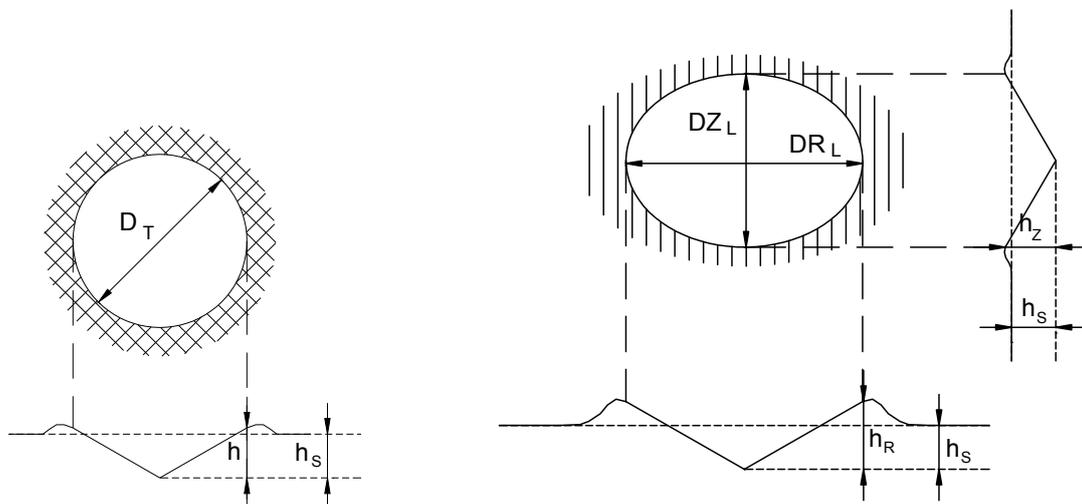


Fig. 2.49. Esquema de la huella: plano isótropo (izqda.) y plano anisótropo (dcha.).

Análisis metalográfico

Mediante microscopía óptica se ha observado la deformación plástica ocurrida al nivel de las colonias, tras un ataque con Nital 4% durante unos segundos sobre los cortes realizados a las probetas indentadas. Las colonias se revelan de diferente modo en función de la orientación cristalina de sus constituyentes, como se puede observar en las Fig. 2.50 y Fig. 2.51.

El objetivo principal fue el análisis de cómo influye la microestructura del acero perlítico en su deformación plástica, determinando cómo la anisotropía microestructural induce una anisotropía plástica. La deformación plástica depende mucho de la dirección de la cementita respecto al eje de trefilado. Esto provoca que en el acero trefilado la deformación ocurra en la sección transversal por igual en todo el contorno de la huella, puesto que en este plano no hay diferencia entre ambas direcciones. Por el contrario, en la sección longitudinal la deformación en torno a la huella es mayor hacia el extremo del diámetro radial, donde la deformación se ve favorecida por la direccionalidad de la cementita.

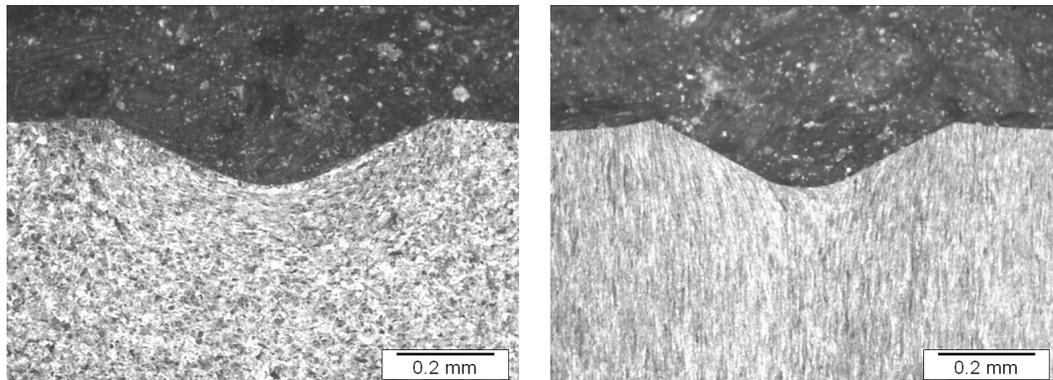


Fig. 2.50. Metalografía: huella E0 (izqda.) y huella S_T E7 (dcha.).

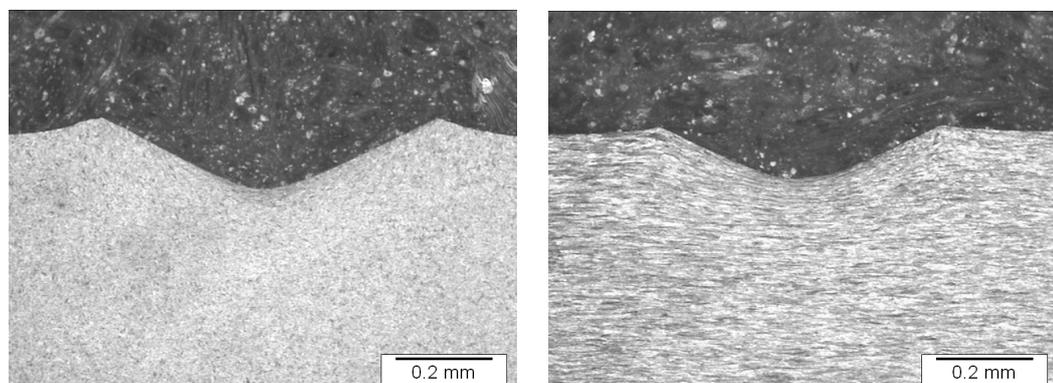


Fig. 2.51. Metalografía: huella S_L E7 DR_L (izqda.) y huella S_L E7 DZ_L (dcha.).

4. DISCUSIÓN

El comportamiento elástico del acero perlítico no se modifica con el proceso de trefilado. El módulo de Young permanece constante, mostrando un comportamiento macroscópicamente isótropo. Su valor está controlado por los enlaces interatómicos, que no cambian, pues la estructura cristalina no se modifica.

La plasticidad se manifiesta a nivel microscópico como el movimiento de dislocaciones. El proceso de trefilado produce un gran aumento del número de dislocaciones en el acero perlítico, lo que impide el movimiento de las mismas y provoca el fenómeno de endurecimiento por deformación. La tensión límite de la perlita está relacionada con la tensión necesaria para mover dislocaciones en la ferrita entre dos láminas de cementita, aumentando por lo tanto la resistencia del acero con la disminución del espaciado interlaminar. Esta explicación se basa en la hipótesis de que las fuentes de dislocaciones se activan en las intercaras ferrita-cementita, que podrían actuar como fuentes y sumideros de dislocaciones. De esta forma, el trabajo de endurecimiento se controla por procesos que ocurren en la ferrita (DOLLAR, BERNSTEIN y THOMPSON, 1988). La alta resistencia límite del alambre trefilado es resultado de la escala ultrafina de la microestructura y de la tensión necesaria para activar fuentes de dislocaciones (LANGUILLAUME, KAPELSKI y BAUDELET, 1997b).

Las interfases ferrita-cementita se comportan como barreras frente al movimiento de las dislocaciones en el acero perlítico, de forma similar a como actúa el grano en otros aceros, y por tanto su resistencia sigue una relación tipo Hall-Petch (HALL, 1951; PETCH, 1953),

$$\sigma' = \sigma_0 + k(cr_i)^{-0.5} \quad (2.19)$$

donde r_i es la distancia media entre barreras, σ_0 la tensión de fricción, k el parámetro de Hall-Petch y c una constante.

La relación de exponente -0.5 indica una intercepción negativa del eje de tensión, lo cual es difícil de relacionar con la interpretación usual de σ_0 como la tensión de fricción de dislocaciones, y por ello algunos autores han sugerido un exponente -1 que es más significativo. La ecuación de Hall-Petch ha sido ampliamente utilizada en acero perlítico con muy buenos resultados (HYZAK y BERNSTEIN, 1976; KAVISHE y BAKER, 1986).

Durante el ensayo de tracción simple en un acero perlítico sometido a varios pasos de trefilado, las barreras frente al movimiento de dislocaciones son proporcionales al diámetro del alambre, ya que las dislocaciones se mueven en direcciones de máxima tensión cortante. Por lo tanto se produce la relación,

$$\frac{1}{r_i} = \frac{1}{r_0} \frac{D_0}{D_i} \quad (2.20)$$

siendo D_0 el diámetro del acero antes de trefilar, D_i el diámetro correspondiente a un paso i cualquiera de trefilado, r_0 la distancia media entre barreras del acero antes de trefilar y r_i la distancia media entre barreras correspondiente a un paso i cualquiera de trefilado.

Debido a que se supone conservación de volumen durante el proceso de trefilado, la deformación plástica producida en cada paso de trefilado es posible calcularla a través de la siguiente expresión,

$$\varepsilon^p = \ln \left(\frac{D_0}{D_i} \right)^2 \quad (2.21)$$

y la distancia entre las barreras medias para el alambón y cualquier paso de trefilado se relacionan con la deformación plástica producto del proceso con esta otra,

$$\frac{1}{r_i} = \frac{1}{r_0} \exp \left(\frac{\varepsilon^p}{2} \right) \quad (2.22)$$

obteniéndose la forma modificada de la ecuación de Hall-Petch propuesta por EMBURY y FISHER (1966) para el acero perlítico progresivamente trefilado, que describe cuantitativamente la resistencia del acero perlítico en la dirección axial (obtenida con el ensayo de tracción simple) a través de una relación exponencial con la deformación plástica producida por el trefilado (ε^p), y donde el parámetro c permanece constante durante el trefilado (su valor es 2),

$$\sigma' = \sigma_0 + \left(\frac{k}{(2r_0)^{1/2}} \right) \exp \left(\frac{\varepsilon^p}{4} \right) \quad (2.23)$$

La ecuación (2.23) muestra las tres formas de aumentar la resistencia de un acero perlítico: incremento de los parámetros de la ecuación de Hall-Petch, reducción del espaciado interlaminar inicial e incremento de la deformación plástica por el trefilado. En el acero perlítico trefilado se da la tercera circunstancia, pues aumenta la deformación al pasar por las sucesivas hileras.

La ecuación de Embury-Fisher se ha empleado con muy buenos resultados en acero perlítico con distintos grados de trefilado (NAM, BAE y LEE, 2002; SONG, KANG y NAM, 2007). En el acero perlítico trefilado que se analiza en este trabajo se obtuvo el resultado de la Fig. 2.52, para el límite elástico y la resistencia a tracción frente a $\exp(\varepsilon^p/4)$.

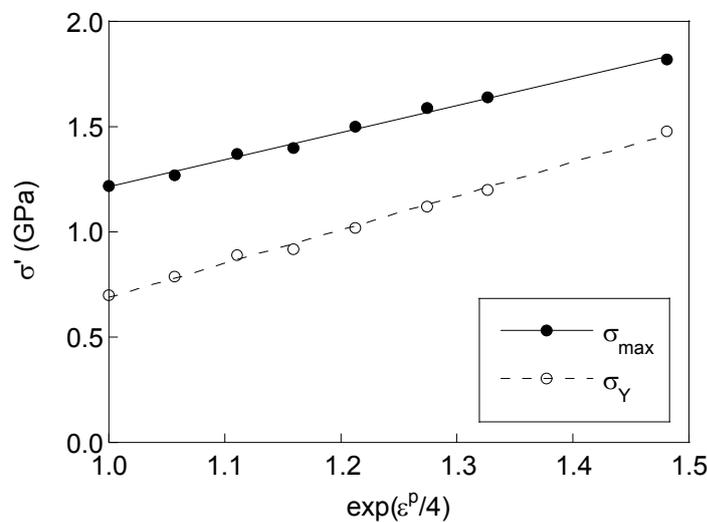


Fig. 2.52. Relación entre tensiones límite y $\exp(\varepsilon^p/4)$.

Las ecuaciones de ajuste que se obtienen con los datos de la Fig. 2.52, con coeficientes de regresión de 0.997, son las siguientes:

$$\sigma_{\max} = -0.07 + 1.29 \exp\left(\frac{\varepsilon^p}{4}\right) \quad (2.24)$$

$$\sigma_Y = -0.90 + 1.59 \exp\left(\frac{\varepsilon^p}{4}\right) \quad (2.25)$$

Para poder calcular el tamaño de las barreras frente a las dislocaciones en un ensayo de tracción axial de un acero perlítico progresivamente trefilado, el cual es proporcional a la reducción del diámetro, hay que tener en cuenta, además del espaciado interlaminar que va

disminuyendo su valor con el proceso de trefilado, el ángulo que marca la orientación progresiva de las láminas en la dirección axial.

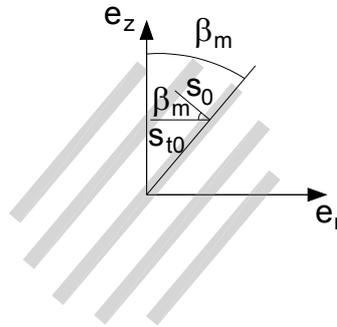


Fig. 2.53. Esquema de la proyección del espaciado interlaminar.

Denominando s_{t0} a la proyección del espaciado interlaminar s_0 sobre la sección transversal del alambre (Fig. 2.53) se puede obtener una expresión a partir del ángulo de orientación de las láminas respecto a la dirección de trefilado, β_m ,

$$s_{t0} = \frac{s_0}{\cos \beta_m} \quad (2.26)$$

cuyo valor será proporcional al espaciado libre medio, con una constante A que no cambiará durante el proceso de trefilado,

$$r_i = A s_{t0} \quad (2.27)$$

El diámetro y la proyección del espaciado interlaminar muestran una relación prácticamente lineal (pasando además por el origen de coordenadas), que podría confirmar el hecho de que la deformación axial se produce de forma que las barreras frente al movimiento de las dislocaciones en el acero perlítico trefilado son proporcionales al diámetro del alambre (Fig. 2.54).

Conviene tener en cuenta la dificultad que presenta en el acero perlítico progresivamente trefilado el cálculo correcto del espaciado interlaminar y del ángulo de las láminas de perlita, frente a la simplicidad de la obtención del diámetro del alambre.

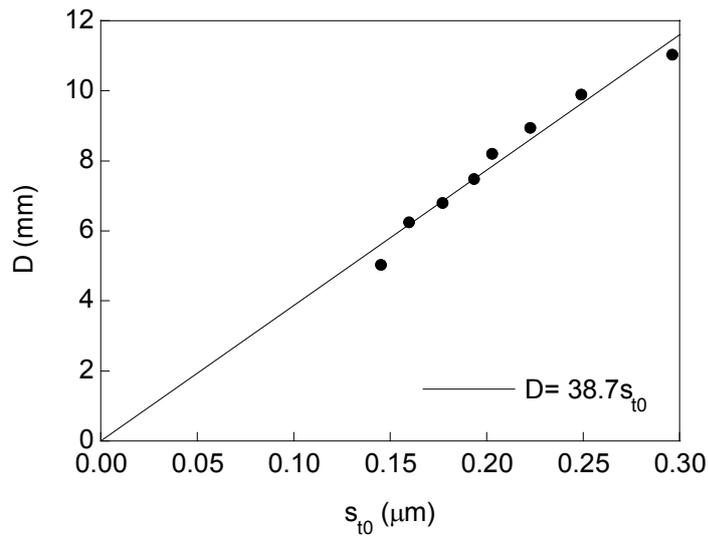


Fig. 2.54. Relación entre la proyección del espaciado en la sección transversal y el diámetro.

La ecuación de Embury-Fisher tiene el inconveniente de que permite calcular solamente el valor de la resistencia en la dirección axial a partir de la deformación plástica ocurrida durante el trefilado, pero en cualquier dirección perpendicular a ésta el valor difiere, ya que el proceso de trefilado provoca una anisotropía plástica axisimétrica debida a la configuración de las barreras frente al movimiento de las dislocaciones (las láminas de perlita).

III. MODELIZACIÓN DEL CRECIMIENTO DE FISURAS BAJO CARGAS CÍCLICAS

En este capítulo se estudia de forma teórica la evolución de fisuras superficiales contenidas en la sección circular de barras cilíndricas sometidas a cargas cíclicas de tracción o de flexión, utilizando además distintos materiales. Primero se ha caracterizado el frente de fisura obtenido por fatiga, mediante un arco de elipse a partir del método de los mínimos cuadrados. A continuación se realizó un estudio del factor de intensidad de tensiones (FIT) adimensional, a partir de los resultados de varios autores para barras cilíndricas lisas, fisuradas y sometidas a cargas de tracción o flexión, y para varillas entalladas fisuradas en su sección mínima sometidas a cargas de tracción. Por último se desarrolló un programa para calcular la evolución del frente de fisura a partir de distintas geometrías de fisuras iniciales (diferentes profundidades de fisura y relaciones de aspecto), contenidas en la sección transversal de alambres de diversos materiales (caracterizados a partir del parámetro m de Paris), sometidos a cargas de tracción (con extremos libres y constreñidos) y cargas de flexión.

1. FUNDAMENTOS TEÓRICOS

1.1. Modelización del frente de fisura

En el campo de la integridad estructural una de las geometrías clave en Mecánica de Fractura aplicada a la ingeniería es el cilindro con una fisura superficial transversal, es decir, contenida en un plano perpendicular al eje del cilindro. Dicha geometría es representativa de un

elemento estructural lineal (alambre, cable, cordón, tirante,...) sometido a solicitaciones constantes o variables (cíclicas) de tracción, flexión o torsión, trabajando en aire o en un ambiente hostil (químicamente agresivo), y por lo tanto susceptible a la propagación subcrítica de fisuras por fatiga (solicitud oscilante), fisuración asistida por el ambiente (corrosión bajo tensión) o ambas (corrosión-fatiga).

Para modelizar geoméricamente una fisura superficial (lúnula) en un alambre (cilindro), distintos autores han utilizado entidades geométricas como la línea, el círculo o la elipse (LEVAN y ROYER, 1993; CARPINTERI, 1993; LIN y SMITH, 1997; COURONEAU y ROYER, 2000; TORIBIO y TOLEDANO, 2000), aplicando en ocasiones restricciones a la ubicación de dichas entidades. La elipse es la modelización más ampliamente utilizada, por su sencillez y adecuación a la mayoría de frentes de fisura, pues mediante sólo dos parámetros (las longitudes de sus semiejes a y b) es capaz de caracterizar el frente de fisura cambiante en un alambre fisurado, e incluso en geometrías fisuradas tales como una pared de tubería o depósito a presión, permitiendo representar fácilmente la evolución de su relación de aspecto, a/b .

En esta Tesis se ha planteado una modelización mediante geometría elíptica, ya que el círculo y la línea son casos particulares de ésta. El estudio se ha orientado a dos casos de especial interés, una elipse con centro en la superficie del alambre (CARPINTERI, 1993; TORIBIO y TOLEDANO, 2000) y un círculo sin restricción en la situación de su centro (LEVAN y ROYER, 1993; COURONEAU y ROYER, 2000).

1.2. Cálculo del FIT adimensional

La caracterización del crecimiento de fisuras por fatiga, cuyo frente de fisura ha sido comúnmente representado como recto, circular, o elíptico con centro en la superficie del alambre, implica el necesario conocimiento del factor de intensidad de tensiones adimensional, Y , para lo cual es fundamental conocer como varía éste a lo largo del frente de fisura. El FIT adimensional ha sido obtenido por varios autores bajo diferentes condiciones de carga (tracción, flexión y torsión) y deducidos a partir de distintos procedimientos: método de la flexibilidad, método de los elementos finitos (MEF), análisis de la integral de contorno, técnicas experimentales, etc. (CARPINTERI, 1993; MAHMOUD, 1990; COURONEAU y ROYER, 1998; 2000; DA FONTE y DE FREITAS, 1999; SHIH y CHEN, 2002; SHIN y CAI, 2004). Con

objeto de introducir el problema, se ha realizado una revisión bibliográfica de los valores obtenidos por algunos de estos autores para los casos tratados en este trabajo (Si, 1990a).

La técnica numérica más empleada actualmente para determinar el factor de intensidad de tensiones es el método de los elementos finitos, por ser un método muy potente y que presenta multitud de posibilidades. Para la resolución de los problemas de mecánica de fractura que usan este método se utilizan dos estrategias: la modelización de la punta de fisura como una malla extremadamente fina (para simular el radio cercano a cero) y el empleo de elementos singulares que modelizan directamente la singularidad de la punta de fisura (donde los nodos adyacentes de los elementos singulares en la punta de la fisura se desplazan a un cuarto en la dirección del nodo que simboliza la punta).

El cálculo del factor de intensidad de tensiones se realiza a partir de los desplazamientos en las proximidades de la punta de fisura. El método más obvio es sustituir los resultados de los desplazamientos nodales en las ecuaciones analíticas del campo de tensiones y deformaciones en la vecindad de la punta de fisura y despejar el factor de intensidad de tensiones. Para problemas elástico-lineales un método más exacto se basa en la relación que existe entre el factor de intensidad de tensiones y la tasa de liberación de energía, G , en el que el análisis por elementos finitos se realiza para dos longitudes de fisura, a y $a+\Delta a$, evaluando a continuación la diferencia de energía de deformación entre ambas. Estos métodos, o variantes de los mismos, son los más comúnmente utilizados.

1.3. Modelización del crecimiento de fisura bajo cargas cíclicas

Las funciones que detallan el crecimiento de fisuras largas por fatiga relacionan la velocidad de crecimiento de fisuras da/dN con algunos parámetros que describen el estado de tensiones en la punta de la fisura. KOHOUT (1999) realizó una extensa revisión bibliográfica de las funciones empleadas por distintos autores (estudio que se ha utilizado como referencia para la elaboración de este apartado), encontrando que los parámetros considerados por la mayoría de ellos son el intervalo de oscilación del factor de intensidad de tensiones, $\Delta K = K_{\max} - K_{\min}$, y el factor R , $R = \sigma_{\min} / \sigma_{\max} = K_{\min} / K_{\max}$. Es decir,

$$\frac{da}{dN} = f(\Delta K, R) \quad (3.1)$$

1.3.1. Funciones para un ciclo asimétrico (R constante)

Para simplificar el problema el factor R se suele considerar constante e igual a cero. La región completa de ΔK se subdivide en tres regiones (Fig. 3.1): la región umbral (I), la región central con crecimiento estable (II) y la región subcrítica (III).

Todas las relaciones presentadas a continuación son fenomenológicas, obteniéndose sus constantes de forma empírica. Este hecho sucede incluso si alguna relación procede de una base física. Además se trata de funciones que muestran una representación gráfica relativamente simple.

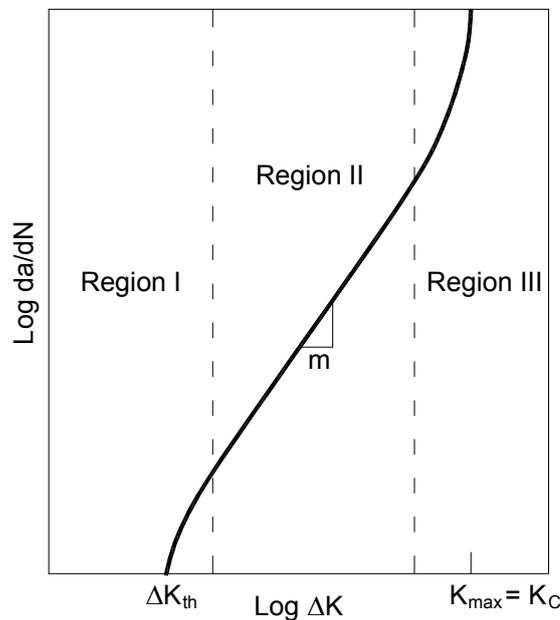


Fig. 3.1. Crecimiento de fisuras por fatiga.

a) Funciones para la región II

Esta región es, tal vez, la de mayor interés en la predicción de la vida útil de un componente sujeto a fatiga, con una fisura propagándose a velocidad lenta en condiciones elástico-lineales. Se describe por la ecuación de Paris-Erdogan (PARIS Y ERDOGAN, 1963), donde la propagación de fisuras por fatiga sigue una línea recta en escala bilogarítmica,

$$\frac{da}{dN} = C \Delta K^m \quad (3.2)$$

donde los parámetros C y m , que definen el material, se denominan coeficientes de Paris-Erdogan. Existe una relación empírica que relaciona ambos parámetros,

$$C = \frac{A}{\Delta K_0^m} \quad (3.3)$$

siendo A y ΔK_0 constantes del material. Esto implica que la ecuación $da/dN-\Delta K$ en escala bilogarítmica tiene un punto en $da/dN=A$ y $\Delta K=\Delta K_0$ donde todas las curvas de un mismo material para distintas temperaturas se intersectan (TANAKA, MASUDA y NISHIJIMA, 1981).

b) Funciones para las regiones I y II

De entre las expresiones que describen ambas regiones se puede citar la de Klesnil-Lukás:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K^m - \Delta K_{th}^m) \quad (3.4)$$

donde ΔK_{th} es el mayor valor del intervalo de oscilación del factor de intensidad de tensiones sin crecimiento de fisuras, denominado valor umbral o límite de fatiga.

Otra expresión utilizada corrientemente es la relación de Donahue,

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K - \Delta K_{th})^n \quad (3.5)$$

c) Funciones para las regiones II y III

La función más simple que describe la propagación de fisura estable y la región de fractura inestable es la relación de Forman,

$$\frac{da}{dN} = \frac{C\Delta K^m}{K_{IC} - \Delta K} \quad (3.6)$$

en la que K_{IC} es la tenacidad de fractura, el menor valor del factor de intensidad de tensiones donde sucede la fractura. La forma más general de esta ecuación es,

$$\frac{da}{dN} = \frac{CK_{\max} \Delta K^{m-1}}{K_{IC} - K_{\max}} \quad (3.7)$$

pudiéndose considerar diferentes valores de R a través de la relación,

$$K_{\max} = \frac{\Delta K}{(1-R)} \quad (3.8)$$

d) Funciones para las regiones I, II y III

Las funciones que describen las tres regiones presentan dos asíntotas y un punto de inflexión, no pudiéndose ajustar a formas más complejas.

Como ejemplos están la relación de Priddle,

$$\frac{da}{dN} = C \left(\frac{\Delta K - \Delta K_{th}}{K_{IC} - K_{\max}} \right)^n \quad (3.9)$$

y la relación de McEvily,

$$\frac{da}{dN} = C (\Delta K - \Delta K_{th})^2 \left(1 + \frac{\Delta K}{K_{IC} - K_{\max}} \right) \quad (3.10)$$

Aunque la función más general fue propuesta por Yarema a partir del análisis de todas las relaciones anteriores, teniendo en cuenta las diferentes regiones:

- región II

$$\Delta K^m$$

- región II junto con la región I

$$\Delta K^m - \Delta K_{th}^m \quad \text{o} \quad (\Delta K - \Delta K_{th})^n \quad \text{o} \quad (\Delta K^m - \Delta K_{th}^m)^n$$

- región II junto con la región III

$$\frac{1}{K_{IC}^m - K_{\max}^m} \quad \text{o} \quad \frac{1}{(K_{IC} - K_{\max})^n} \quad \text{o} \quad \frac{1}{(K_{IC}^m - K_{\max}^m)^n}$$

Obteniendo la expresión,

$$\frac{da}{dN} = C \Delta K^a \frac{(\Delta K^b - \Delta K_{th}^b)^c}{(K_{IC}^d - K_{max}^d)^e} \quad (3.11)$$

1.3.2. Funciones para diferentes ciclos asimétricos (R variable)

La expresión que mejor trabaja para diferentes ciclos asimétricos es la función general de Forman, que se puede expresar en función de R de la siguiente forma,

$$\frac{da}{dN} = \frac{C \Delta K^m}{(1-R) K_{IC} - \Delta K} \quad (3.12)$$

Otra ecuación, propuesta por Erdogan, es una forma generalizada de la ecuación de Paris-Erdogan,

$$\frac{da}{dN} = C \frac{\Delta K^m}{(1-R)^n} \quad (3.13)$$

Kohout obtuvo una relación que depende de seis parámetros,

$$\frac{da}{dN} = C K_{IC}^n \Delta K^{m-p} \frac{\Delta K^p - \Delta K_{th}^p}{K_{th}^n - \Delta K^n} \quad (3.14)$$

Esta ecuación para diferentes valores de ΔK puede simplificarse:

$$\frac{da}{dN} = 0 \quad \text{para } \Delta K \leq \Delta K_{th} \quad (3.15)$$

$$\frac{da}{dN} = C \Delta K^{m-p} (\Delta K^p - \Delta K_{th}^p) \quad \text{para } \Delta K_{th} \leq \Delta K \ll K_{IC} \quad (3.16)$$

$$\frac{da}{dN} = C \Delta K^m \quad \text{para } \Delta K_{th} \ll \Delta K \ll K_{IC} \quad (3.17)$$

$$\frac{da}{dN} = C\Delta K^{m-n} \left(\Delta K^{-n} - \Delta K_{IC}^{-n} \right)^{-1} \quad \text{para } \Delta K_{th} \ll \Delta K < K_{IC} \quad (3.18)$$

$$\frac{da}{dN} \rightarrow \infty \quad \text{para } \Delta K \rightarrow K_{IC} \quad (3.19)$$

El interés de esta ecuación radica en su compatibilidad con algunas de las funciones empleadas actualmente. En la región de crecimiento estable se convierte en la ley de Paris-Erdogan y si se añade la región de iniciación se transforma en la relación de Klesnil-Lukâs modificada, la cual proporciona un mejor ajuste sobre algunos datos experimentales que la original. En las regiones estable y subcrítica la función general se reduce a la relación de Forman, si se escogen los valores adecuados para los parámetros.

Esta ecuación conduce a un buen ajuste de la mayor parte de las curvas experimentales, excepto cuando la curva presenta una forma más complicada (con más de un punto de inflexión). Los parámetros C y m describen la región central de la curva $da/dN-\Delta K$, que se corresponde con la ley de Paris-Erdogan. Cuando se describe también la región inicial hay que agregar las variables ΔK_{th} y p , mientras que si lo que se detalla es la región subcrítica hay que añadir K_{IC} y n .

2. PROCEDIMIENTO DE CÁLCULO

2.1. Modelización del frente de fisura

La forma de elipse más general que puede caracterizar el frente de fisura tiene cinco grados de libertad $\{a, b, \varphi, \beta, l\}$, tal como se muestra en la Fig. 3.2. Para poder emplear una notación más compacta en las expresiones se usa $z_1 = a$, $z_2 = b$, ..., $z_5 = l$, utilizando z para hacer referencia a un valor concreto de todas ellas.

El origen de los ejes coordenados se sitúa en el centro de la circunferencia de ajuste a superficie de la sección transversal del alambre. Cada frente de fisura se caracteriza mediante una elipse obtenida con la discretización de dicho frente, a partir de un conjunto de n puntos equidistantes, (x_i, y_i) .

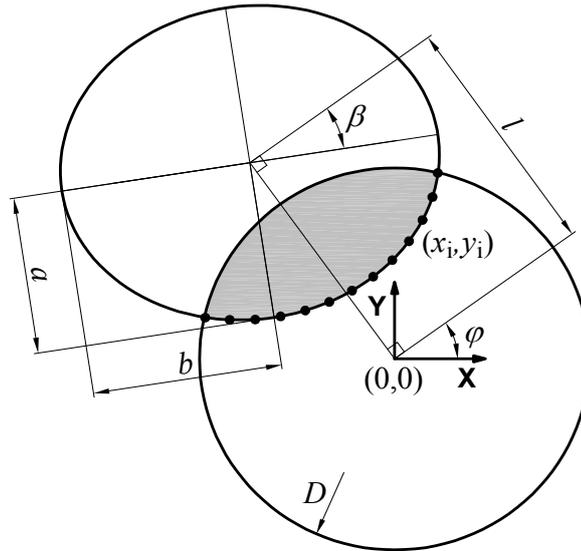


Fig. 3.2. Modelización elíptica del frente de fisura.

Como punto de partida se utilizaron unos parámetros iniciales z^* , calculados con el mínimo número de puntos necesario del frente de fisura y suficientemente alejados entre sí, para obtener una elipse inicial. Con estos valores y con los puntos (x_i, y_i) se realizó un cálculo iterativo hasta la obtención de un resultado z que se diferenciase del anterior en una cantidad inferior al error considerado, lográndose así la elipse que mejor se ajustaba al frente de la fisura. Este método se automatizó mediante varios programas realizados con Mathematica[®] versión 5.2, de Wolfram Research.

El proceso está basado en la minimización de la función,

$$F(z) = \sum_{i=1}^n (\hat{y}_i - y_i)^2 \tag{3.20}$$

siendo \hat{y}_i la coordenada y correspondiente al punto x_i de la elipse de parámetros z (es decir, la elipse de parámetros z pasa por (x_i, \hat{y}_i)).

Desarrollando en serie de Taylor la función $\partial F/\partial z_k$ en torno al punto z^* respecto de las variables z , y llamando R al resto de términos que no se tienen en cuenta en el cálculo de la curva óptima,

$$\frac{\partial F}{\partial z_k}(z) = \left(\frac{\partial F}{\partial z_k} \right) (z^*) + \sum_j \left((z_j - z_j^*) \left(\frac{\partial^2 F}{\partial z_j \partial z_k} \right) (z^*) \right) + R \tag{3.21}$$

aplicando la condición de minimización,

$$\frac{\partial F}{\partial z_k}(z) = 0 \quad \text{para } k = 1, \dots, 5 \quad (3.22)$$

se obtiene finalmente la expresión matemática que, utilizada iterativamente, da como resultado el valor de z que permite determinar la elipse más cercana al frente de fisura.

Debido al truncamiento del desarrollo en serie de Taylor es necesario introducir un factor $h \ll 1$ que asegure que los términos de órdenes superiores puedan no considerarse, alcanzando como resultado,

$$z = z^* - h \left(\frac{\partial^2 F}{\partial z_j \partial z_k} \right)^{-1} (z^*) \left(\frac{\partial F}{\partial z_k} \right) (z^*) \quad (3.23)$$

Este nuevo valor de z debería, en teoría, estar más próximo al punto en que las derivadas parciales sean cero, con lo que se itera otra vez el procedimiento tomándolo como nuevo z^* .

El cálculo que involucra la modelización con las cinco variables es complejo y supone un alto coste computacional que no mejora excesivamente los resultados obtenidos respecto al mismo criterio con la imposición de restricciones adicionales.

2.1.1. Modelización asimétrica

Para las fisuras no simétricas el frente de fisura se ha caracterizado como una elipse a la que se ha impuesto la condición de que su centro pertenezca al borde circular del alambre, tal como se muestra en la Fig. 3.3.

En esta modelización se fija el parámetro l (distancia entre los centros del círculo y de la elipse) con un valor $l = D/2$, por tanto el espacio de parámetros sólo tiene cuatro variables, y se permite la variación de los ángulos β y φ , obteniéndose la siguiente ecuación para la elipse,

$$\frac{(A \cos \beta + B \operatorname{sen} \beta)^2}{b^2} + \frac{(-A \operatorname{sen} \beta + B \cos \beta)^2}{a^2} = 1 \quad (3.24)$$

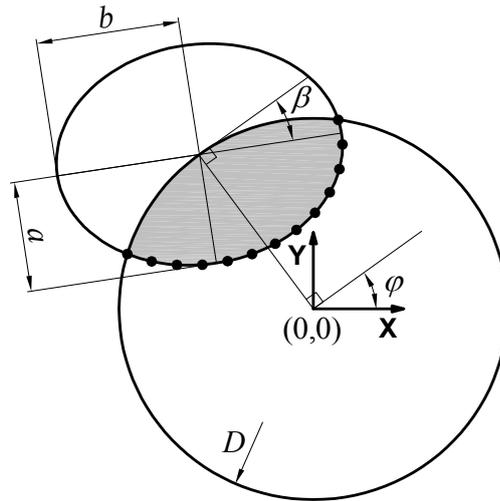


Fig. 3.3. Modelización del frente de fisura asimétrico.

Los parámetros A y B de la ecuación (3.24) dependientes de la variable angular φ , se han introducido con el fin de simplificar la ecuación,

$$A = x \cos \varphi + y \sin \varphi \tag{3.25}$$

$$B = -x \sin \varphi + y \cos \varphi - \frac{D}{2} \tag{3.26}$$

La función F a minimizar es en este caso:

$$F = \left(\left(\left(\frac{D}{2} \right) \left(-(a^2 + b^2) \cos \varphi + (a^2 - b^2) \cos(2\beta + \varphi) \right) + \right. \right. \\ \left. \left. + \sqrt{2} \sqrt{-a^2 b^2 \left(-a^2 - b^2 + 2x_i^2 + \left(\frac{D}{2} \right)^2 (1 - \cos(2\varphi)) + (a^2 - b^2) \cos(2(\beta + \varphi)) + 2Dx_i \sin \varphi \right)} + \right. \tag{3.27} \\ \left. \left. + a^2 x_i \sin(2(\beta + \varphi)) - b^2 x_i \sin(2(\beta + \varphi)) \right) \left(-\frac{1}{a^2 + b^2 + (-a^2 + b^2) \cos(2(\beta + \varphi))} \right) - y_i \right)^2$$

Partiendo de la expresión de F que se obtiene en (3.27) se realizan las diferentes derivadas parciales que se muestran en la ecuación (3.28), donde i indica cada uno de los puntos del frente de fisura considerados en el cálculo y el subíndice z representa el punto dónde se evalúan las distintas derivadas parciales.

$$\begin{pmatrix} H_1 \\ H_2 \\ H_3 \\ H_4 \end{pmatrix} = - \sum_{i=1}^{13} \left(\begin{pmatrix} \frac{\partial^2 F}{\partial a^2} & \frac{\partial^2 F}{\partial b \partial a} & \frac{\partial^2 F}{\partial \varphi \partial a} & \frac{\partial^2 F}{\partial \beta \partial a} \\ \frac{\partial^2 F}{\partial a \partial b} & \frac{\partial^2 F}{\partial b^2} & \frac{\partial^2 F}{\partial \varphi \partial b} & \frac{\partial^2 F}{\partial \beta \partial b} \\ \frac{\partial^2 F}{\partial a \partial \varphi} & \frac{\partial^2 F}{\partial b \partial \varphi} & \frac{\partial^2 F}{\partial \varphi^2} & \frac{\partial^2 F}{\partial \beta \partial \varphi} \\ \frac{\partial^2 F}{\partial a \partial \beta} & \frac{\partial^2 F}{\partial b \partial \beta} & \frac{\partial^2 F}{\partial \varphi \partial \beta} & \frac{\partial^2 F}{\partial \beta^2} \end{pmatrix}^{-1} \right) \begin{pmatrix} \frac{\partial F}{\partial a} \\ \frac{\partial F}{\partial b} \\ \frac{\partial F}{\partial \varphi} \\ \frac{\partial F}{\partial \beta} \end{pmatrix}_z \quad (3.28)$$

El proceso se repite de forma iterativa, introduciendo en cada paso el resultado obtenido en el anterior hasta que los valores nuevos de $\{a, b, \varphi, \beta\}$ difieran de los anteriores en menos de $\{H_1, H_2, H_3, H_4\}$, tolerancias admitidas cuyo valor se ha tomado como 0.001, es decir:

$$|a' - a| < H_1 \quad (3.29)$$

$$|b' - b| < H_2 \quad (3.30)$$

$$|\varphi' - \varphi| < H_3 \quad (3.31)$$

$$|\beta' - \beta| < H_4 \quad (3.32)$$

siendo $(a', b', \varphi', \beta')$ el nuevo punto obtenido a partir de (a, b, φ, β) .

2.1.2. Modelización simétrica

Este método implica la restricción de la simetría de la fisura, lo que significa que la prolongación de uno de los semiejes de la elipse pasa por el centro del círculo que representa la sección transversal del alambre (Fig. 3.4).

Las variables a considerar en esta caracterización, $\{a, b, l, \varphi\}$, se relacionan mediante la siguiente ecuación,

$$\frac{(x \cos \varphi + y \operatorname{sen} \varphi)^2}{b^2} + \frac{(-x \operatorname{sen} \varphi + y \cos \varphi - l)^2}{a^2} = 1 \quad (3.33)$$

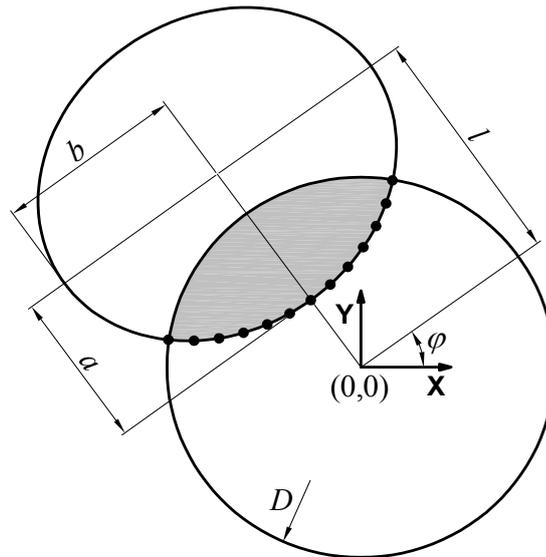


Fig. 3.4. Modelización del frente de fisura simétrico.

A pesar de que este método proporciona la solución más exacta para fisuras simétricas es conveniente imponer una restricción más. Para ello es posible plantear dos métodos alternativos, tal como se describe en las siguientes subsecciones, dedicadas a la modelización de la simétrica elíptica y a la modelización circular.

Modelización simétrica elíptica con centro en el borde del alambre

En este caso el frente de fisura se toma como una porción de elipse simétrica cuyo centro se encuentra ubicado en la periferia del alambre, quedando de este modo fijado el parámetro l (de valor $D/2$), como se muestra en la Fig. 3.5.

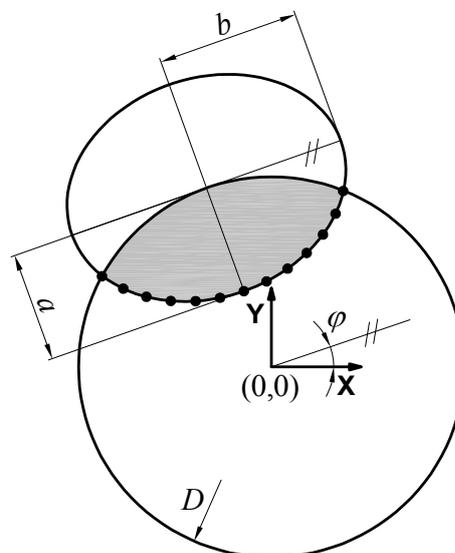


Fig. 3.5. Modelización simétrica del frente de fisura mediante una elipse.

Los tres grados de libertad que caracterizan esta elipse son $\{a, b, \varphi\}$ y se relacionan por la ecuación,

$$\frac{(x \cos \varphi + y \sin \varphi)^2}{b^2} + \frac{\left(-x \sin \varphi + y \cos \varphi - \frac{D}{2}\right)^2}{a^2} = 1 \quad (3.34)$$

La función F a minimizar será:

$$F = \left(\frac{1}{2(b^2 \cos^2 \varphi + a^2 \sin^2 \varphi)} (b^2 D \cos \varphi - \right. \\ \left. -\sqrt{2} \sqrt{-a^2 b^2 (-a^2 - b^2 + \frac{D^2}{4} + 2x_i^2 + (a^2 - b^2 - \frac{D^2}{4}) \cos(2\varphi) + 2Dx_i \sin \varphi -} \right. \\ \left. -a^2 x_i \sin(2\varphi) + b^2 x_i \sin(2\varphi)) - y_i \right)^2 \quad (3.35)$$

y la ecuación a resolver tiene la forma:

$$\begin{pmatrix} H_1 \\ H_2 \\ H_3 \end{pmatrix} = - \sum_{i=1}^{13} \left(\begin{pmatrix} \frac{\partial^2 F}{\partial a^2} & \frac{\partial^2 F}{\partial b \partial a} & \frac{\partial^2 F}{\partial \varphi \partial a} \\ \frac{\partial^2 F}{\partial a \partial b} & \frac{\partial^2 F}{\partial b^2} & \frac{\partial^2 F}{\partial \varphi \partial b} \\ \frac{\partial^2 F}{\partial a \partial \varphi} & \frac{\partial^2 F}{\partial b \partial \varphi} & \frac{\partial^2 F}{\partial \varphi^2} \end{pmatrix}^{-1} \right) \begin{pmatrix} \frac{\partial F}{\partial a} \\ \frac{\partial F}{\partial b} \\ \frac{\partial F}{\partial \varphi} \end{pmatrix}_z \quad (3.36)$$

El resultado de cada iteración realimenta la entrada hasta que los valores obtenidos para $\{a, b, \varphi\}$ difieran de los introducidos en menos de $\{H_1, H_2, H_3\}$, fijando estas tolerancias en 0.001:

$$|a' - a| < H_1 \quad (3.37)$$

$$|b' - b| < H_2 \quad (3.38)$$

$$|\varphi' - \varphi| < H_3 \quad (3.39)$$

Los parámetros que definen el frente de fisura en esta caracterización son la profundidad relativa de fisura a/D , la relación de aspecto a/b , y el ángulo φ .

Modelización circular

El frente de fisura se representa mediante una porción de círculo al que no se impone restricción alguna (Fig. 3.6), por lo que los parámetros a y b se convierten en uno, que será el radio del círculo, R_c .

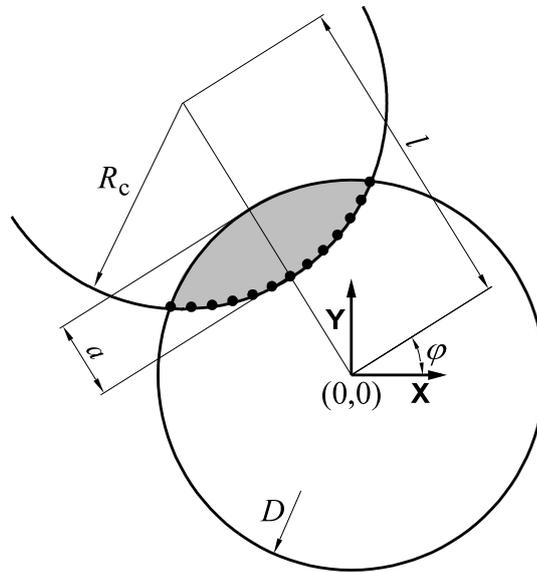


Fig. 3.6. Modelización simétrica del frente de fisura mediante un círculo.

Los tres grados de libertad son $\{R_c, l, \varphi\}$, obteniéndose la siguiente ecuación para el círculo,

$$(x + l \text{sen} \varphi)^2 + (y - l \text{cos} \varphi)^2 = R_c^2 \tag{3.40}$$

La función F a minimizar será:

$$F = \left(\left(l \text{cos} \varphi - \sqrt{R_c^2 - (x_i - l \text{sen} \varphi)^2} \right) - y_i \right)^2 \tag{3.41}$$

donde $(x_0=l\text{sen}\varphi, y_0=l\text{cos}\varphi)$ son las coordenadas del centro del círculo. La ecuación a resolver es en este caso:

$$\begin{pmatrix} H_1 \\ H_2 \\ H_3 \end{pmatrix} = - \sum_{i=1}^{13} \left(\begin{pmatrix} \frac{\partial^2 F}{\partial R_c^2} & \frac{\partial^2 F}{\partial l \partial R_c} & \frac{\partial^2 F}{\partial \varphi \partial R_c} \\ \frac{\partial^2 F}{\partial R_c \partial l} & \frac{\partial^2 F}{\partial l^2} & \frac{\partial^2 F}{\partial \varphi \partial l} \\ \frac{\partial^2 F}{\partial R_c \partial \varphi} & \frac{\partial^2 F}{\partial l \partial \varphi} & \frac{\partial^2 F}{\partial \varphi^2} \end{pmatrix}^{-1} \right) \begin{pmatrix} \frac{\partial F}{\partial R_c} \\ \frac{\partial F}{\partial l} \\ \frac{\partial F}{\partial \varphi} \end{pmatrix}_z \quad (3.42)$$

El resultado se vuelve a introducir como entrada hasta que los valores obtenidos $\{R_c, l, \varphi\}$ difieran de los introducidos en menos de (H_1, H_2, H_3) , establecidos en 0.001, que es la tolerancia máxima que se ha permitido:

$$|R'_c - R_c| < H_1 \quad (3.43)$$

$$|l' - l| < H_2 \quad (3.44)$$

$$|\varphi' - \varphi| < H_3 \quad (3.45)$$

Los parámetros característicos del frente de fisura en esta modelización son la profundidad relativa de fisura a/D , la relación de aspecto a/R_c y el ángulo φ .

2.2. Cálculo del FIT adimensional

2.2.1. Barras lisas

Considerando la Mecánica de Fractura Elástica Lineal, para el caso de una barra cilíndrica lisa con una fisura contenida en su sección transversal (Fig. 3.7) y sometida a carga de tracción axial o flexión pura, el factor de intensidad de tensiones adimensional en modo I depende de la geometría de la fisura, su profundidad y la posición sobre el borde de la misma.

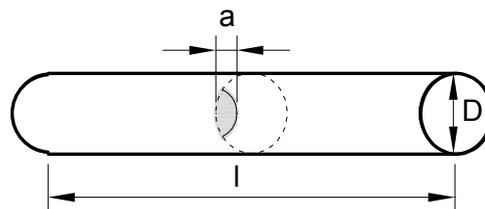


Fig. 3.7. Barra fisurada.

El problema es triparamétrico cuando se considera cada punto del frente sobre una fisura definida como una elipse con centro en el borde del alambre o como un círculo, pero si la caracterización de la fisura se realiza a partir de una recta o el cálculo se efectúa en un determinado punto del frente el problema pasa a ser biparamétrico (ASTIZ, 1986; CARPINTERI, 1992a) e incluso uniparamétrico (VALIENTE, 1980; CARPINTERI, 1992b). De forma general la ecuación que define el FIT se puede expresar como:

$$K_1 = K_1(\text{geometría, posición}) = Y(\text{geometría, posición})\sigma\sqrt{\pi a} \quad (3.46)$$

en la cual Y es el FIT adimensional,

$$Y = \frac{K_1}{\sigma\sqrt{\pi a}} \quad (3.47)$$

y σ la tensión remota, cuyo valor es,

$$\sigma = \frac{4F}{\pi D^2} \text{ para tracción} \quad (3.48)$$

$$\sigma = \frac{32M}{\pi D^3} \text{ para flexión} \quad (3.49)$$

Solución de Valiente (para tracción)

VALIENTE (1980) formuló dos soluciones en el centro de la fisura partiendo de un modelo de frente recto bajo carga axial. Estas expresiones que obtuvo para el FIT adimensional dependen sólo de la profundidad relativa de fisura $\xi=a/D$ (Fig. 3.8).

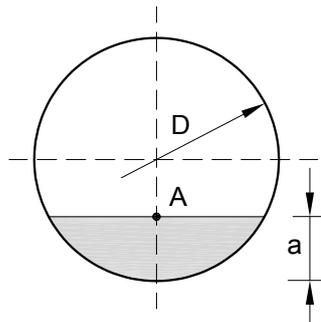


Fig. 3.8. Caracterización de la fisura (Valiente).

En la primera de las soluciones evaluó la flexibilidad de la probeta y calculó la tasa de liberación de energía, llegando a la expresión:

$$Y = (0.473 - 3.286\xi + 14.797\xi^2)^{\frac{1}{2}} (\xi - \xi^2)^{-\frac{1}{4}} \quad (3.50)$$

Para la otra solución propuesta utilizó el método de la rigidez diferencial a partir de una extensión virtual local de la fisura, alcanzando la expresión:

$$Y = 1.4408 - 3.6364\xi + 19.3500\xi^2 - 34.7849\xi^3 + 36.8446\xi^4 \quad (3.51)$$

Solución de Astiz (para tracción)

ASTIZ (1986) obtuvo la tasa de liberación de energía mediante el método de la rigidez diferencial a partir de la extensión virtual de la fisura y calculó el factor de intensidad de tensiones bajo la hipótesis de deformación plana.

Para ello construyó, simulando un cuarto de una barra con una fisura de geometría elíptica con centro en el borde de la barra y carga en tracción (Fig. 3.9), una malla tridimensional de elementos finitos de 325 nodos y 216 elementos.

En el cálculo utilizó dos mallas geoméricamente idénticas: una con elementos estándar isoparamétricos hexaédricos y prismáticos, y la otra con elementos prismáticos singulares y elementos cúbicos no-compatibles.

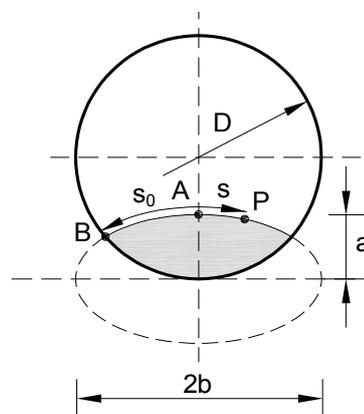


Fig. 3.9. Caracterización de la fisura (Astiz).

Los casos calculados fueron para $a/D = \{0.057, 0.100, 0.143, 0.200, 0.257, 0.314, 0.371, 0.429, 0.486\}$ y para $a/b = \{0.0, 0.2, 0.5, 1.0, 2.0\}$, en total 45 geometrías, tomando $s/s_0 = \{0.00, 0.25, 0.50, 0.75, 1.00\}$. Para $s/s_0=0$ el autor realizó un ajuste de los datos a una superficie de interpolación polinómica usando el método de los mínimos cuadrados, con los coeficientes C_{ij} que se indican en la Tabla 3.1, obteniendo la expresión:

$$Y = \sum_{\substack{i=0 \\ i \neq 1}}^4 \sum_{j=0}^3 C_{ij} \left(\frac{a}{D}\right)^i \left(\frac{a}{b}\right)^j \tag{3.52}$$

Tabla 3.1. Coeficientes de Astiz, C_{ij} .

i	$j=0$	$j=1$	$j=2$	$j=3$
0	1.118	-0.171	-0.339	0.130
2	1.405	5.902	-9.057	3.032
3	3.891	-20.370	23.217	-7.555
4	8.328	21.895	-36.992	12.676

Solución de Carpinteri (para tracción y flexión)

CARPINTERI (1992a; 1992b) calculó el FIT adimensional para fisuras de frente recto y arco de elipse a partir de la tensión normal de apertura, σ_y , calculada mediante elementos finitos tridimensionales isoparamétricos de 20 nodos. Representó un cuarto de la geometría, utilizando 548 nodos con un total de 84 elementos para la fisura de frente recto y 1175 nodos con 210 elementos para la fisura de frente curvo. Con el propósito de simular la singularidad de la raíz cuadrada de las tensiones y de las deformaciones en la punta de la fisura, desplazó los nodos centrales próximos al frente de fisura a la posición de un cuarto.

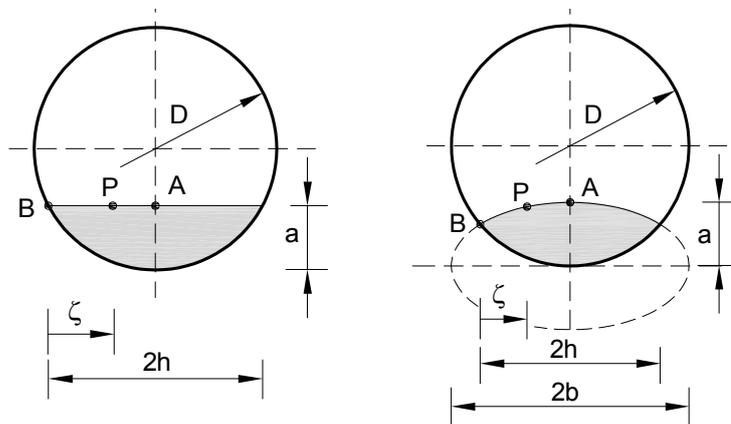


Fig. 3.10. Caracterización de la fisura (Carpinteri).

En la modelización a/D varía entre 0.1 y 0.6 en intervalos de 0.1, mientras que a/b lo hace entre 0.0 y 1.0 en intervalos de 0.2, pero incluyendo también el valor del punto medio, 0.5, realizando un total de 42 geometrías. Los valores en el borde de la probeta (indicado como B en la caracterización de la fisura de la Fig. 3.10) se corresponden con los calculados en $\zeta/h=0.1$, punto muy próximo al extremo.

A partir de los resultados obtenidos por Carpinteri para cargas de tracción y de flexión, SHIH y CHEN (1997) realizaron ajustes para el centro y borde de la fisura (puntos A y B), obteniendo para el caso de carga de tracción:

$$Y_A = 0.67 - 0.033 \frac{a}{b} + 5.73 \frac{a}{D} - 0.29 \left(\frac{a}{b} \right)^2 - 2.943 \frac{a}{b} \frac{a}{D} - 22.692 \left(\frac{a}{D} \right)^2 + 2.41 \left(\frac{a}{b} \right)^2 \frac{a}{D} +$$

$$+ 10.684 \frac{a}{b} \left(\frac{a}{D} \right)^2 + 49.34 \left(\frac{a}{D} \right)^3 - 8.82 \left(\frac{a}{b} \right)^2 \left(\frac{a}{D} \right)^2 - 10.16 \frac{a}{b} \left(\frac{a}{D} \right)^3 - 21.43 \left(\frac{a}{D} \right)^4 \quad (3.53)$$

$$Y_B = 0.455 - 0.233 \frac{a}{b} + 4.893 \frac{a}{D} + 0.113 \left(\frac{a}{b} \right)^2 + 0.197 \frac{a}{b} \frac{a}{D} - 21.03 \left(\frac{a}{D} \right)^2 + 0.557 \left(\frac{a}{b} \right)^2 \frac{a}{D} +$$

$$+ 3.134 \frac{a}{b} \left(\frac{a}{D} \right)^2 + 49.497 \left(\frac{a}{D} \right)^3 - 5.415 \left(\frac{a}{b} \right)^2 \left(\frac{a}{D} \right)^2 - 1.124 \frac{a}{b} \left(\frac{a}{D} \right)^3 - 24.702 \left(\frac{a}{D} \right)^4 \quad (3.54)$$

Y para carga de flexión:

$$Y_A = 0.694 - 0.07 \frac{a}{b} + 2.942 \frac{a}{D} - 0.183 \left(\frac{a}{b} \right)^2 - 1.231 \frac{a}{b} \frac{a}{D} - 16.0 \left(\frac{a}{D} \right)^2 + 0.77 \left(\frac{a}{b} \right)^2 \frac{a}{D} +$$

$$+ 4.7 \frac{a}{b} \left(\frac{a}{D} \right)^2 + 34.03 \left(\frac{a}{D} \right)^3 - 3.627 \left(\frac{a}{b} \right)^2 \left(\frac{a}{D} \right)^2 - 3.624 \frac{a}{b} \left(\frac{a}{D} \right)^3 - 19.94 \left(\frac{a}{D} \right)^4 \quad (3.55)$$

$$Y_B = 0.532 - 0.03 \frac{a}{b} + 1.70 \frac{a}{D} - 0.13 \left(\frac{a}{b} \right)^2 - 1.36 \frac{a}{b} \frac{a}{D} - 11.75 \left(\frac{a}{D} \right)^2 + 0.87 \left(\frac{a}{b} \right)^2 \frac{a}{D} -$$

$$- 2.433 \frac{a}{b} \left(\frac{a}{D} \right)^2 + 30.15 \left(\frac{a}{D} \right)^3 - 2.87 \left(\frac{a}{b} \right)^2 \left(\frac{a}{D} \right)^2 - 3.31 \frac{a}{b} \left(\frac{a}{D} \right)^3 - 20.54 \left(\frac{a}{D} \right)^4 \quad (3.56)$$

Solución de Levan y Royer (para tracción y flexión)

LEVAN y ROYER (1993) calcularon el FIT adimensional para varillas con fisuras transversales de forma circular a partir de la ecuación de la integral de contorno desarrollada para problemas de fractura, discretizando la fisura y la superficie lateral con elementos finitos isoparamétricos bidimensionales de 6 y 8 nodos y utilizando elementos con nodos a un cuarto a lo largo del frente de fisura. La curvatura del frente de fisura, que se indica con el parámetro α en la Fig. 3.11, varía entre 0 y 1 y se define como:

$$\alpha = \frac{B_0 B}{B_0 B_1} \tag{3.57}$$

Las modelizaciones realizadas incluyeron valores de $\alpha = \{0, 1/3, 2/3, 1\}$ y $a/R = \{0.04, 0.12, 0.24, 0.40, 0.60, 0.85\}$, resultando un total de 24 geometrías.

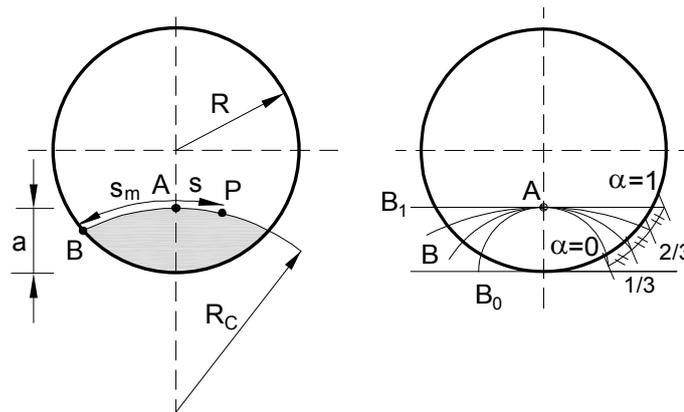


Fig. 3.11. Caracterización de la fisura (Levan y Royer).

Usando el método de los mínimos cuadrados ajustaron los valores discretos, resultados del FIT adimensional, a una forma polinómica y tabularon los coeficientes C_{ijk} . La expresión obtenida, válida para $(0 \leq \alpha \leq 1)$ y $(0 \leq a/R \leq 0.9)$, es:

$$Y = \sum_{i=0}^3 \sum_{j=0}^3 \sum_{k=0,2,4,6} C_{ijk} \left(\frac{a}{R}\right)^i \alpha^j \left(\frac{s}{s_m}\right)^k \tag{3.58}$$

donde los coeficientes C_{ijk} son diferentes para tracción y para flexión (Tabla 3.2).

Tabla 3.2. Coeficientes de Levan y Royer, C_{ijk} .

a) Bajo tracción.

i	j	$k=0$	$k=2$	$k=4$	$k=6$
0	0	0.66837	-0.12819	0.65362	-0.63476
0	1	1.4917	-1.5181	1.7418	-3.6700
0	2	-1.7108	3.4585	-11.730	14.317
0	3	0.67685	-2.2663	8.5036	-9.3203
1	0	0.027839	1.7235	-6.2703	6.4590
1	1	-8.1658	17.088	-47.996	57.275
1	2	18.184	-51.812	189.23	-204.58
1	3	-10.094	34.890	-134.13	139.02
2	0	0.37008	-4.8335	18.126	-18.218
2	1	15.716	-33.545	94.702	-114.49
2	2	-40.103	111.48	-401.24	432.53
2	3	23.819	-77.165	291.88	-301.35
3	0	0.18566	4.0254	-13.204	13.326
3	1	-7.6417	16.116	-37.988	50.833
3	2	23.886	-59.707	203.96	-224.29
3	3	-13.916	42.030	-156.16	162.11

b) Bajo flexión.

i	j	$k=0$	$k=2$	$k=4$	$k=6$
0	0	0.67003	-0.11851	0.62139	-0.60142
0	1	1.4660	-1.4844	1.7943	-3.6828
0	2	-1.6117	3.4011	-11.906	14.447
0	3	0.61063	-2.2579	8.6794	-9.4854
1	0	-0.47133	2.0042	-5.7214	5.7645
1	1	-8.0954	16.657	-46.863	55.311
1	2	16.158	-50.220	184.76	-198.06
1	3	-8.5514	33.390	-130.68	134.65
2	0	0.43077	-4.3163	15.820	-15.788
2	1	15.715	-35.751	103.30	-119.60
2	2	-35.295	114.09	-418.23	442.72
2	3	19.974	-77.778	300.48	-306.66
3	0	-0.080054	3.1925	-11.411	11.431
3	1	-8.4732	19.953	-53.843	63.937
3	2	21.101	-67.447	240.84	-255.69
3	3	-11.863	46.641	-177.74	181.02

Solución de Couroneau y Royer (para tracción y flexión)

COURONEAU y ROYER (1998) realizaron un análisis mediante elementos finitos de un cuarto de la geometría usando elementos tridimensionales isoparamétricos de 15 y 20 nodos. Los nodos de la mitad del lado adyacente al frente de fisura fueron desplazados a

la posición de un cuarto, para inducir la singularidad de la raíz cuadrada del campo de desplazamientos.

Calcularon 100 geometrías, tomando la relación a/R desde 0.1 a 1.0 en incrementos de 0.1 y la relación a/b de 0 a 1 en incrementos de 0.111. En la Fig. 3.12 se muestra la caracterización de la fisura que emplearon.

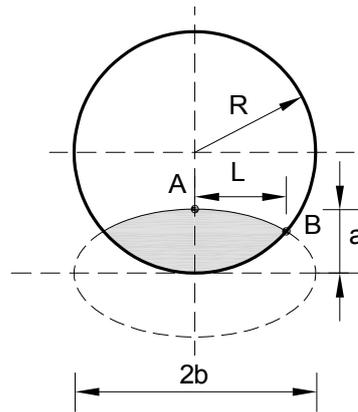


Fig. 3.12. Caracterización de la fisura (Couroneau y Royer).

Para obtener el FIT adimensional bajo tracción y flexión utilizaron un método de extrapolación a partir del desplazamiento de los nodos del frente de fisura y consideraron un estado de deformación plana. Los resultados en el borde (punto B) se corresponden con los calculados en un punto del frente de fisura muy próximo al borde.

En el punto central del frente de fisura realizaron una aproximación polinómica biparamétrica del factor de intensidad de tensiones adimensional usando el método de los mínimos cuadrados. La expresión alcanzada fue:

$$Y \approx \sum_{i=1}^3 \sum_{j=1}^3 K_{ij} \cdot T_i \left(\frac{a}{R} \right) \cdot T_j \left(\frac{a}{L} \right) \tag{3.59}$$

en donde los coeficientes K_{ij} se calculan a partir de los coeficientes k_{ij} de la Tabla 3.3, siendo distintos según sea la carga de tracción o de flexión,

$$K_{ij} = \begin{cases} k_{ij}/4 & \text{si } i = j = 1 \\ k_{ij}/2 & \text{si } i \text{ ó } j = 1 \\ k_{ij} & \text{si } i \text{ y } j \neq 1 \end{cases} \tag{3.60}$$

Tabla 3.3. Coeficientes de Couroneau y Royer, k_{ij} .

a) Bajo tracción.

i	$j=1$	$j=2$	$j=3$
1	4.503	$-6.452 \cdot 10^{-1}$	$1.534 \cdot 10^{-1}$
2	$8.086 \cdot 10^{-1}$	$-1.910 \cdot 10^{-1}$	$8.430 \cdot 10^{-2}$
3	$2.376 \cdot 10^{-1}$	$-6.183 \cdot 10^{-2}$	$2.945 \cdot 10^{-2}$

b) Bajo flexión.

i	$j=1$	$j=2$	$j=3$
1	2.854	$-4.173 \cdot 10^{-1}$	$8.297 \cdot 10^{-2}$
2	$-1.201 \cdot 10^{-2}$	$-5.769 \cdot 10^{-2}$	$3.667 \cdot 10^{-2}$
3	$1.054 \cdot 10^{-1}$	$-285.0 \cdot 10^{-2}$	$1.081 \cdot 10^{-2}$

El polinomio de segundo grado se representa con una doble serie de Chebyshev, con argumentos definidos entre -1 y 1, siendo estas funciones de grado 1, 2 y 3:

$$T_1(x) = 1 \quad (3.61)$$

$$T_2(x) = x \quad (3.62)$$

$$T_3(x) = -1 + 2x^2 \quad (3.63)$$

y los argumentos empleados en las mismas:

$$\frac{\bar{a}}{R} = \frac{2(a/R) - [(a/R)_{\max} + (a/R)_{\min}]}{(a/R)_{\max} - (a/R)_{\min}} \quad (3.64)$$

$$(a/R)_{\min} = 0.1 \quad (3.65)$$

$$(a/R)_{\max} = 1 \quad (3.66)$$

$$\frac{\bar{a}}{L} = \frac{2(a/b) - [(a/L)_{\max} + (a/L)_{\min}]}{(a/L)_{\max} - (a/L)_{\min}} \quad (3.67)$$

$$(a/L)_{\min} = (a/L)_{a/b=0} = \left(2(a/R)^{-1} - 1\right)^{-1/2} \quad (3.68)$$

$$(a/L)_{\max} = (a/L)_{a/b=1} = \left(1 - 1/4(a/R)^2\right)^{-1/2} \quad (3.69)$$

Solución de Shih y Chen (para tracción y flexión)

SHIH y CHEN (2002) construyeron un modelo de elementos finitos tridimensional de un cuarto de la barra fisurada elípticamente, con elementos regulares de 20 nodos y elementos colapsados singulares que exhiben la singularidad de la raíz cuadrada en la tensión a lo largo del frente de la fisura.

La obtención del FIT adimensional la realizaron a partir de la solución del desplazamiento de la punta de la fisura, poniendo especial cuidado en el cálculo de la orientación de cada nodo de la misma.

La Fig. 3.13 muestra la caracterización de la fisura empleada. Los autores generaron 42 geometrías en total, con $a/b = \{0.0, 0.2, 0.4, 0.5, 0.6, 0.8, 1.0\}$ y $a/D = \{0.1, 0.2, 0.3, 0.4, 0.5, 0.6\}$. A partir de los resultados se ajustaron varias expresiones para la obtención del FIT adimensional bajo tracción y flexión en los puntos A y B, donde se observa una baja correlación que en algunos casos produce incluso valores negativos (CAI y SHIN, 2004).

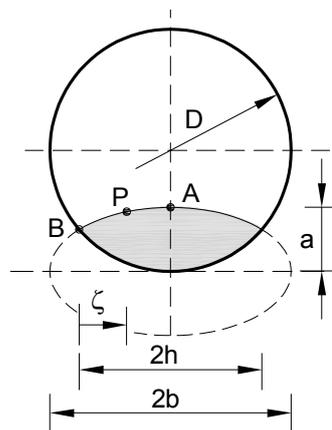


Fig. 3.13. Caracterización de la fisura (Shih y Chen).

Solución de Shin y Cai (para tracción y flexión)

Shin y Cai calcularon el factor de intensidad de tensiones adimensional a lo largo de una fisura superficial semi-elíptica contenida en una varilla, partiendo del análisis de las tensiones

obtenidas mediante elementos finitos y utilizando el método de extensión virtual de la fisura (SHIN y CAI, 2004). La caracterización que emplearon para la fisura se muestra en la Fig. 3.14.

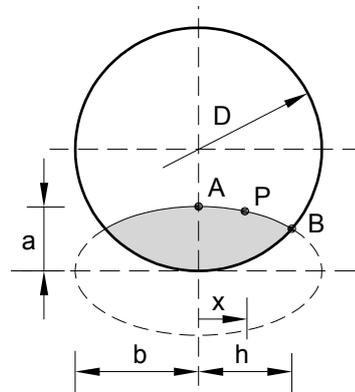


Fig. 3.14. Caracterización de la fisura (Shin y Cai).

Representaron solamente un cuarto del problema con elementos colapsados con nodos a un cuarto. El estudio fue realizado en probetas con extremos constreñidos (1 mm para una longitud de la mitad de una barra de 90 mm) y con extremos libres, bajo tracción y bajo flexión pura.

Los valores analizados de a/b estaban comprendidos entre 0 y 1 en incrementos de 0.1, los de a/D desde 0.067 a 0.8 en 11 incrementos iguales y los de x/h entre 0 y 1 en 6 incrementos iguales, siendo evaluados en total 13 puntos en 132 geometrías. El valor en el punto B lo calcularon con una extrapolación de la curva de ajuste de los puntos interiores.

En función de unos coeficientes M_{ijk} , cuyos valores para extremos libres y extremos constreñidos se indican en la Tabla 3.4, obtuvieron la siguiente expresión de ajuste para el factor de intensidad de tensiones adimensional bajo tracción:

$$Y = \sum_{i=0}^2 \sum_{j=0}^7 \sum_{k=0}^2 M_{ijk} \left(\frac{a}{b}\right)^i \left(\frac{a}{D}\right)^j \left(\frac{x}{h}\right)^k \quad (3.70)$$

Bajo flexión, con los coeficientes N_{ijk} indicados en la Tabla 3.5, obtuvieron esta otra expresión de ajuste para el factor de intensidad de tensiones adimensional:

$$Y = \sum_{i=0}^2 \sum_{j=0}^6 \sum_{k=0}^2 N_{ijk} \left(\frac{a}{b}\right)^i \left(\frac{a}{D}\right)^j \left(\frac{x}{h}\right)^k \quad (3.71)$$

Tabla 3.4. Coeficientes de Shin y Cai para tracción, M_{ijk} .

a) Con extremos libres

i	j	$k=0$	$k=1$	$k=2$
0	0	0.220	0.123	-0.409
0	1	28.513	0.511	-9.764
0	2	-354.782	-2.034	128.817
0	3	2178.632	-19.569	-727.078
0	4	-7140.202	144.435	2201.067
0	5	12957.447	-359.284	-3732.813
0	6	-12227.977	393.518	3343.521
0	7	4721.868	-159.206	-1240.214
1	0	-0.326	0.065	1.011
1	1	-3.780	-6.878	-3.946
1	2	79.489	47.747	41.099
1	3	-571.094	-119.954	-316.682
1	4	1976.255	14.769	1284.860
1	5	-3583.421	423.169	-2563.292
1	6	3256.770	-661.610	2455.158
1	7	-1163.158	306.176	-880.302
2	0	0.266	0.118	-1.584
2	1	-9.118	-3.515	45.562
2	2	85.381	75.016	-552.891
2	3	-465.013	-587.594	3322.477
2	4	1475.911	2197.404	-10812.317
2	5	-2794.532	-4264.810	19328.127
2	6	2878.868	4138.287	-17829.715
2	7	-1261.348	-1588.135	6638.698

b) Con extremos constreñidos

i	j	$k=0$	$k=1$	$k=2$
0	0	1.095	0.113	-0.896
0	1	-1.336	1.824	3.092
0	2	13.108	-21.709	-4.197
0	3	-43.689	105.483	-13.255
0	4	134.868	-271.225	51.548
0	5	-242.653	387.470	-59.329
0	6	254.093	-290.024	13.481
0	7	-108.196	88.387	10.854
1	0	-1.177	0.271	0.904
1	1	17.924	-11.649	0.701
1	2	-137.252	98.358	-32.641
1	3	545.816	-415.027	204.104
1	4	-1223.334	982.713	-568.407
1	5	1541.587	-1329.634	857.543
1	6	-1006.656	961.893	-657.659
1	7	264.206	-288.565	191.570
2	0	0.725	-0.388	0.008
2	1	-17.427	10.074	-4.883
2	2	134.652	-80.088	55.092
2	3	-551.902	328.165	-305.079
2	4	1239.493	-772.921	916.962
2	5	-1548.537	1055.952	-1545.428
2	6	969.388	-784.581	1372.595
2	7	-227.132	245.798	-485.556

Tabla 3.5. Coeficientes de Shin y Cai para flexión, N_{ijk} .

i	j	$k=0$	$k=1$	$k=2$
0	0	1.346	0.190	-0.926
0	1	-9.627	-1.323	6.767
0	2	82.244	8.317	-42.734
0	3	-360.650	-31.454	162.595
0	4	841.678	66.389	-345.453
0	5	-973.482	-71.557	375.935
0	6	449.146	31.022	-165.151
1	0	-0.640	-0.347	1.399
1	1	6.435	2.839	-10.348
1	2	-36.062	-18.649	71.260
1	3	102.765	70.186	-263.786
1	4	-151.830	-142.227	531.560
1	5	107.831	144.956	-544.306
1	6	-27.262	-58.870	225.705
2	0	-0.022	0.175	-0.454
2	1	0.207	-1.635	2.400
2	2	-22.436	9.091	-4.388
2	3	148.962	-32.253	-18.246
2	4	-426.773	60.188	110.187
2	5	554.803	-55.293	-186.619
2	6	-276.533	19.041	108.877

Solución de James y Mills / Norma BS 7910:1999 (para tracción y flexión)

Finalmente, para poder presentar una visión completa de las soluciones del FIT aplicables a fisuras superficiales en barras lisas, es conveniente analizar qué dice la norma BS 7910:1999 (BRITISH STANDARDS, 1999). El anexo M de la misma incluye soluciones del FIT para barras con fisuras superficiales de frente recto o semicircular (Fig. 3.15) sometidas a cargas de tracción y flexión, adaptadas a partir de un trabajo realizado por JAMES y MILLS (1988) en el que realizaron un ajuste mediante ecuaciones polinómicas de los resultados alcanzados por otros autores, para las geometrías y tipos de carga de estudio y en diversos puntos del frente de la fisura, centro (A) y borde (B). Según James y Mills, las geometrías de fisura semicircular tienen un rango de validez comprendido entre $0.7 \leq a/c \leq 0.8$, aunque la norma no precisa este dato.

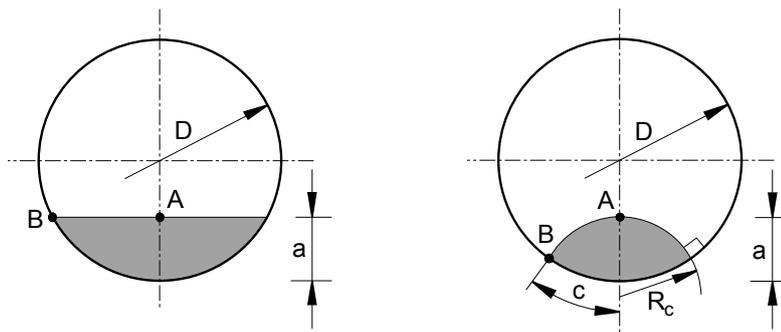


Fig. 3.15. Caracterización de la fisura (James y Mills).

Para barras sometidas a tracción con fisuras superficiales de frente recto, James y Mills obtuvieron una ecuación polinómica con los resultados de otros autores, calculados a través del método de la flexibilidad experimental (DAOUD, CARTWRIGHT y CARNEY, 1978; BUSH, 1981) y del método de los elementos finitos MEF (BLACKBURN, 1976; DAOUD, CARTWRIGHT y CARNEY, 1978; SALAH EL-DIN y LOVEGROVE, 1981; MATTHECK *et al.*, 1984). El ajuste polinómico es válido para $0.01 < a/D < 0.65$,

$$Y = 0.926 - 1.771 \frac{a}{D} + 26.421 \left(\frac{a}{D} \right)^2 - 78.481 \left(\frac{a}{D} \right)^3 + 87.911 \left(\frac{a}{D} \right)^4 \quad (3.72)$$

Para barras sometidas a flexión con fisuras superficiales de frente recto presentaron el ajuste polinómico formulado por DAOUD y CARTWRIGHT (1984), válido para $0.0625 < a/D < 0.625$,

$$Y = 1.04 - 3.64 \frac{a}{D} + 16.86 \left(\frac{a}{D} \right)^2 - 32.59 \left(\frac{a}{D} \right)^3 + 28.41 \left(\frac{a}{D} \right)^4 \quad (3.73)$$

obtenido a partir de los resultados de diferentes autores empleando el método de la flexibilidad experimental con flexión en tres puntos (BUSH, 1976; OUCHTERLONY, 1981) y el método de los elementos finitos considerando flexión pura (BLACKBURN, 1976; SALAH EL-DIN y LOVEGROVE, 1981; MATTHECK *et al.*, 1984; DAOUD y CARTWRIGHT, 1984).

En barras sometidas a tracción con fisuras superficiales de frente circular presentaron la ecuación de ajuste obtenida por FORMAN y SHIVAKUMAR (1986) partiendo de los resultados de diversos autores, calculados a través del método de los elementos finitos (ASTIZ y ELICES, 1980; SALAH EL-DIN y LOVEGROVE, 1981; NEZU, MACHIDA y NAKAMURA, 1982; TRANTINA DELORENZI y WILKENING, 1983; DAOUD y CARTWRIGHT, 1985; RAJU y NEWMAN, 1986; NORD y CHUNG, 1986; CASPERS, MATTHECK y MUNZ, 1986), del análisis de la integral de contorno (JOHNSON, 1972; ATHANASSIADIS *et al.*, 1981)) y de una técnica experimental que analiza el comportamiento del crecimiento de fisuras por fatiga (HÄRKEGÅRD, 1974; WILHEM *et al.*, 1981; MACKAY y ALPERIN, 1985). El ajuste tiene validez para $a/D < 0.6$,

$$Y = \frac{1.84 \left[\tan \left(\frac{\pi a}{2D} \right) / \frac{\pi a}{2D} \right]^{\frac{1}{2}}}{\cos \left(\frac{\pi a}{2D} \right)} \left(0.752 + 2.02 \frac{a}{D} + 0.37 \left(1 - \operatorname{sen} \frac{\pi a}{2D} \right)^3 \right) \quad (3.74)$$

En barras sometidas a flexión con fisuras superficiales de frente circular utilizaron el ajuste formulado por FORMAN y SHIVAKUMAR (1986), a partir de los resultados de varios autores calculados a través del MEF (SALAH EL-DIN y LOVEGROVE, 1981; DAOUD y CARTWRIGHT, 1985; RAJU y NEWMAN, 1986; NORD y CHUNG, 1986; HØJFELDT y ØSTERVIG, 1986), el análisis de la integral de contorno (JOHNSON, 1972; ATHANASSIADIS *et al.*, 1981) y el método fotoelástico (LORENTZEN, KJAER y HENRIKSEN, 1986). La expresión del ajuste, válida para $a/D < 0.6$, es:

$$Y = \frac{1.84 \left[\tan\left(\frac{\pi a}{2D}\right) / \frac{\pi a}{2D} \right]^{\frac{1}{2}}}{\cos\left(\frac{\pi a}{2D}\right)} \left(0.923 + 0.199 \left(1 - \sin\frac{\pi a}{2D} \right)^4 \right) \quad (3.75)$$

2.2.2. Barras entalladas

Las superficies de fisura que surgen a partir de regiones donde existe concentración de tensiones son un fenómeno muy común de fallo por fatiga. Además, muchos mecanismos ingenieriles tienen partes cilíndricas, las cuales a menudo presentan cambios de sección y que pueden también incluir entallas anulares de diversas geometrías.

Solución de Guo, Shen y Li (para tracción)

GUO, SHEN y LI (2003) estudiaron la influencia sobre el FIT de la geometría de las entallas mecánicas y del coeficiente de concentración de tensiones, K_t , en fisuras superficiales situadas en el fondo de entallas de barras circulares sometidas a cargas de tracción: entallas anulares semicirculares, entallas anulares de tipo U, entallas anulares de tipo V con un ángulo de apertura de 60° y barras no entalladas (Fig. 3.16 y Fig. 3.17). Analizaron seis variantes geométricas, con fisuras superficiales semielípticas en la mínima sección que producen las entallas (Fig. 3.18).

En el modelo de elementos finitos consideraron sólo un cuarto de la geometría de cada probeta, usando elementos hexaédricos de veinte nodos para proporcionar mayor precisión en el fondo de la entalla y en la fisura. Para simular la singularidad en las tensiones y en las deformaciones próximas al borde de fisura situaron elementos singulares a lo largo del frente de la misma, con el nodo central de cada arista desplazado a un cuarto de la punta de la fisura, empleando un total de 9000 elementos con 130000 grados de libertad. El cálculo del FIT adimensional se realizó a través del desplazamiento de la apertura de fisura.

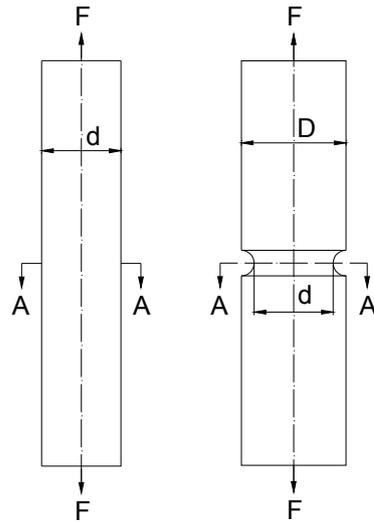


Fig. 3.16. Barras lisa y entallada.

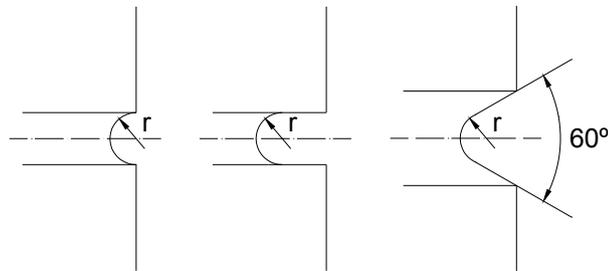


Fig. 3.17. Tipos de entallas.

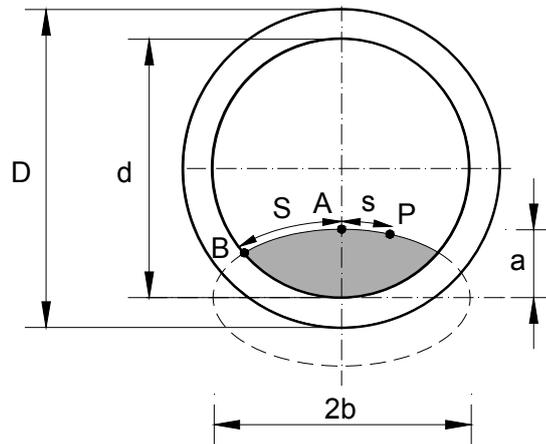


Fig. 3.18. Caracterización de la fisura (Guo, Shen y Li).

Para las seis geometrías de entalla que emplearon (indicadas en la Tabla 3.6) analizaron cuatro profundidades relativas de fisura $\alpha = a/d = \{0.0800, 0.1733, 0.3333, 0.4800\}$ y tres relaciones de aspecto $\beta = a/b = \{0.6114, 0.7920, 0.9118\}$, en cinco puntos del frente de fisura $\gamma = s/S = \{0.00, 0.25, 0.50, 0.75, 1.00\}$, concluyendo que el FIT adimensional es prácticamente independiente de la geometría de la entalla para un coeficiente de concentración de tensiones K_t determinado.

Tabla 3.6. Geometría de las entallas.

Tipo de entalla	D (mm)	d (mm)	r (mm)	K_t
Sin entalla	-	7.5	-	1.0
Anular semicircular	8.532	7.5	0.516	2.5
Anular U	12.000	7.5	0.790	2.5
Anular V	12.000	7.5	0.390	2.5
Anular V	12.000	7.5	0.260	4.0
Anular V	8.969	7.5	0.135	5.0

Las expresiones de ajuste obtenidas, cuya discrepancia es menor de un 8% respecto de los resultados que se consiguen con elementos finitos, las proporcionaron en función del coeficiente de concentración de tensiones, de la geometría de la fisura y del punto sobre el frente:

$$K_1(\alpha, \beta, \gamma, K_t) = Y \sigma \sqrt{\pi a} = \frac{Z(\alpha, \beta, \gamma, K_t)}{\sqrt{\phi}} \sigma \sqrt{\pi a} \quad (3.76)$$

donde σ es la tensión nominal de una barra sin fisura de sección igual a la mínima de la barra con entalla. El parámetro ϕ viene definido por la expresión:

$$\phi = \frac{1}{1 + 1.464 \beta^{1.65}} \quad (3.77)$$

y el parámetro Z , que muestra una forma polinómica,

$$\begin{aligned} Z(\alpha, \beta, \gamma, K_t) = & A(K_t) + B(K_t)\alpha + C(K_t)\beta + D(K_t)\gamma + E(K_t)\alpha^2 + \\ & + F(K_t)\beta^2 + G(K_t)\gamma^2 + H(K_t)\alpha\beta + I(K_t)\alpha\gamma + J(K_t)\beta\gamma + \\ & + K(K_t)\alpha^2\beta + L(K_t)\alpha^2\gamma + M(K_t)\beta^2\alpha + N(K_t)\beta^2\gamma + \\ & + O(K_t)\gamma^2\alpha + P(K_t)\gamma^2\beta + Q(K_t)\alpha^3 + R(K_t)\beta^3 + S(K_t)\gamma^3 \end{aligned} \quad (3.78)$$

con los coeficientes que se muestran a continuación,

$$A(x) = 2.4125 + 0.5502x - 0.1725x^2 + 0.0169x^3$$

$$B(x) = -1.4832 - 4.9667x + 1.5739x^2 - 0.14713x^3$$

$$C(x) = -3.8407 + 0.1951x - 0.0338x^2 + 0.0018x^3$$

$$\begin{aligned}
D(x) &= 1.5336 - 1.6162x + 0.5256x^2 - 0.0537x^3 \\
E(x) &= -17.1369 + 25.0059x - 8.0307x^2 + 0.7747x^3 \\
F(x) &= -1.8702 + 0.0154x + 0.0059x^2 - 0.0013x^3 \\
G(x) &= -2.8833 + 3.5737x - 1.5945x^2 + 0.1864x^3 \\
H(x) &= 24.5604 - 6.0402x + 1.6236x^2 - 0.1508x^3 \\
I(x) &= -8.8774 + 1.6565x - 0.0944x^2 + 0.0288x^3 \\
J(x) &= 0.4757 + 2.3452x - 0.569x^2 + 0.0479x^3 \\
K(x) &= -6.2255 - 2.7665x + 1.9194x^2 - 0.2466x^3 \\
L(x) &= 17.346 - 7.3113x + 1.1086x^2 - 0.0387x^3 \\
M(x) &= -16.2690 + 4.6985x - 1.5545x^2 + 0.1610x^3 \\
N(x) &= -0.4188 - 1.8031x + 0.5777x^2 - 0.0538x^3 \\
O(x) &= 1.6233 + 3.1095x - 0.7301x^2 + 0.0758x^3 \\
P(x) &= 0.5967 - 0.8797x + 0.0972x^2 - 0.0069x^3 \\
Q(x) &= 28.2456 - 27.7861x + 8.1856x^2 - 0.7485x^3 \\
R(x) &= 3.5086 - 0.0646x - 0.0028x^2 + 0.0014x^3 \\
S(x) &= 0.6139 - 1.3383x + 0.8547x^2 - 0.1058x^3
\end{aligned} \tag{3.79}$$

Para una barra lisa fisurada sometida a carga de tracción se obtiene una expresión para el factor de intensidad de tensiones que permite calcular un FIT adimensional de la forma convencional,

$$K_1(\alpha, \beta, \gamma) = Y(\alpha, \beta, \gamma) \sigma \sqrt{\pi a} \tag{3.80}$$

donde el FIT adimensional se expresa en función de ϕ y Z :

$$Y(\alpha, \beta, \gamma) = \frac{Z(\alpha, \beta, \gamma)}{\sqrt{\phi}} \tag{3.81}$$

El parámetro ϕ es idéntico al del caso de probetas entalladas,

$$\phi = \frac{1}{1 + 1.464\beta^{1.65}} \tag{3.82}$$

y el parámetro Z presenta la forma polinómica:

$$\begin{aligned}
 Z(\alpha, \beta, \gamma) = & 2.8070 - 5.0233\alpha - 3.6777\beta + 0.3893\gamma + 0.6130\alpha^2 - \\
 & -1.8501\beta^2 - 0.7178\gamma^2 + 19.9930\alpha\beta - 7.3442\alpha\gamma + 2.3000\beta\gamma \\
 & - 7.3193\alpha^2 + 11.1045\alpha^2\gamma - 12.9640\beta^2\alpha - 1.6981\beta^2\gamma + \\
 & + 4.0786\gamma^2\alpha - 0.1928\gamma^2\beta + 7.8967\alpha^3 + 3.4425\beta^3 + 0.0246\gamma^3
 \end{aligned} \tag{3.83}$$

Solución de Carpinteri, Brighenti y Vantadori (para tracción)

CARPINTERI, BRIGHENTI y VANTADORI (2006) estudiaron la dependencia del campo de tensiones en un componente estructural con presencia de una entalla. Partiendo de un modelo de elementos finitos tridimensional, consideraron una barra de sección circular con una entalla circunferencial de profundidad c , un radio de curvatura r , un diámetro de la barra D en la sección no entallada y d en la entallada y con los parámetros adimensionales $\rho_d = r/D$ y $\delta = c/D$, tomando este último siempre como 0.1 para cualquier valor de radio de la entalla (Fig. 3.19 y Fig. 3.20).

Los coeficientes de concentración de tensiones analizados fueron $K_t = \{2.262, 1.591, 1.316, 1.000$ (sin entalla)} correspondientes a $\rho_d = \{0.1, 0.2, 0.7\}$. Realizaron una malla tridimensional, de una cuarta parte de la barra por la simetría que presenta el problema, utilizando elementos isoparamétricos de 20 nodos y desplazando a un cuarto el nodo medio de cada arista adyacente al centro de la fisura para reflejar la singularidad de la misma. El número de elementos utilizado fue 3186, con un total de 14458 nodos.

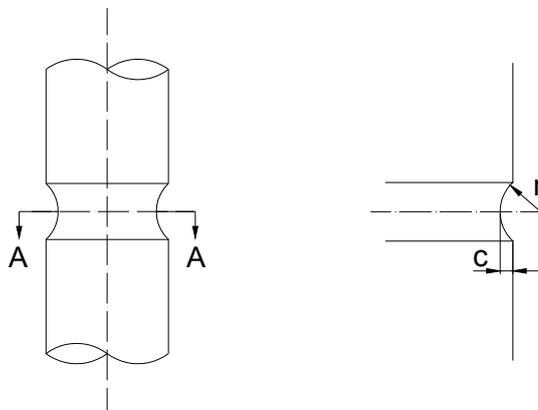


Fig. 3.19. Barra entallada.

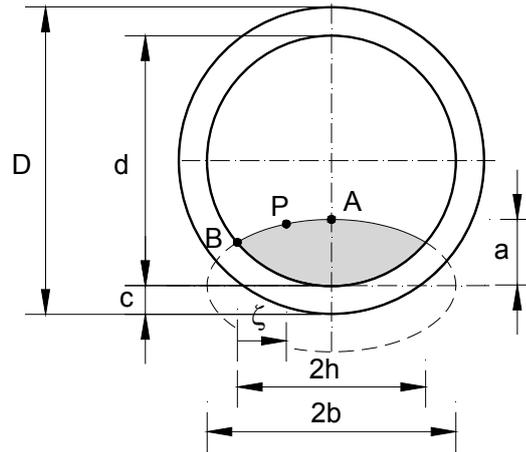


Fig. 3.20. Caracterización de la fisura (Carpinteri, Brighenti y Vantadori).

2.3. Modelización del crecimiento de fisura bajo cargas cíclicas

Para estudiar la propagación de una fisura superficial contenida en la sección transversal de una barra cilíndrica sometida a carga cíclica de tracción axial o de flexión (Fig. 3.21), se ha desarrollado un programa en lenguaje Java que permite determinar la evolución geométrica del frente de fisura. Además se ha evaluado cómo cambian algunos parámetros con este crecimiento.

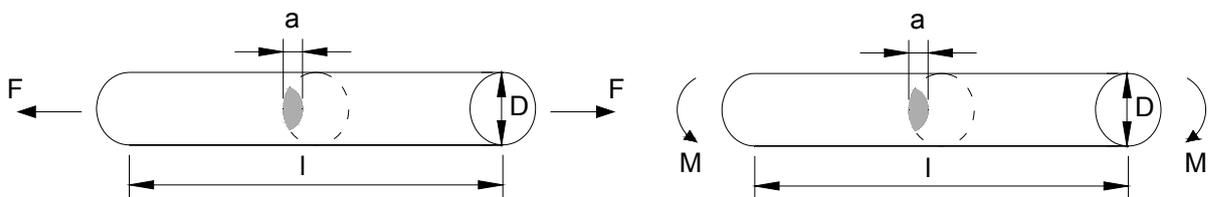


Fig. 3.21. Barra fisurada sometida a una carga de: tracción (izqda.) y flexión (dcha.).

2.3.1. Evolución del frente de fisura

Como hipótesis de partida para esta modelización se ha considerado que el frente de fisura es posible caracterizarlo como una elipse con centro en el borde de la varilla, como se ha indicado en el punto 2.1 de este capítulo, y que la propagación por fatiga ocurre en la dirección perpendicular a dicho frente conforme a la ley de Paris-Erdogan:

$$\frac{da}{dN} = C\Delta K^m \tag{3.84}$$

El arco de elipse de la fisura se dividió en z segmentos de igual longitud empleando el método de Simpson, permitiendo discretizar el frente y así obtener el conjunto de puntos que se utilizaron en el cálculo. El punto del frente situado en el borde del alambre no se tuvo en cuenta, debido a que presenta algunas dificultades en el cálculo del FIT adimensional (existe un estado de tensión plana en el borde de la fisura).

El paso siguiente consistió en desplazar cada punto de acuerdo a la ley de Paris-Erdogan de forma perpendicular al frente y de manera que el incremento máximo, $\Delta a(\max) \equiv \max \Delta a_i$, se mantenga constante. El avance en cada punto del frente de fisura, Δa_i , se puede obtener a partir del incremento de fisura máximo y de la relación entre los FIT adimensionales,

$$\Delta a_i = \Delta a(\max) \left[\frac{Y_i}{Y(\max)} \right]^m \quad (3.85)$$

Los nuevos puntos obtenidos, ajustados con el método de los mínimos cuadrados propuesto en el apartado 2.1 de este mismo capítulo, proporcionan una nueva elipse con la que se vuelve a repetir todo el proceso de forma iterativa hasta llegar a la profundidad de fisura deseada. El algoritmo utilizado se muestra de forma resumida en la Fig. 3.22 y el esquema del proceso seguido en la Fig. 3.23.

```

[a/D, a/b, m] ← leer datos de partida
repetir mientras (a/D ≤ 0.8)
  calcular puntos de corte de la elipse con el círculo
  dividir arco de elipse del frente de fisura
  para cada punto del arco
    calcular FIT
  fin-para
  avanzar perpendicular el punto de máximo FIT
  avanzar perpendicular el resto de puntos
  [a/D, a/b] ← ajustar puntos a una nueva elipse
fin-repetir

```

Fig. 3.22. Algoritmo empleado en el cálculo.

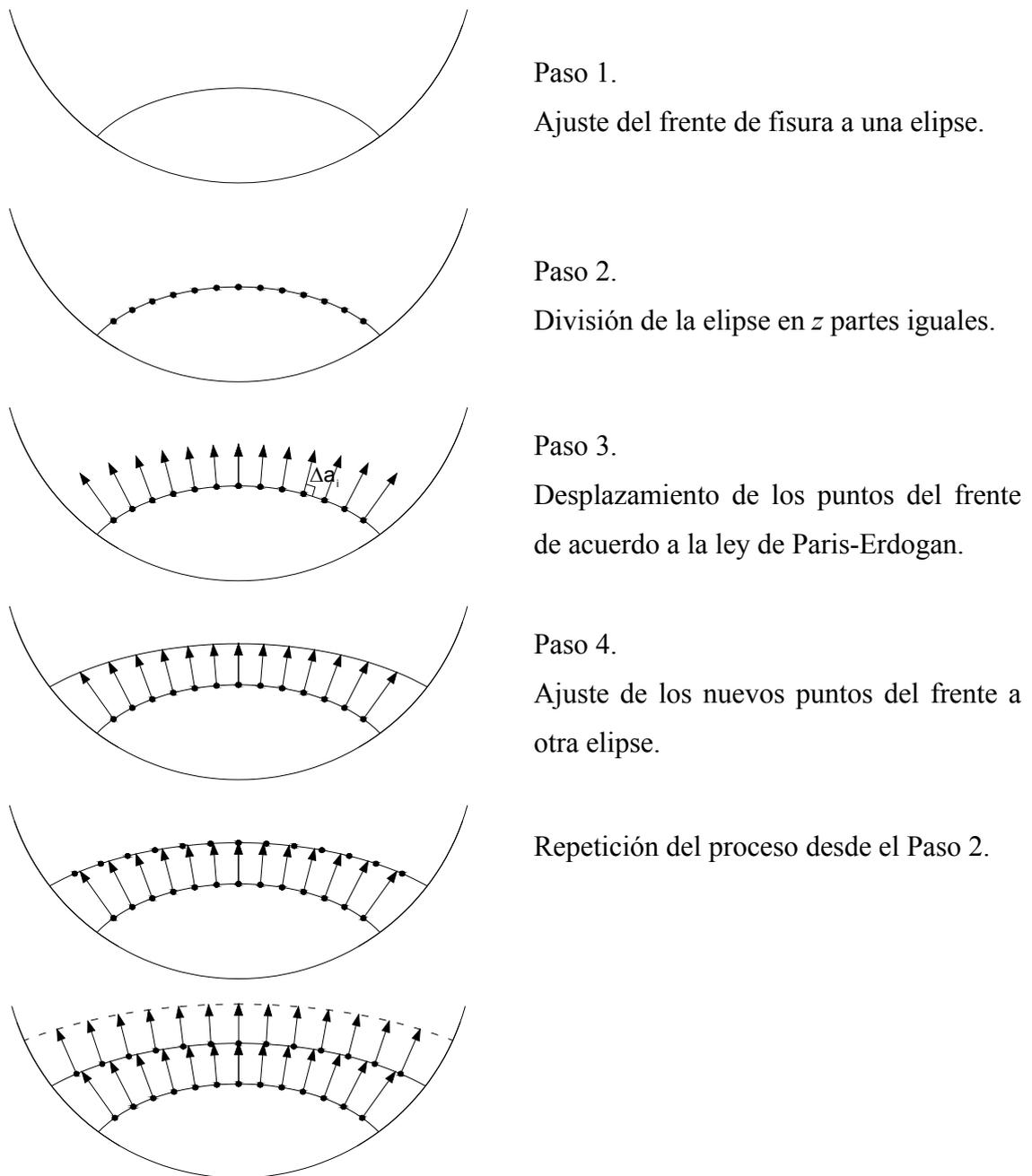


Fig. 3.23. Proceso seguido para el cálculo del crecimiento de fisuras por fatiga.

Debido a la simetría existente respecto el eje que divide la fisura inicial se utilizó únicamente la mitad del problema para los cálculos (Fig. 3.24).

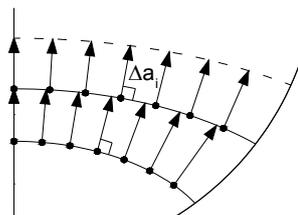


Fig. 3.24. Modelo de crecimiento de fisuras por fatiga.

2.3.2. FIT adimensional

Para los cálculos se ha utilizado la expresión triparamétrica del FIT adimensional en modo I obtenida por SHIN y CAI (2004), analizada en el punto 2.2.1, que depende de la geometría de la fisura (relación de aspecto a/b y profundidad relativa de fisura a/D) y la posición del punto considerado sobre el frente de la fisura x/h (Fig. 3.25).

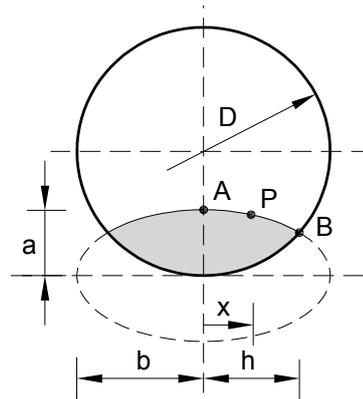


Fig. 3.25. Caracterización de la fisura por Shin y Cai.

Esta expresión viene definida en función de unos coeficientes M_{ijk} para tracción, que varían según se consideren extremos libres o constreñidos (Tabla 3.4), y unos coeficientes N_{ijk} para flexión (Tabla 3.5),

$$Y = \sum_{i=0}^2 \sum_{j=0}^7 \sum_{k=0}^2 M_{ijk} \left(\frac{a}{b}\right)^i \left(\frac{a}{D}\right)^j \left(\frac{x}{h}\right)^k \quad (3.86)$$

$$Y = \sum_{i=0}^2 \sum_{j=0}^6 \sum_{k=0}^2 N_{ijk} \left(\frac{a}{b}\right)^i \left(\frac{a}{D}\right)^j \left(\frac{x}{h}\right)^k \quad (3.87)$$

2.3.3. Cálculo de la flexibilidad adimensional

Otro de los objetivos ha sido calcular el cambio de flexibilidad que provoca la propagación de una fisura contenida en la sección transversal de una barra cilíndrica, sometida a una carga cíclica axial de tracción o a un momento flector. Esta variación de flexibilidad depende de la forma y el tamaño de la fisura y puede ser evaluada experimentalmente.

Si se aplica una carga de tracción se obtiene que el incremento de desplazamiento local u se relaciona con la fuerza aplicada F a través de la flexibilidad λ_F de la forma siguiente:

$$u = \lambda_F F \quad (3.88)$$

La densidad de energía de deformación U es posible expresarla teniendo en cuenta la equivalencia entre la tasa de liberación de la energía G y el factor de intensidad de tensiones en deformación plana K ,

$$dU = GdA = \frac{K^2(1-\nu^2)}{E} dA \quad (3.89)$$

siendo ν el coeficiente de Poisson y dA el diferencial de área de la fisura. Por otra parte, la densidad de energía de deformación para el caso de una barra fisurada sometida a carga de tracción es, introduciendo el valor de du ,

$$dU = \frac{1}{2} F du = \frac{1}{2} F^2 d\lambda_F \quad (3.90)$$

El factor de intensidad de tensiones en deformación plana es:

$$K = Y_F \sigma \sqrt{\pi a} \quad (3.91)$$

donde la tensión para el caso de tracción axial se calcula:

$$\sigma = \frac{4F}{\pi D^2} \quad (3.92)$$

Igualando las expresiones (3.89) y (3.90) para la densidad de energía, e introduciendo los valores de K y σ , se llega a la siguiente expresión:

$$\frac{1}{2} F^2 d\lambda_F = \left[Y_F \frac{4F}{\pi D^2} \sqrt{\pi a} \right]^2 \frac{(1-\nu^2)}{E} dA \quad (3.93)$$

y despejando la flexibilidad en la ecuación (3.93), se obtiene:

$$\lambda_F = \frac{32(1-\nu^2)}{\pi D^4 E} \int_0^a Y_F^2 a da \quad (3.94)$$

La fisura se ha modelizado como una elipse con centro en la superficie del alambre. En este caso el FIT adimensional, Y_F , es triparamétrico: depende de la geometría de la fisura, profundidad relativa de fisura (a/D) y relación de aspecto (a/b), y del punto sobre el frente (x/h).

Resolver la integral que aparece en la ecuación (3.94) no es trivial. Para ello se ha realizado un cambio de coordenadas cartesianas (x, y) a coordenadas paramétricas (a, θ), relacionándose ambas a través de las expresiones:

$$x = b \cos \theta \quad (3.95)$$

$$y = a \sin \theta \quad (3.96)$$

donde la correspondencia entre los ángulos δ y θ , deducida de la Fig. 3.26, es la siguiente,

$$\tan \delta = \frac{y}{x} = \frac{a}{b} \tan \theta \quad (3.97)$$

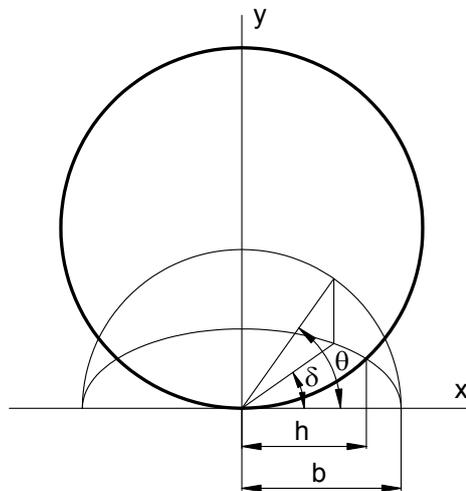


Fig. 3.26. Relación entre los ángulos δ y θ .

La diferencial de área de elipse que modeliza la fisura vale:

$$dA = dx \wedge dy \quad (3.98)$$

Diferenciando las coordenadas (x, y) en función de las nuevas coordenadas (a, θ) ,

$$dx = b'(a)\cos\theta da - b\sin\theta d\theta \quad (3.99)$$

$$dy = \sin\theta da + a\cos\theta d\theta \quad (3.100)$$

se obtiene, sustituyendo estas expresiones en la ecuación (3.98),

$$dA = (ab'(a)\cos^2\theta + b\sin^2\theta)da \wedge d\theta \quad (3.101)$$

La dificultad que presenta el cálculo de la ecuación (3.101) está en el conocimiento previo de la variación del parámetro b con la profundidad relativa de fisura, para lo cual se puede emplear la definición de la derivada en un punto,

$$b'(a) \approx \frac{b(a + \Delta a) - b(a)}{\Delta a} \quad (3.102)$$

Introduciendo la ecuación (3.101) en la ecuación (3.94), que permite calcular la flexibilidad en un alambre fisurado sometido a una carga de tracción axial, se obtiene:

$$\lambda_F = \frac{64(1-\nu^2)}{\pi D^4 E} \int_0^a \int_{\arccos\frac{h}{b}}^{\pi/2} Y_F^2 a (ab'(a)\cos^2\theta + b\sin^2\theta) d\theta da = \frac{64(1-\nu^2)}{\pi DE} f_F \quad (3.103)$$

en la que se define f_F como la flexibilidad adimensional debida a una carga de tracción,

$$f_F = \int_0^a \int_{\arccos\frac{h}{b}}^{\pi/2} Y_F^2 \frac{a}{D^3} (ab'(a)\cos^2\theta + b\sin^2\theta) d\theta da \quad (3.104)$$

Existe una manera más sencilla de obtener la diferencial del área de la elipse que modeliza la fisura y es aproximarla con la expresión:

$$dA \approx 2Sda \quad (3.105)$$

donde $2S$ es la longitud de arco del frente de fisura que se expresa en coordenadas paramétricas de la forma,

$$S = \int_{\theta_0}^{\theta_1} \sqrt{(x'(\theta))^2 + (y'(\theta))^2} d\theta = \int_{\arccos \frac{h}{b}}^{\pi/2} a \sqrt{\left(\frac{b}{a}\right)^2 \sin^2 \theta + \cos^2 \theta} d\theta \quad (3.106)$$

Si se sustituye ahora esta expresión en la (3.94),

$$\lambda_F = \frac{64(1-\nu^2)}{\pi DE} f_F \approx \frac{64(1-\nu^2)}{\pi D^4 E} \int_0^a \int_{\arccos \frac{h}{b}}^{\pi/2} Y_F^2 a^2 \sqrt{\left(\frac{b}{a}\right)^2 \sin^2 \theta + \cos^2 \theta} d\theta da \quad (3.107)$$

se obtiene un valor aproximado de la flexibilidad adimensional, f_F :

$$f_F \approx \int_0^a \int_{\arccos \frac{h}{b}}^{\pi/2} Y_F^2 \frac{a^2}{D^3} \sqrt{\left(\frac{b}{a}\right)^2 \sin^2 \theta + \cos^2 \theta} d\theta da \quad (3.108)$$

Para una barra fisurada en su sección transversal y sometida a un momento flector cíclico el ángulo local φ se relaciona con el momento aplicado M a través de la flexibilidad λ_M por la siguiente ecuación:

$$\varphi = \lambda_M M \quad (3.109)$$

Como la energía de deformación es,

$$dU = \frac{1}{2} M d\varphi = \frac{1}{2} M^2 d\lambda_M \quad (3.110)$$

y teniendo en cuenta el valor del FIT, donde la tensión para flexión vale,

$$\sigma = \frac{32M}{\pi D^3} \quad (3.111)$$

si se igualan las dos expresiones de la densidad de energía,

$$\frac{1}{2} M^2 d\lambda_M = \left[Y_M \frac{32M}{\pi D^3} \sqrt{\pi a} \right]^2 \frac{(1-\nu^2)}{E} dA \quad (3.112)$$

y se despeja la flexibilidad,

$$\lambda_M = \frac{2048(1-\nu^2)}{\pi D^6 E} \int_0^a Y_M^2 a dA \quad (3.113)$$

se obtiene, sustituyendo el valor de la diferencial de área,

$$\lambda_M = \frac{4096(1-\nu^2)}{\pi D^6 E} \int_0^a \int_{\arccos \frac{h}{b}}^{\pi/2} Y_M^2 a (ab'(a) \cos^2 \theta + b \sin^2 \theta) d\theta da = \frac{4096(1-\nu^2)}{\pi D^3 E} f_M \quad (3.114)$$

donde f_M es la flexibilidad adimensional debida a una carga de flexión:

$$f_M = \int_0^a \int_{\arccos \frac{h}{b}}^{\pi/2} Y_M^2 \frac{a}{D^3} (ab'(a) \cos^2 \theta + b \sin^2 \theta) d\theta da \quad (3.115)$$

Si se toma la expresión aproximada de la diferencial de área,

$$\lambda_M = \frac{4096(1-\nu^2)}{\pi D^3 E} f_M \approx \frac{4096(1-\nu^2)}{\pi D^6 E} \int_0^a \int_{\arccos \frac{h}{b}}^{\pi/2} Y_M^2 a^2 \sqrt{\left(\frac{b}{a}\right)^2 \sin^2 \theta + \cos^2 \theta} d\theta da \quad (3.116)$$

se alcanza el valor de la flexibilidad adimensional, f_M , de forma aproximada,

$$f_M \approx \int_0^a \int_{\arccos \frac{h}{b}}^{\pi/2} Y_M^2 \frac{a^2}{D^3} \sqrt{\left(\frac{b}{a}\right)^2 \sin^2 \theta + \cos^2 \theta} d\theta da \quad (3.117)$$

Este valor se puede calcular de forma incremental con la propagación de la fisura para los dos casos propuestos (diferencial de área exacta y aproximada),

$$f_{F,M} = \sum_i \int_{a_i}^{a_{i+1}} \int_{\arccos \frac{h}{b}}^{\pi/2} Y_{F,M}^2 \frac{a}{D^3} (ab'(a) \cos^2 \theta + b \sin^2 \theta) d\theta da \quad (3.118)$$

$$f_{F,M} \approx \sum_i \int_{a_i}^{a_{i+1}} \int_{\arccos \frac{h}{b}}^{\pi/2} Y_{F,M}^2 \frac{a^2}{D^3} \sqrt{\left(\frac{b}{a}\right)^2 \sin^2 \theta + \cos^2 \theta} d\theta da \quad (3.119)$$

Para ambos casos la integral,

$$f_{F,M} = \sum_i \int_{a_i}^{a_{i+1}} \int_{\arccos \frac{h}{b}}^{\pi/2} R d\theta da \quad (3.120)$$

se puede resolver empleando la regla del trapecio, de acuerdo al esquema de la Fig. 3.27, dividiendo para la mitad del problema cada incremento de fisura en ocho partes, de forma que se correspondan con las isólinas de las coordenadas (a, θ) .

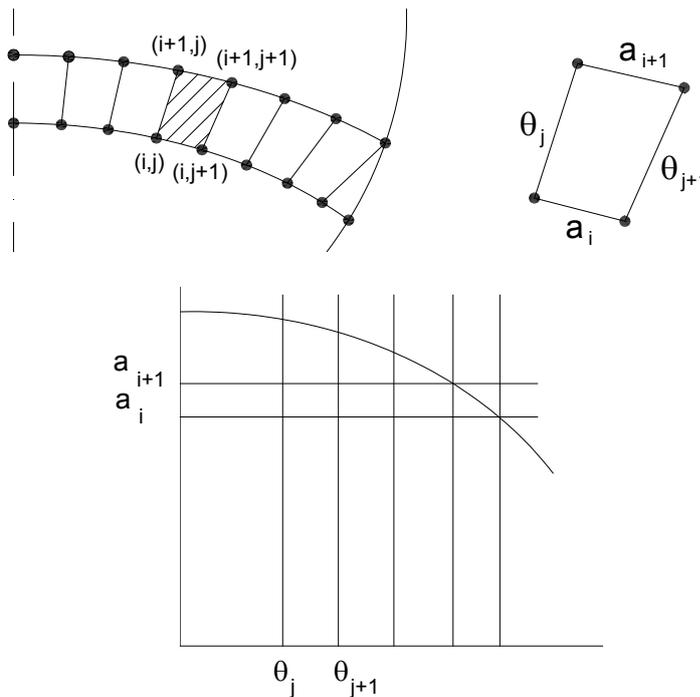


Fig. 3.27. Divisiones con isólinas empleadas en la regla del trapecio.

El incremento de flexibilidad en cada avance de fisura se calcula a través de la expresión,

$$f_{F,M} = \sum_i (a_{i+1} - a_i) \left(\sum_{j=0}^7 (\theta_{j+1} - \theta_j) \frac{(R(i,j) + R(i,j+1) + R(i+1,j) + R(i+1,j+1))}{4} + \right. \\ \left. + \frac{(\theta_8 - \theta_7)}{2} \frac{(R(i,7) + R(i+1,7) + R(i,8))}{3} \right) \quad (3.121)$$

Para el cálculo de la flexibilidad de la fisura inicial el desarrollo es similar al anterior pero más simple, al considerar cada frente de fisura con una relación de aspecto igual a la inicial. Además no se ha tenido en cuenta la flexibilidad debida a fisuras inferiores a la mínimas consideradas por Shin y Cai ($a/D=0.067$).

2.3.4. Cálculo del número de ciclos adimensional

La ley de Paris-Erdogan relaciona la velocidad cíclica de crecimiento de fisuras con el intervalo de oscilación del factor de intensidad de tensiones a través de los parámetros C y m , que en escala bilogarítmica se corresponden con el corte en el eje de ordenadas y la pendiente de la recta de Paris-Erdogan respectivamente,

$$\frac{da}{dN} = C \Delta K^m \quad (3.122)$$

La ecuación que calcula el intervalo de oscilación del factor de intensidad de tensiones es:

$$\Delta K = Y \Delta \sigma \sqrt{\pi a} \quad (3.123)$$

que introducida en la ecuación (3.122) permite calcular el número de ciclos necesarios para alcanzar una geometría de fisura final desde otra inicial, quedando la expresión:

$$N = \frac{1}{C \Delta \sigma^m \pi^{m/2}} \int_{a_0}^{a_f} \frac{da}{Y^m a^{m/2}} = \frac{1}{C \Delta \sigma^m \pi^{m/2} D^{(m-2)/2}} \int_{a_0}^{a_f} \frac{da}{\frac{Y^m}{D^{(m-2)/2}} a^{m/2}} \quad (3.124)$$

El cálculo se realiza en el punto central de la fisura ($x/h=0$), de forma que el FIT adimensional se convierte en biparamétrico. Debido a la complejidad que todavía presenta la expresión del

parámetro Y en su dependencia respecto de a , se ha resuelto la integral del número de ciclos adimensional n mediante la regla del trapecio, realizando este cálculo de forma incremental,

$$n = \int_{a_0}^{a_f} \frac{da}{\frac{Y^m}{D^{(m-2)/2}} a^{m/2}} = \sum_i \frac{a_{i+1} - a_i}{2} \left(\left[\frac{1}{\frac{Y^m}{D^{(m-2)/2}} a^{m/2}} \right]_{a_i} + \left[\frac{1}{\frac{Y^m}{D^{(m-2)/2}} a^{m/2}} \right]_{a_{i+1}} \right) = \quad (3.125)$$

$$= \sum_i \frac{a_{i+1} - a_i}{2} D^{(m-2)/2} \left(\frac{1}{Y_i^m a_i^{m/2}} + \frac{1}{Y_{i+1}^m a_{i+1}^{m/2}} \right)$$

La influencia del parámetro C sobre el número de ciclos N es inversamente proporcional, mientras que la influencia del intervalo de oscilación de tensiones $\Delta\sigma$ y del diámetro D es inversamente exponencial (con exponentes m y $(m-2)/2$, respectivamente). La dependencia de N con el parámetro m no se puede analizar solamente a partir del cálculo de n . Con n sólo se puede estudiar cómo afectan el tipo de carga y la geometría de la fisura inicial sobre N .

2.3.5. Características del programa

El programa se ha realizado en lenguaje Java, con JDK versión 1.6.0u2. Se trata de un lenguaje orientado a objetos, lo que permite diseñar el programa en función de las distintas entidades que se necesiten (en este caso fisuras, probetas, cargas, etc.) en lugar de utilizar tipos de datos primitivos (enteros, reales, caracteres, etc.), lo cual facilita la elaboración y el mantenimiento en programas que necesitan multitud de variables, ya que se pueden diseñar con un alto nivel de abstracción. Además Java presenta la ventaja de estar disponible para la mayoría de procesadores y sistemas operativos. El ANEXO III muestra una información más detallada del programa.

Los datos necesarios para ejecutar cada uno de los cálculos son: la geometría inicial de la fisura (a/D , a/b), el parámetro m del material, el tipo de carga a que está sometido (tracción con extremos libres, tracción con extremos constreñidos, flexión), el tamaño del avance máximo de fisura en los incrementos y el número de segmentos en que se divide cada uno de los frentes de fisura. Con estos datos el programa puede proporcionar varios resultados, permitiendo seleccionar cuáles se requieren: la evolución de la geometría de la fisura, la evolución del FIT adimensional en los puntos del frente, la flexibilidad adimensional y el número de ciclos adimensional. El interfaz del programa se puede ver en la Fig. 3.28.

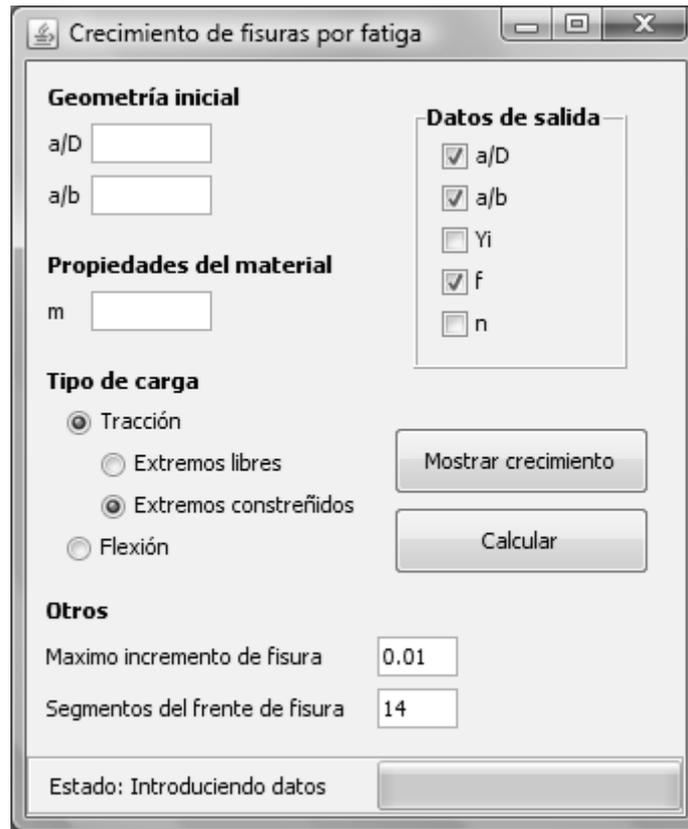


Fig. 3.28. Interfaz del programa de cálculo.

Durante los cálculos del programa es posible visualizar una ventana que presenta como varía con el crecimiento la elipse que representa la fisura (Fig. 3.29). En ella se muestran la probeta caracterizada como un círculo y la elipse completa (con centro en el borde del alambre), siendo la fisura el área intersectada por ambas. La elipse se va modificando conforme crece la fisura, variando su profundidad y su relación de aspecto.

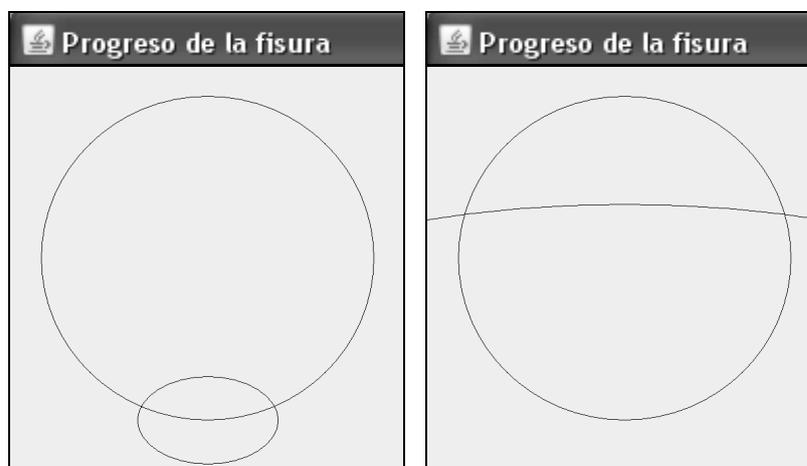


Fig. 3.29. Ventana de la aplicación que muestra el crecimiento de la fisura.

3. RESULTADOS

3.1. Cálculo del FIT adimensional

3.1.1. Barras lisas

Debido a que el caso de la Norma BSI 7910:1999 es un tanto especial, dentro de este apartado se han considerado dos análisis diferentes. En primer lugar se han contrastado los resultados de todos los autores, excepto los recogidos por James y Mills (empleados en la norma). Posteriormente se ha realizado la comparación de los resultados que se obtienen al aplicar la norma frente a los resultados del resto de autores analizados.

Para cada uno de los autores estudiados se ha representado el FIT adimensional en tracción con extremos libres (símbolo L), tracción con extremos constreñidos (símbolo C) y en flexión, para el centro (punto A) y el borde (punto B) de la fisura. Los frentes de fisura se han considerado de geometría elíptica con centro en la superficie de la varilla y se han calculado para diferentes relaciones de aspecto, $a/b = \{0.0, 0.5, 1.0\}$, y profundidades relativas de fisura, $a/D = \{0.1, 0.2, 0.3, 0.4, 0.5, 0.6\}$ (Fig. 3.30 a Fig. 3.41).

Todos los autores consideran extremos libres salvo Shin y Cai, que incluyen además el resultado para extremos constreñidos. Los valores de Levan y Royer, que originalmente calcularon para fisuras de forma circular, se han obtenido a partir de la transformación de un frente circular en otro elíptico con el método descrito en el punto 2.1 de este capítulo. Los valores representados para Carpinteri y para Shih y Chen son los que obtuvieron con sus respectivos métodos y no a partir del ajuste que realizaron.

En los resultados se produce una buena correlación para todas las relaciones de aspecto y profundidades de fisura entre 0.1 y 0.4, creciendo las discrepancias a partir de este último valor, donde Levan y Royer presentan valores más elevados. El mejor acuerdo entre todos los autores ocurre para el caso de fisura circular y en el punto central de la misma.

Para cada profundidad relativa de fisura el FIT adimensional es mayor en fisuras de frente recto que en fisuras de frente circular. Existe una relación de aspecto crítica $(a/b)_c$ para cada valor de a/D , tal que para relaciones de aspecto menores el factor de intensidad de tensiones adimensional es mayor en el centro de la fisura y para mayores lo es en el borde (Fig. 3.42 a Fig. 3.53).

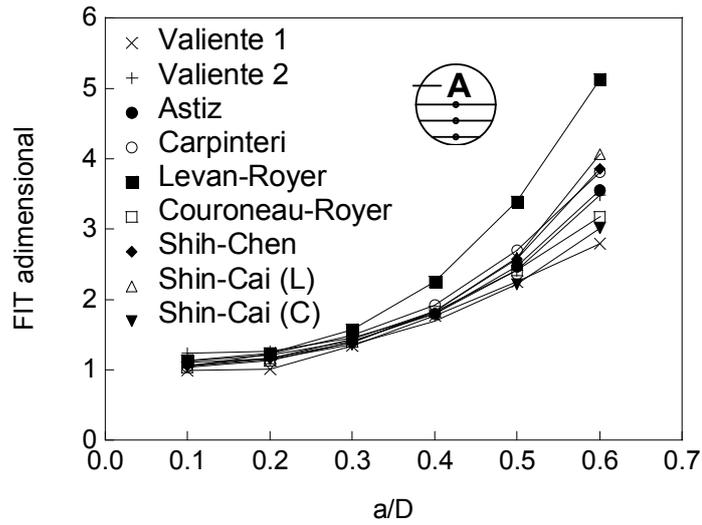


Fig. 3.30. FIT adimensional bajo tracción, $a/b=0.0$ (punto A).

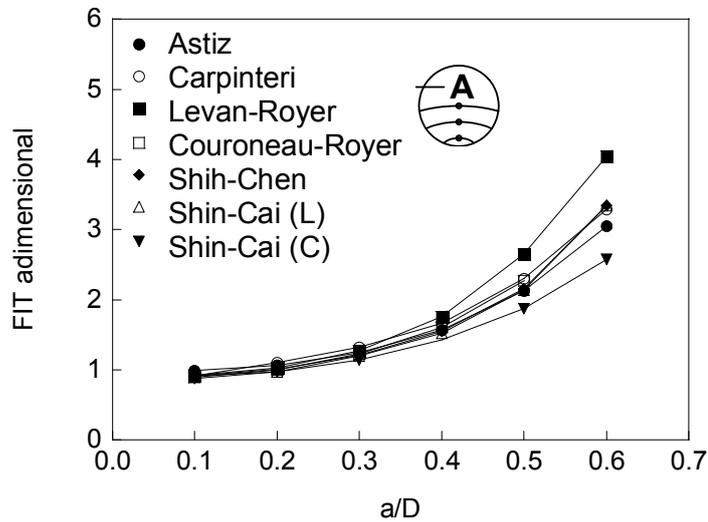


Fig. 3.31. FIT adimensional bajo tracción, $a/b=0.5$ (punto A).

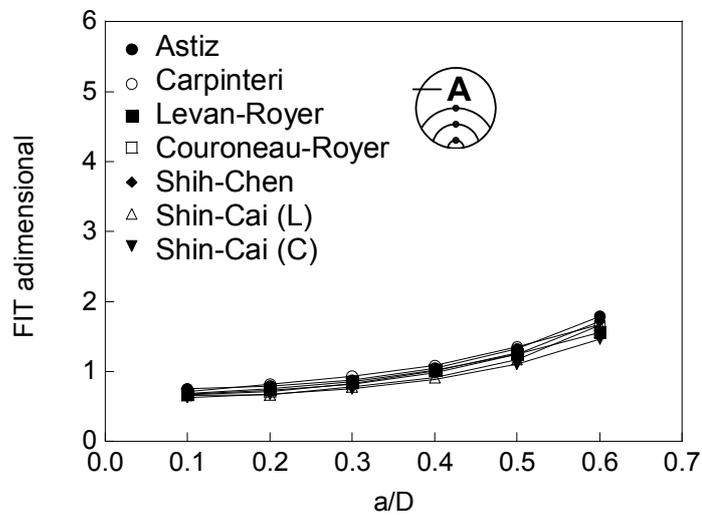


Fig. 3.32. FIT adimensional bajo tracción, $a/b=1.0$ (punto A).

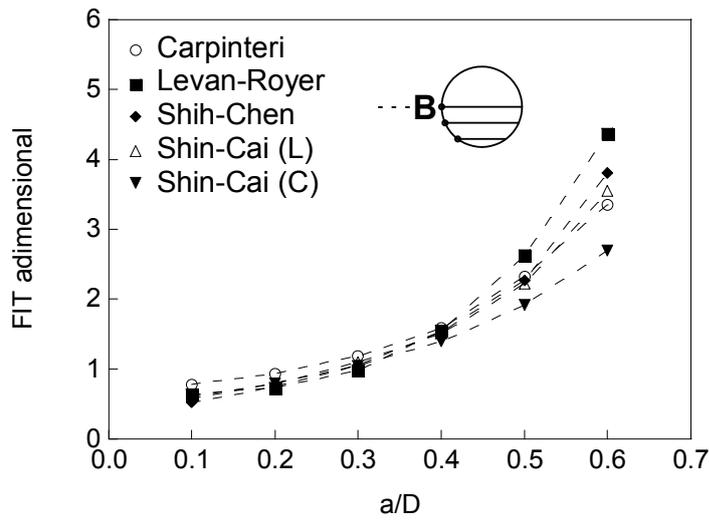


Fig. 3.33. FIT adimensional bajo tracción, $a/b=0.0$ (punto B).

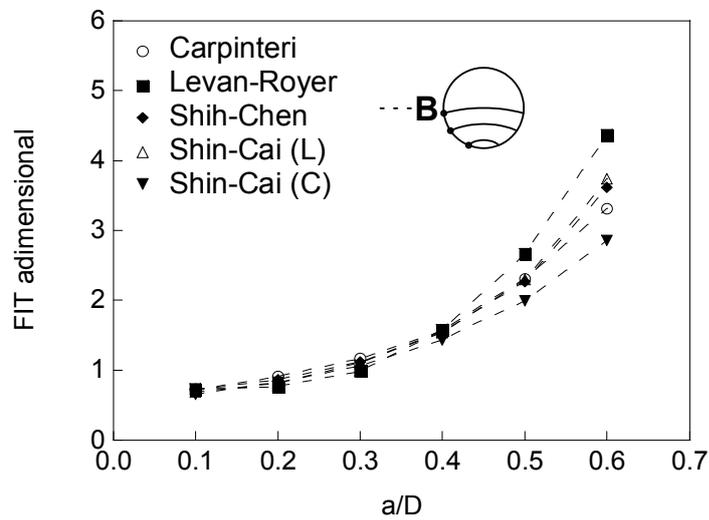


Fig. 3.34. FIT adimensional bajo tracción, $a/b=0.5$ (punto B).

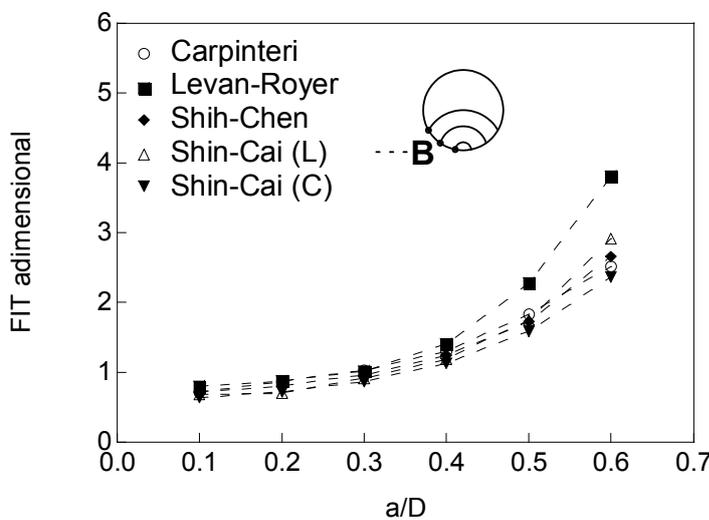


Fig. 3.35. FIT adimensional bajo tracción, $a/b=1.0$ (punto B).

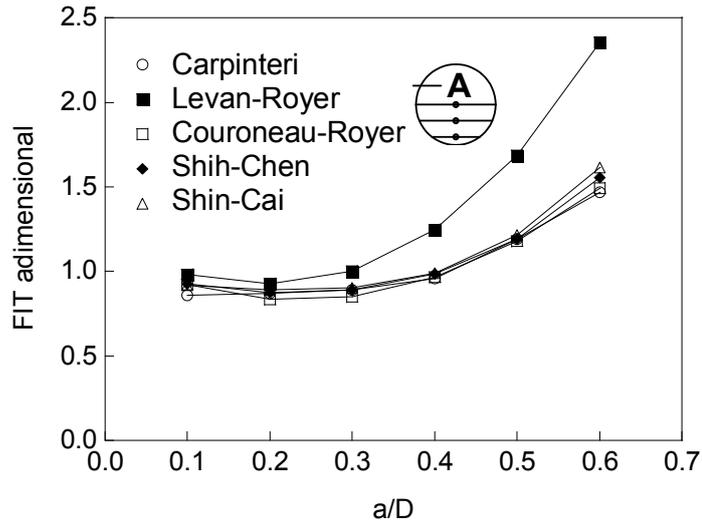


Fig. 3.36. FIT adimensional bajo flexión, $a/b=0.0$ (punto A).

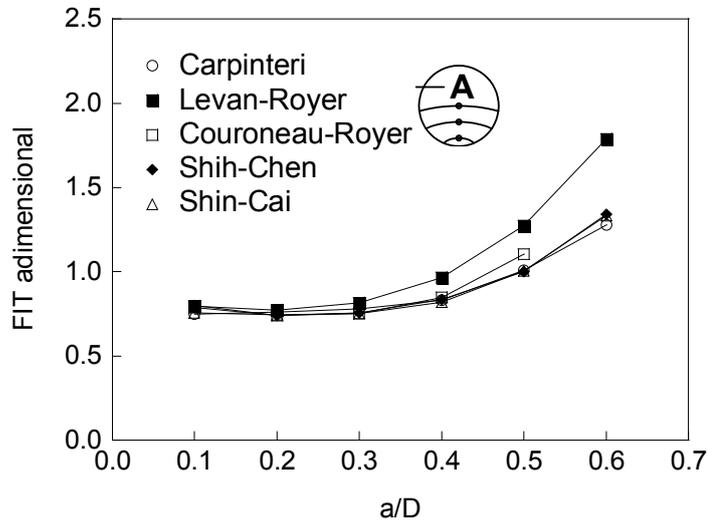


Fig. 3.37. FIT adimensional bajo flexión, $a/b=0.5$ (punto A).

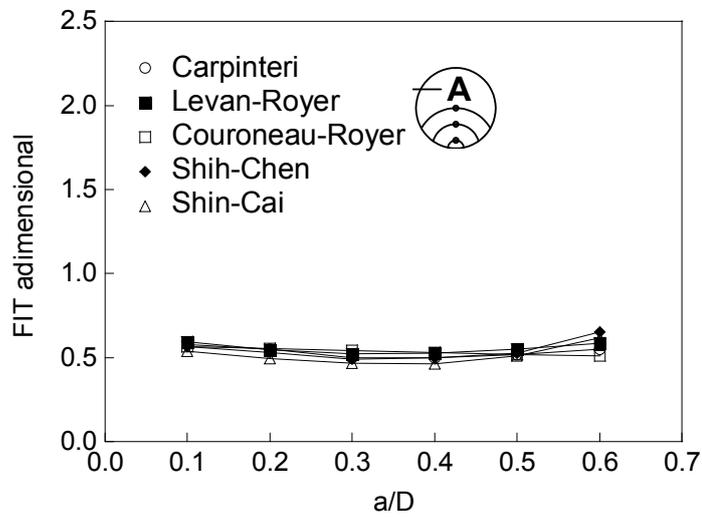


Fig. 3.38. FIT adimensional bajo flexión, $a/b=1.0$ (punto A).

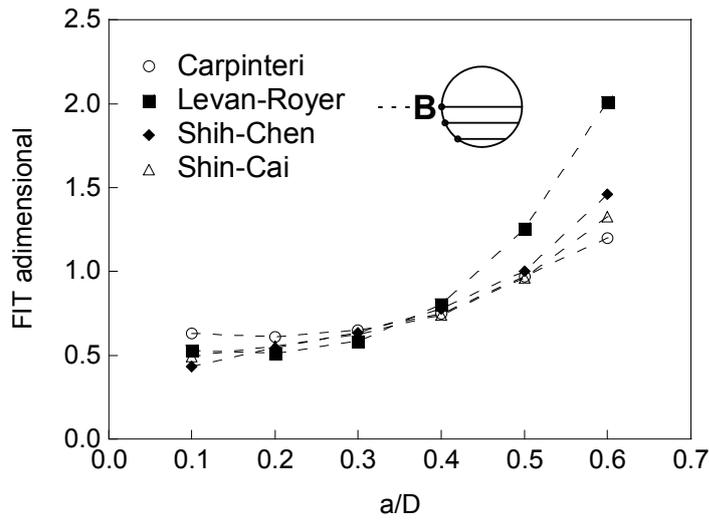


Fig. 3.39. FIT adimensional bajo flexión, $a/b=0.0$ (punto B).

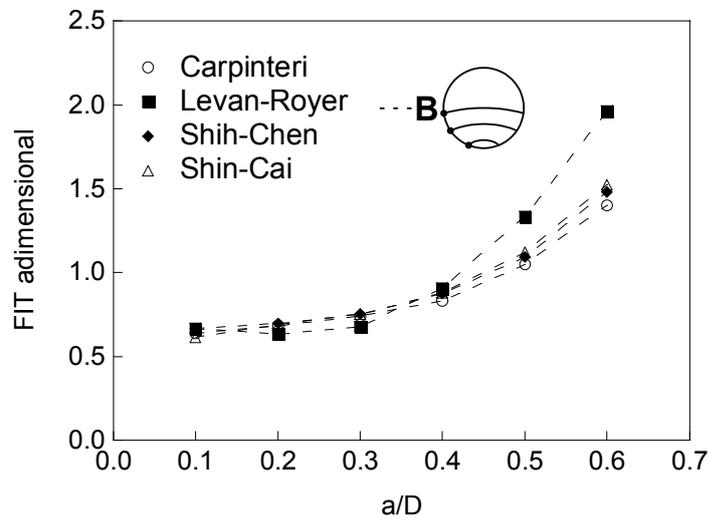


Fig. 3.40. FIT adimensional bajo flexión, $a/b=0.5$ (punto B).

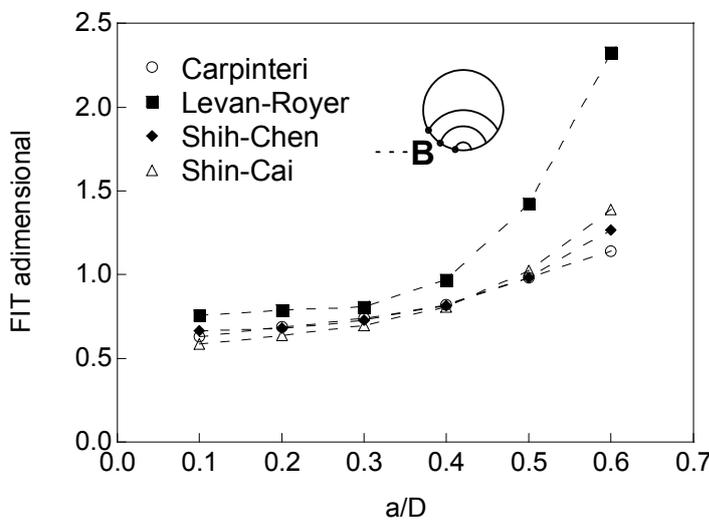


Fig. 3.41. FIT adimensional bajo flexión, $a/b=1.0$ (punto B).

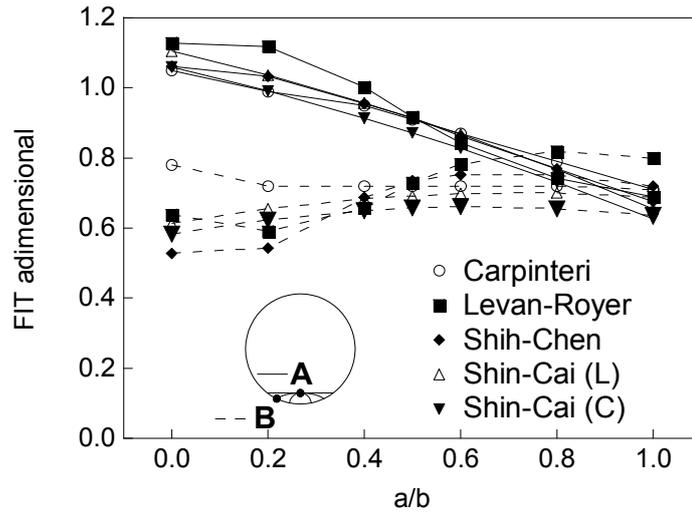


Fig. 3.42. FIT adimensional bajo tracción, $a/D=0.1$ (puntos A y B).

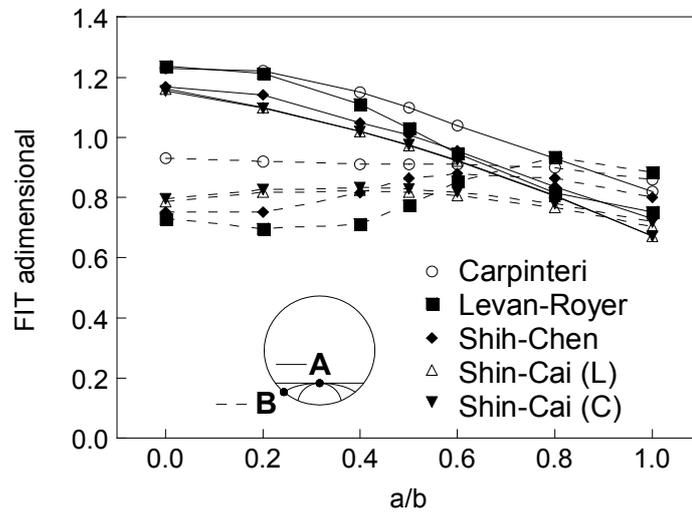


Fig. 3.43. FIT adimensional bajo tracción, $a/D=0.2$ (puntos A y B).

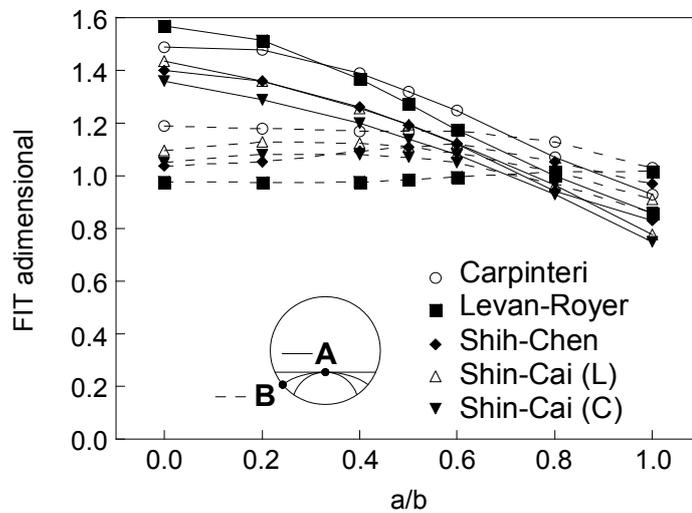


Fig. 3.44. FIT adimensional bajo tracción, $a/D=0.3$ (puntos A y B).

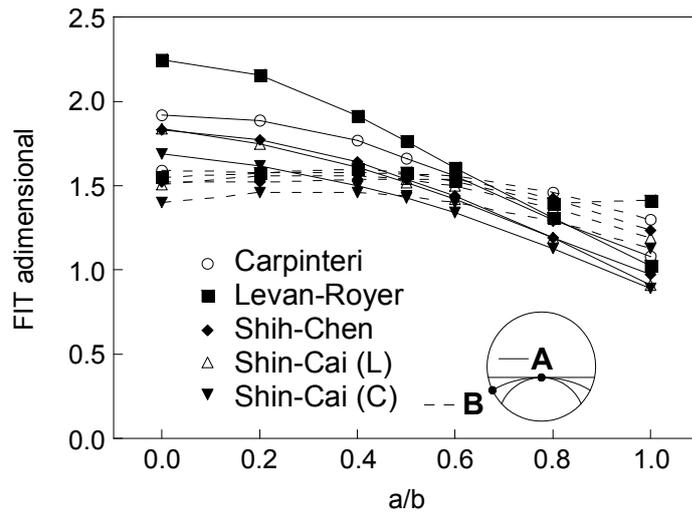


Fig. 3.45. FIT adimensional bajo tracción, $a/D=0.4$ (puntos A y B).

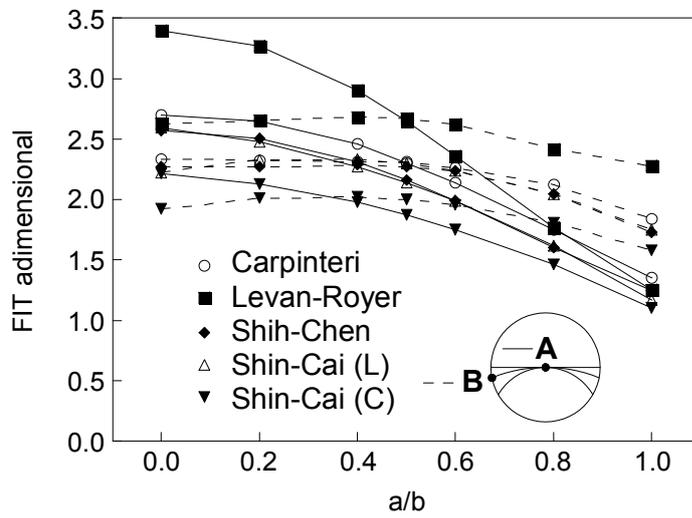


Fig. 3.46. FIT adimensional bajo tracción, $a/D=0.5$ (puntos A y B).

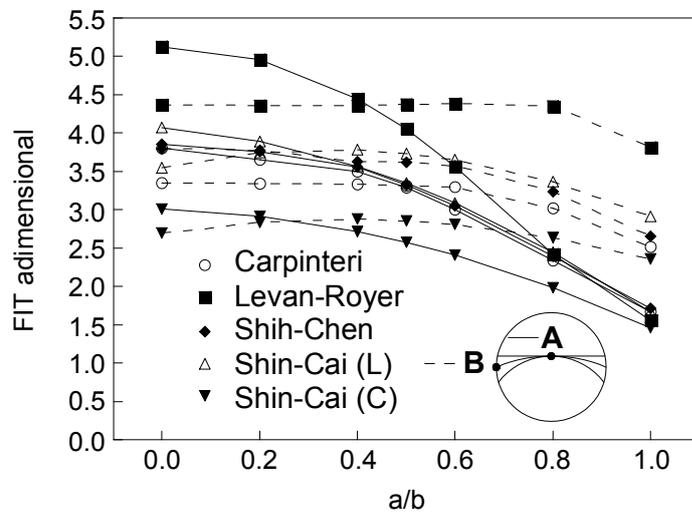


Fig. 3.47. FIT adimensional bajo tracción, $a/D=0.6$ (puntos A y B).

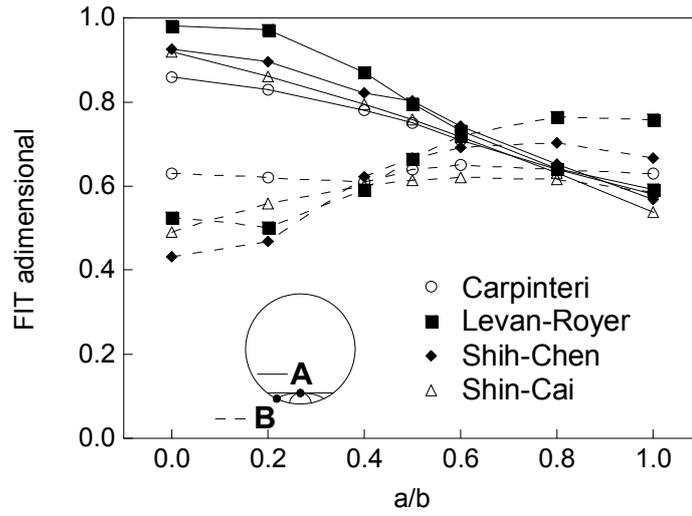


Fig. 3.48. FIT adimensional bajo flexión, $a/D=0.1$ (puntos A y B).

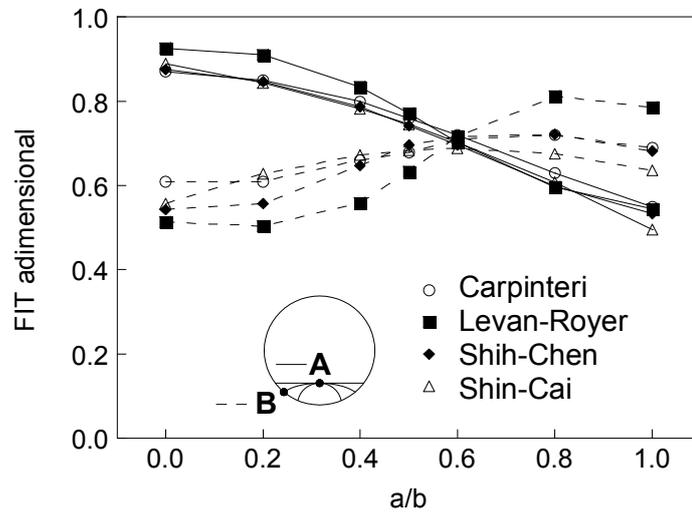


Fig. 3.49. FIT adimensional bajo flexión, $a/D=0.2$ (puntos A y B).

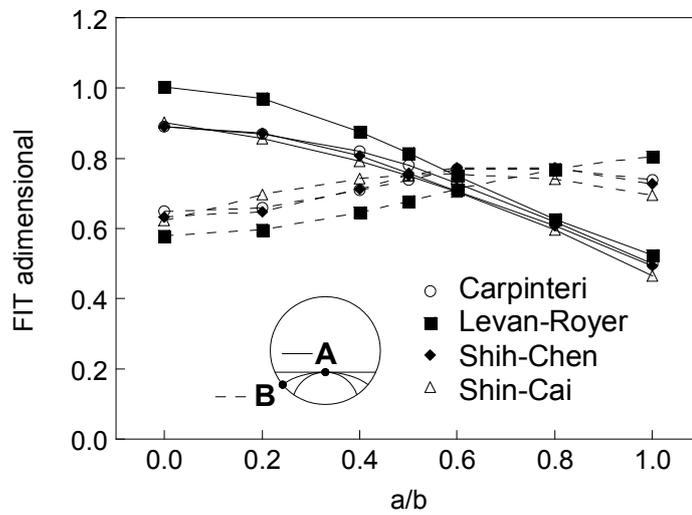


Fig. 3.50. FIT adimensional bajo flexión, $a/D=0.3$ (puntos A y B).

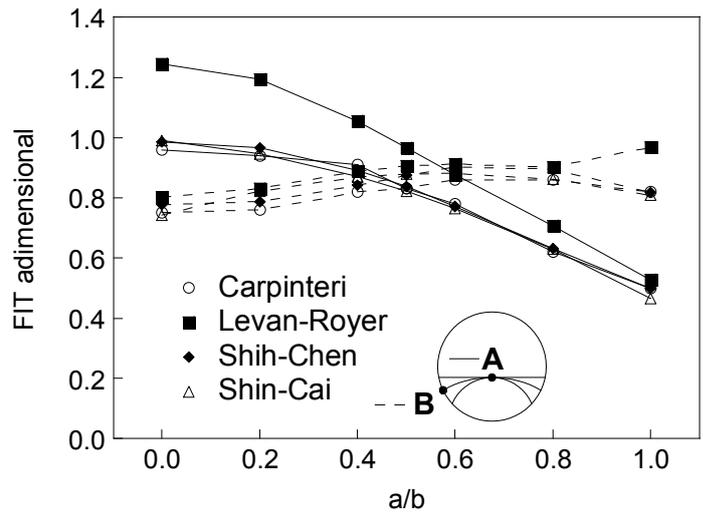


Fig. 3.51. FIT adimensional bajo flexión, $a/D=0.4$ (puntos A y B).

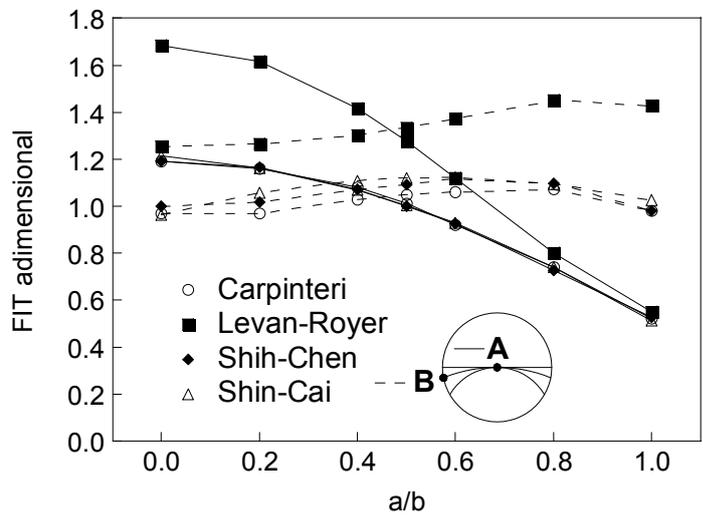


Fig. 3.52. FIT adimensional bajo flexión, $a/D=0.5$ (puntos A y B).

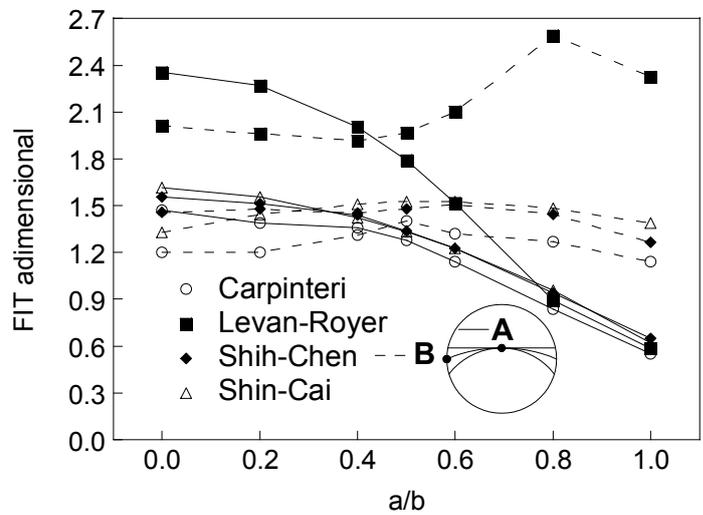


Fig. 3.53. FIT adimensional bajo flexión, $a/D=0.6$ (puntos A y B).

La línea que representa la relación de aspecto crítica $(a/b)_c$ frente a la profundidad relativa de fisura a/D se denomina línea equivalente (SHIH y CHEN, 1997). Las geometrías de fisura representadas en la línea equivalente tienen el mismo FIT en el centro y en el borde, y por lo tanto se supone que en todo el frente de fisura (iso- K). Este valor $(a/b)_c$ disminuye conforme aumenta la profundidad relativa de fisura, tanto en el caso de tracción (Fig. 3.54) como en el de flexión (Fig. 3.55).

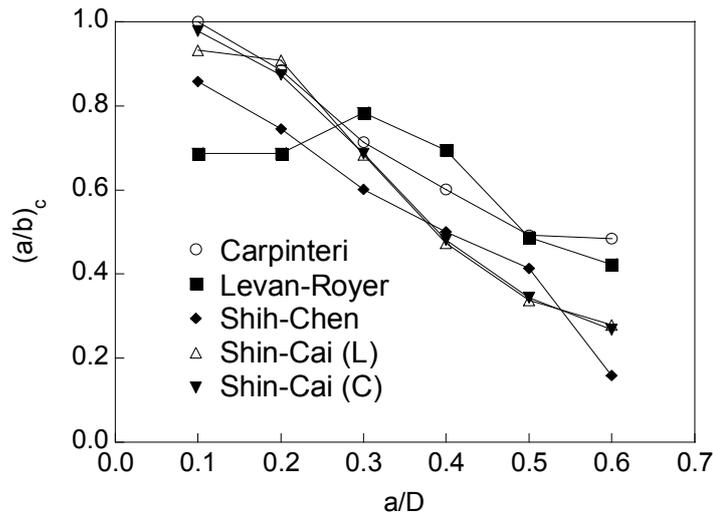


Fig. 3.54. Línea equivalente bajo tracción.

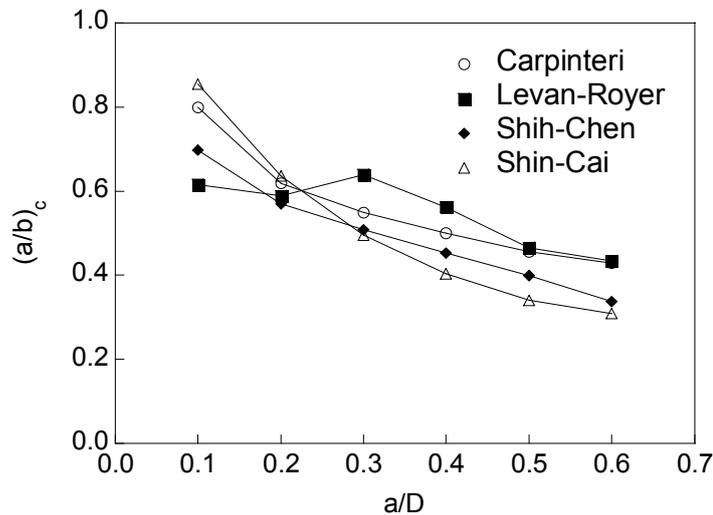


Fig. 3.55. Línea equivalente bajo flexión.

La geometría de la línea equivalente muestra una tendencia similar en todos los autores estudiados, tendiendo hacia frentes más rectos a medida que la profundidad relativa de fisura se va haciendo mayor (Fig. 3.54 y Fig. 3.55). En los resultados de Shin y Cai para cargas de

tracción, tanto en extremos libres como en extremos constreñidos, ambas curvas prácticamente coinciden excepto para el valor de $a/D=0.1$. El FIT adimensional de la línea equivalente aumenta con la profundidad relativa de fisura, coincidiendo para todos los autores hasta una profundidad relativa de 0.4 en tracción (Fig. 3.56) y hasta 0.6 en flexión (Fig. 3.57), excepto para Levan y Royer.

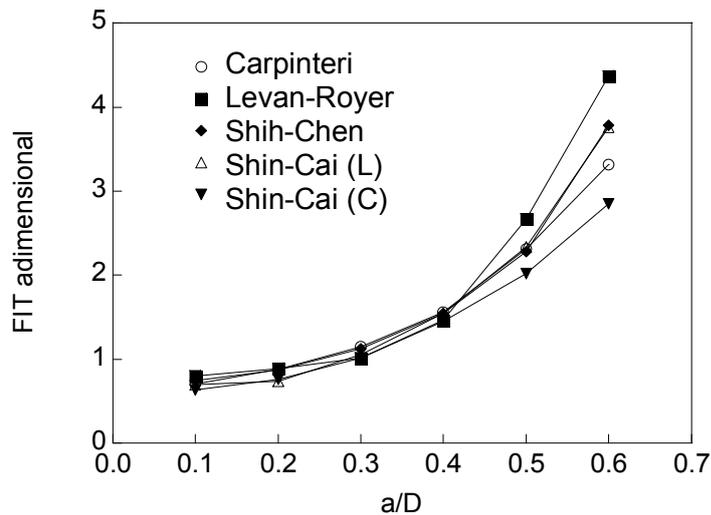


Fig. 3.56. FIT adimensional en la línea equivalente bajo tracción.

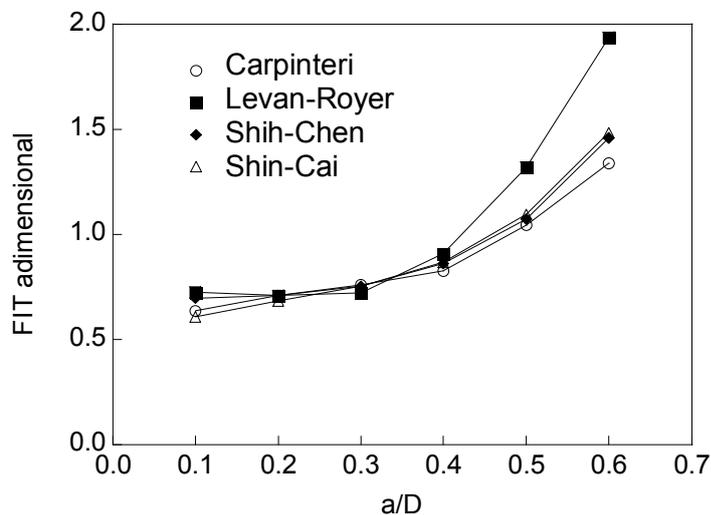


Fig. 3.57. FIT adimensional en la línea equivalente bajo flexión.

El FIT adimensional varía con la profundidad relativa de fisura de forma creciente, con la relación de aspecto de forma decreciente (fundamentalmente en el centro) y con el punto sobre el frente de fisura de forma continua entre centro y borde, creciendo o decreciendo en

función de los dos valores anteriores (a/D y a/b). Para valores de a/D comprendidos entre 0.10 y 0.40 existe buena concordancia para todos los autores, mientras que entre 0.40 y 0.60 Levan y Royer alcanzan valores del FIT adimensional más elevados, ya que su expresión deja de ser válida a partir de 0.45. Por el contrario, Shin y Cai obtienen los valores más bajos para probetas con extremos constreñidos, debido a que dicho constreñimiento impide parte de la flexión limitando la apertura de la fisura.

Una vez analizados todos los autores, se realizó una comparación de los resultados obtenidos con la aplicación de la Norma BSI 7910:1999 frente a los alcanzados por éstos, en las dos geometrías de estudio, con cargas de tracción y flexión, y en los puntos del centro (A) y del borde (B) de la fisura.

Para poder realizar esta comparación fue necesario transformar previamente el frente de fisura circular en elíptico, empleándose el método que se desarrolló en el punto 2.1 de este capítulo. Utilizando un ajuste por mínimos cuadrados a través de varios puntos del frente se calculó el parámetro geométrico característico de la elipse, a/b , a partir del círculo (de relación de aspecto a/R_c) para una relación de $a/c=0.75$ (Fig. 3.58).

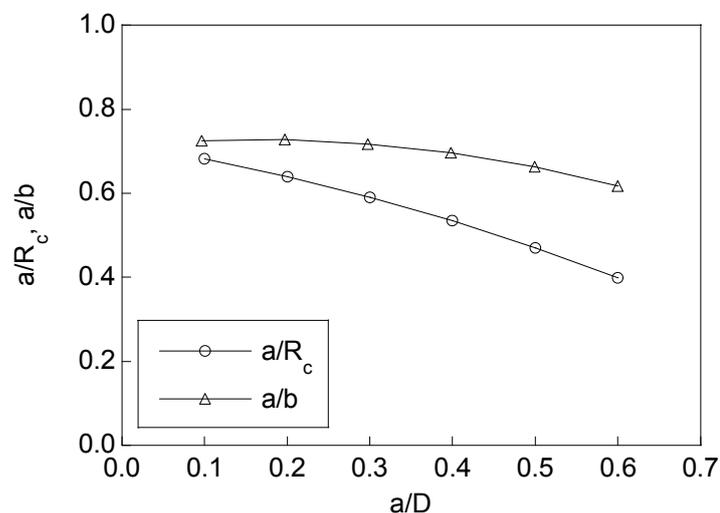


Fig. 3.58. Geometría del frente de fisura comparando los casos circular y elíptico ($a/c=0.75$).

Los resultados obtenidos se representan frente a los del resto de los autores en las Fig. 3.59 a Fig. 3.66. En ellos puede observarse que con la Norma se obtiene una subestimación del FIT adimensional en la mayoría de los casos, excepto en tracción y flexión con frente recto en el punto del borde, en donde los valores se sitúan bastante por encima de la media.

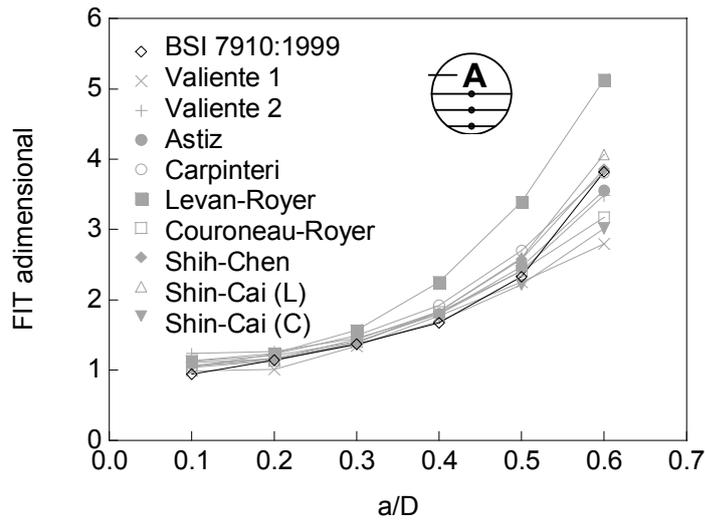


Fig. 3.59. FIT adimensional BSI 7910 vs. autores (tracción, frente recto, punto A).

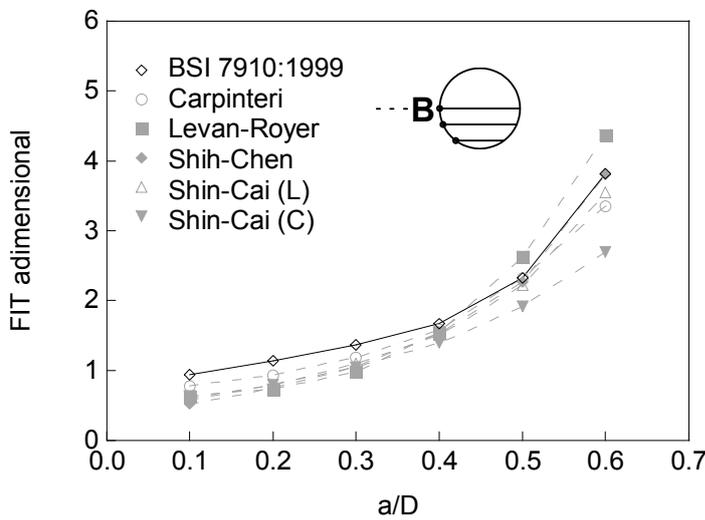


Fig. 3.60. FIT adimensional BSI 7910 vs. autores (tracción, frente recto, punto B).

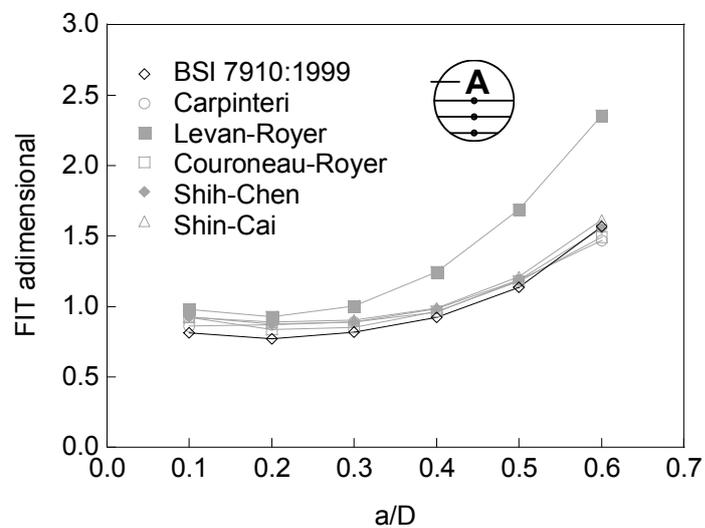


Fig. 3.61. FIT adimensional BSI 7910 vs. autores (flexión, frente recto, punto A).

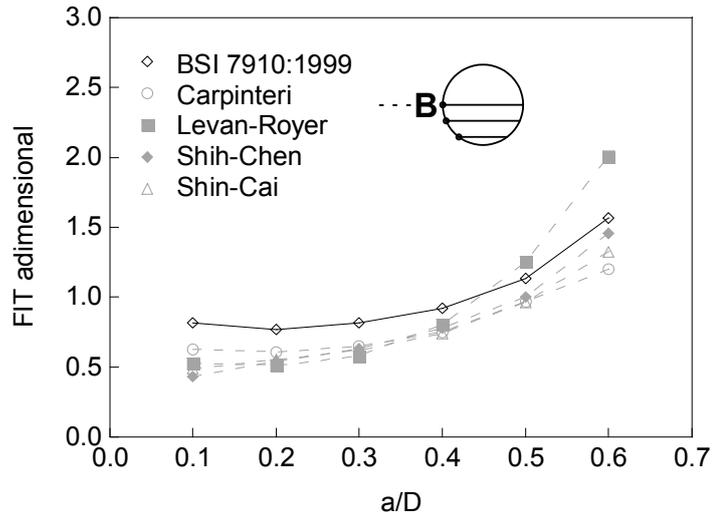


Fig. 3.62. FIT adimensional BSI 7910 vs. autores (flexión, frente recto, punto B).

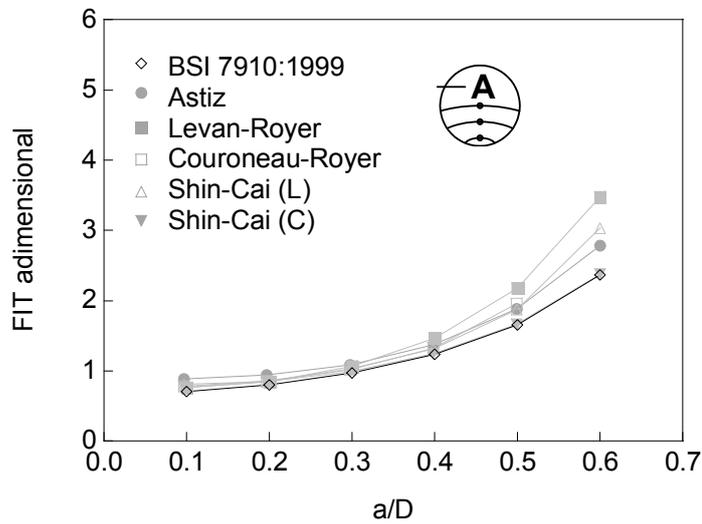


Fig. 3.63. FIT adimensional BSI 7910 vs. autores (tracción, frente circular, punto A).

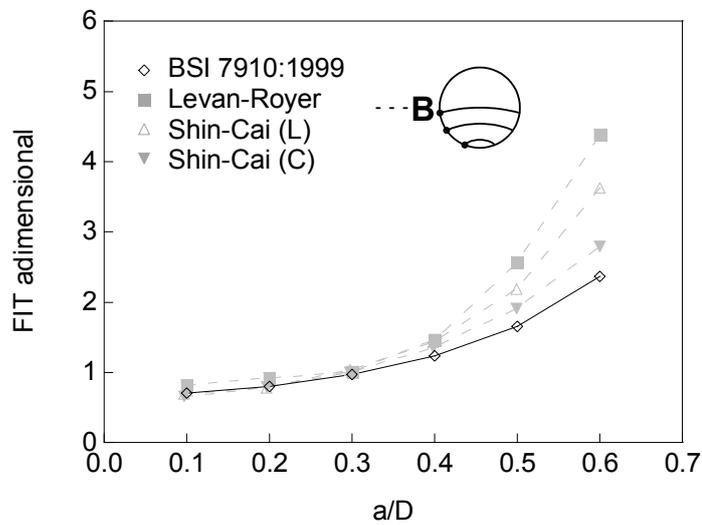


Fig. 3.64. FIT adimensional BSI 7910 vs. autores (tracción, frente circular, punto B).

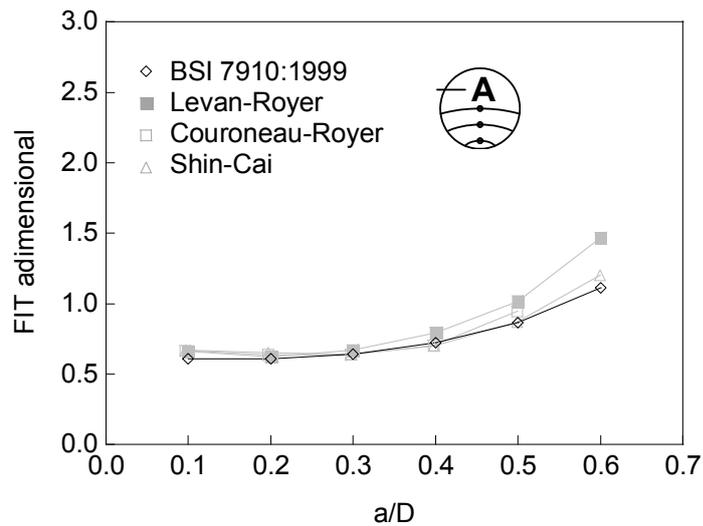


Fig. 3.65. FIT adimensional BSI 7910 vs. autores (flexión, frente circular, punto A).

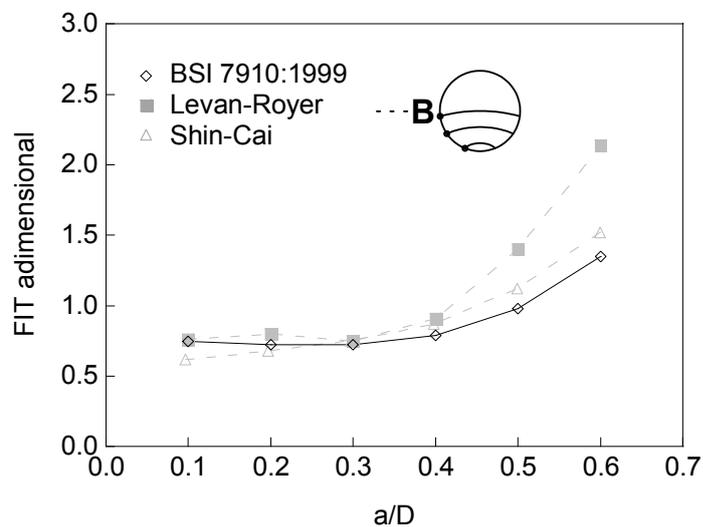


Fig. 3.66. FIT adimensional BSI 7910 vs. autores (flexión, frente circular, punto B).

La discrepancia en los resultados que se obtienen con la Norma tiene su origen en el análisis realizado por James y Mills. El principal problema del estudio que desarrollaron es la mezcla de resultados que se produce al agrupar los cálculos de valores para el centro (A) y para el borde del cilindro (B), incrementándose la dispersión de los mismos debido al hecho de que el FIT es máximo en el centro de la fisura o en el borde dependiendo de la relación de aspecto (a/b), para cada profundidad relativa de fisura.

Además, la Norma considera que la evolución de una fisura subcrítica cambia desde un frente circular, para profundidades relativas de fisura pequeñas, a tener un frente recto para profundidades de fisura cercanas al centro del alambre.

3.1.2. Barras entalladas

En entallas circulares en alambres caracterizadas a partir de los parámetros $\rho_d=r/D$ y $\delta=c/D$ se observa que para $\delta=0.1$ constante el factor concentrador de tensiones K_t aumenta con la disminución del valor de ρ_d (Fig. 3.67).

Se ha representado el FIT adimensional para K_t desde 1.0 (barras lisas, sin entalla) hasta 2.3 (entallas de radio pequeño). La expresión de Guo, Shen y Li tiene el inconveniente de que se calculó para unas pocas profundidades relativas de fisura y un pequeño intervalo de relaciones de aspecto, lo que limita su utilización y la comparación con otros resultados (Fig. 3.68 a Fig. 3.71).

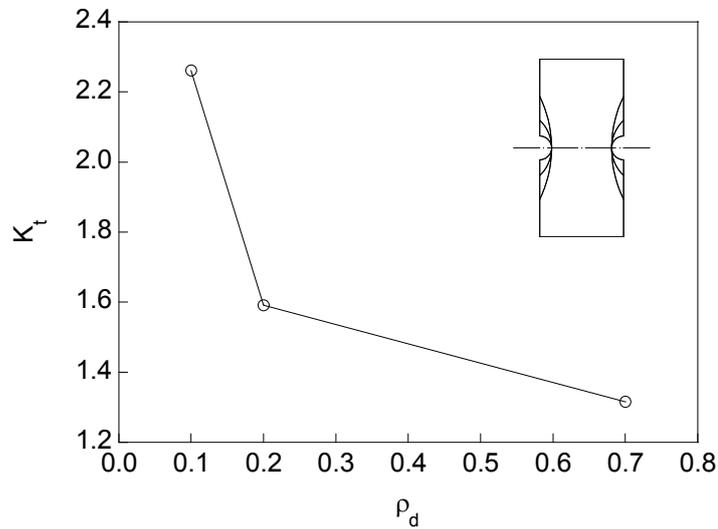


Fig. 3.67. K_t bajo tracción para entalla anular en U, $\delta=0.1$ (Carpinteri, Brighenti y Vantadori).

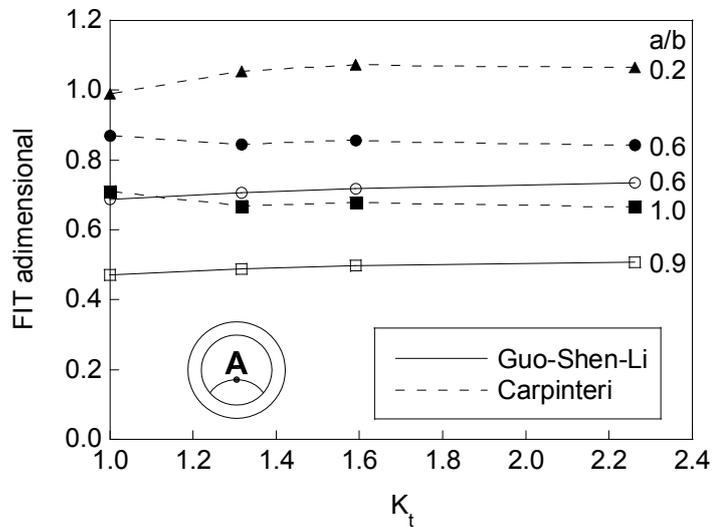


Fig. 3.68. FIT adimensional bajo tracción $a/d=0.1$ (punto A).

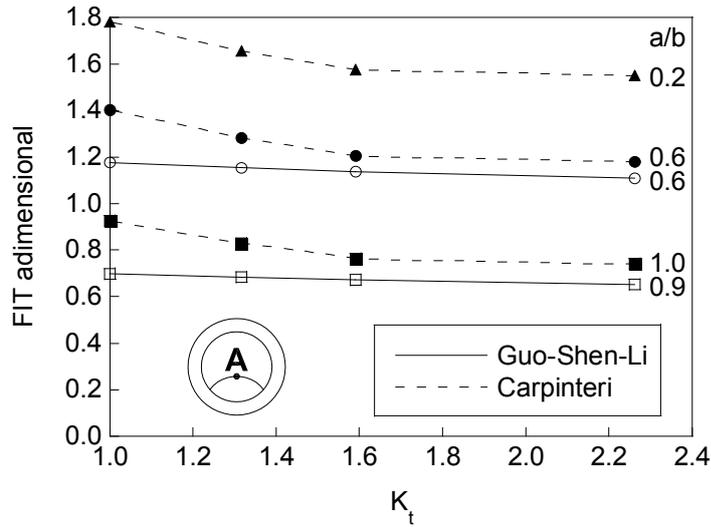


Fig. 3.69. FIT adimensional bajo tracción, $a/d=0.4$ (punto A).

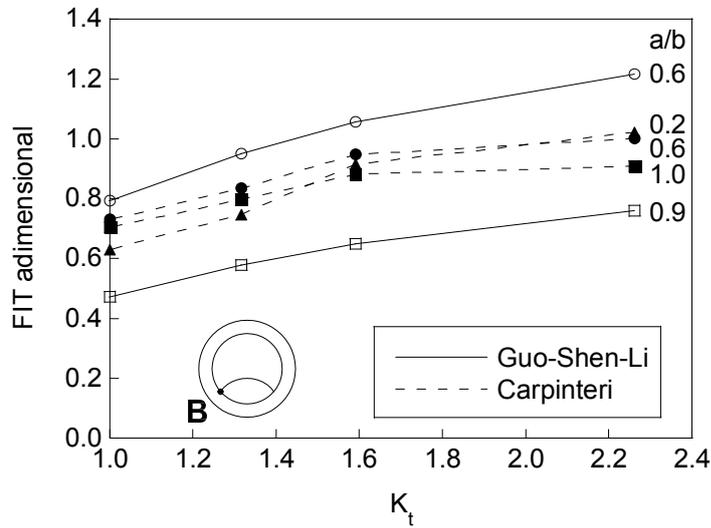


Fig. 3.70. FIT adimensional bajo tracción, $a/d=0.1$ (punto B).

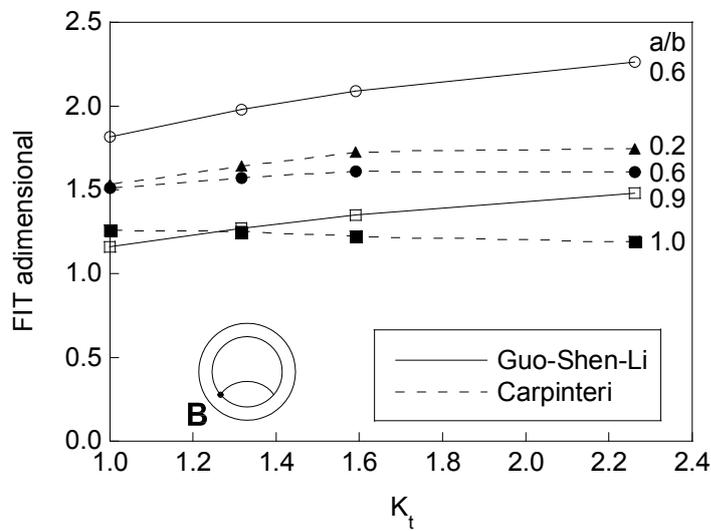


Fig. 3.71. FIT adimensional bajo tracción, $a/d=0.4$ (punto B).

3.2. Modelización del crecimiento de fisura bajo cargas cíclicas

3.2.1. Estudio de convergencia

El programa realizado permite seleccionar el número de segmentos, z , en que se divide el arco de elipse que representa el frente, en función del cual se discretiza éste en los cálculos. También puede indicarse el valor del incremento máximo de fisura en cada iteración, $\Delta a(\max)$.

Las Fig. 3.72 y Fig. 3.73 muestran los estudios de convergencia de las dos variables geométricas del programa de modelización de la propagación de fisuras por fatiga (z , $\Delta a(\max)$) en la obtención de la evolución geométrica del frente de fisura, para el caso de una fisura inicial de geometría $a/D=0.1$, $a/b=0.5$, con $m=3$ y extremos libres. Las Fig. 3.74 y Fig. 3.75 presentan los mismos cálculos para la evolución de la flexibilidad adimensional en las mismas condiciones. De acuerdo con los resultados obtenidos, los valores que se utilizaron para la realización de los cálculos, división de la elipse en 14 partes e incremento máximo de fisura igual a $D/1000$, son adecuados.

La discrepancia que existe entre utilizar el valor exacto de la diferencial del área y usar el valor aproximado se muestra en la Fig. 3.76, donde se aprecian diferencias de hasta un 15%. El uso del valor exacto implica el error que aparece en la aproximación de la curva de crecimiento a/b frente a/D con una ecuación polinómica de grado alto.

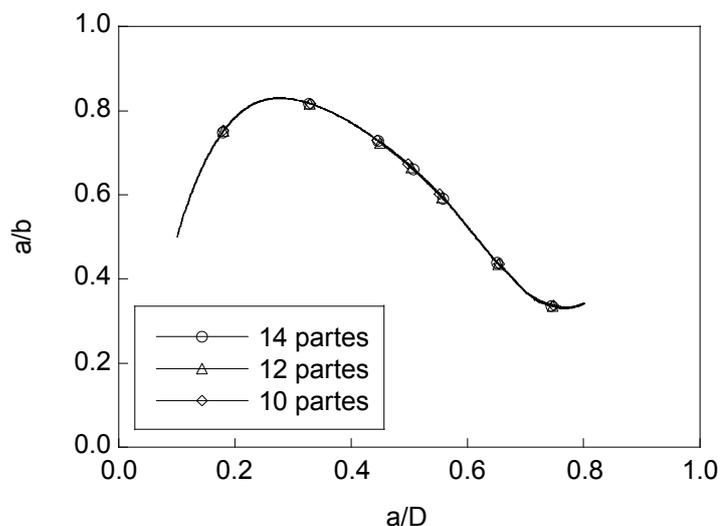


Fig. 3.72. Estudio de convergencia de z para la relación de aspecto.
(tracción con extremos libres, $a/D=0.1$, $a/b=0.5$, $m=3$)

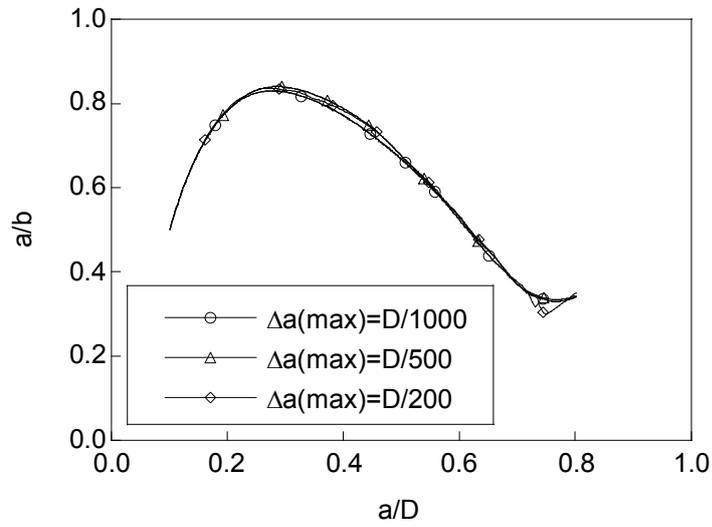


Fig. 3.73. Estudio de convergencia de $\Delta a(\max)$ para la relación de aspecto. (tracción con extremos libres, $a/D=0.1$, $a/b=0.5$, $m=3$)

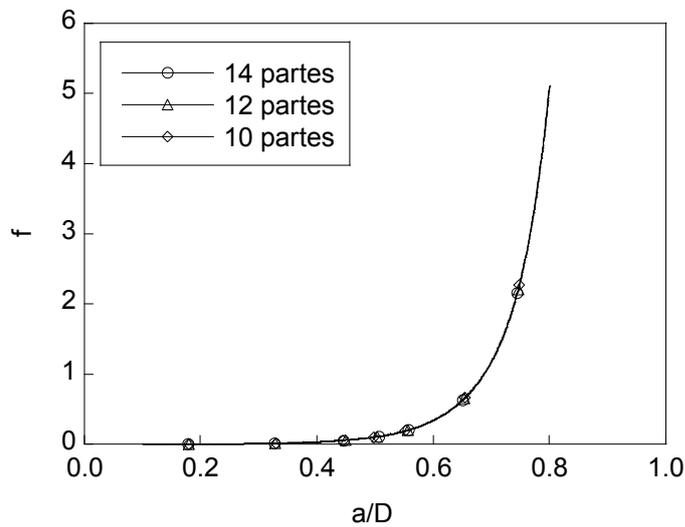


Fig. 3.74. Estudio de convergencia de z para la flexibilidad. (tracción con extremos libres, $a/D=0.1$, $a/b=0.5$, $m=3$)

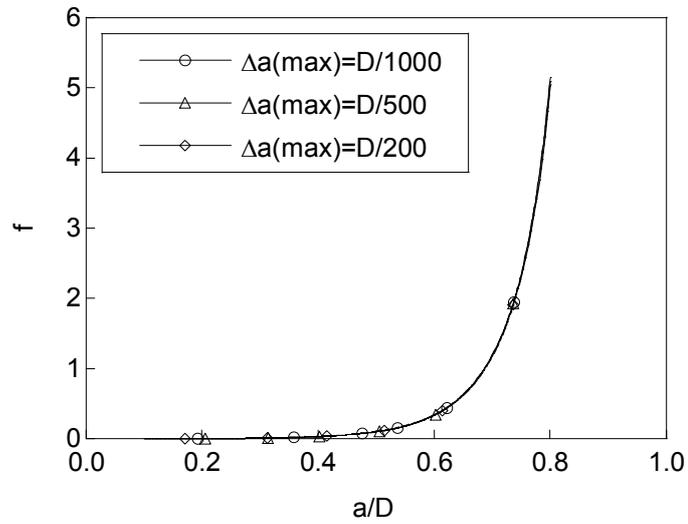


Fig. 3.75. Estudio de convergencia de $\Delta a(\max)$ para la flexibilidad.
(tracción con extremos libres, $a/D=0.1$, $a/b=0.5$, $m=3$)

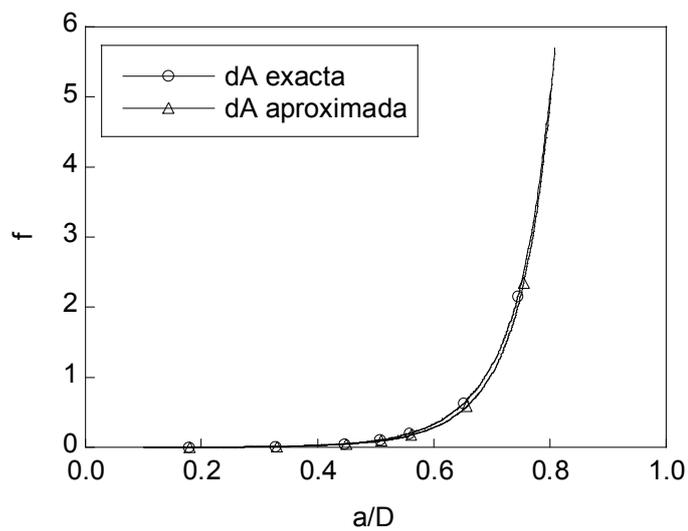


Fig. 3.76. Estudio de la influencia de la diferencial de área sobre la flexibilidad.
(tracción con extremos libres, $a/D=0.1$, $a/b=0.5$, $m=3$)

3.2.2. Evolución del frente de fisura

La evolución geométrica del frente de fisura, caracterizado como parte de una elipse, se ha determinado para cada profundidad relativa de fisura, a/D , a través de la relación de aspecto, a/b . Las Fig. 3.77 a Fig. 3.85 muestran las curvas a/b frente a/D de la propagación de fisuras por fatiga en probetas sometidas a tracción (extremos libres o constreñidos) o a flexión, para materiales diferentes (coeficientes de Paris $m=\{2, 3, 4\}$), y distintas geometrías iniciales (profundidades relativas de fisura $a/D=\{0.1, 0.2, 0.3, 0.4, 0.5\}$ y relaciones de aspecto $a/b=\{0.08, 0.20, 0.40, 0.60, 0.80, 1.00\}$).

El avance del frente de fisura partiendo de diferentes geometrías iniciales tiende a converger hacia una única curva, que parece ser la de condiciones iniciales $a/D=0.1$ y $a/b=1.00$. Esta curva para el caso de flexión presenta un aspecto cóncavo, al contrario que la de tracción que es convexa, siendo descendente en todos sus puntos salvo en el tramo final ascendente (próximo a 0.80). Los resultados para tracción con extremos libres y constreñidos son similares, estando más cercanas entre sí las curvas para extremos libres, excepto en la zona final de la propagación donde para extremos libres la representación a/b frente a/D se curva ligeramente aumentando su valor, mientras que para extremos constreñidos disminuye con una ligera pendiente. La convergencia de los resultados de a/b - a/D con el crecimiento es mayor para el caso de cargas de flexión que para el de tracción.

Las Fig. 3.86 a Fig. 3.91 presentan los crecimientos de fisuras por fatiga a partir de distintos frentes de fisura inicial sobre la superficie del alambre, para incrementos de profundidad relativa de fisura de 0.1. Se observa que los frentes para $m=2$ y $m=3$ están más alejados entre sí que para $m=3$ y $m=4$, estando situado el frente de $m=3$ entre los de $m=2$ y $m=4$.

Para el crecimiento desde fisuras iniciales casi circulares, la máxima discrepancia en los frentes se da en aquellos que pasan próximos al centro de la probeta, siendo además a/b mayor para m mayores. En el crecimiento desde fisuras iniciales prácticamente rectas, la máxima discrepancia en los frentes se produce antes y después de que éste pase próximo al centro, donde casi coinciden los resultados. Antes de llegar a él a/b es mayor para m mayores y después de sobrepasarlo lo es para m menores. Se puede comprobar cómo a medida que la fisura inicial tiene mayor profundidad la discrepancia en el crecimiento para los distintos materiales es mucho mayor si su geometría está próxima a la circular, mientras que apenas existe variación si el frente inicial es recto.

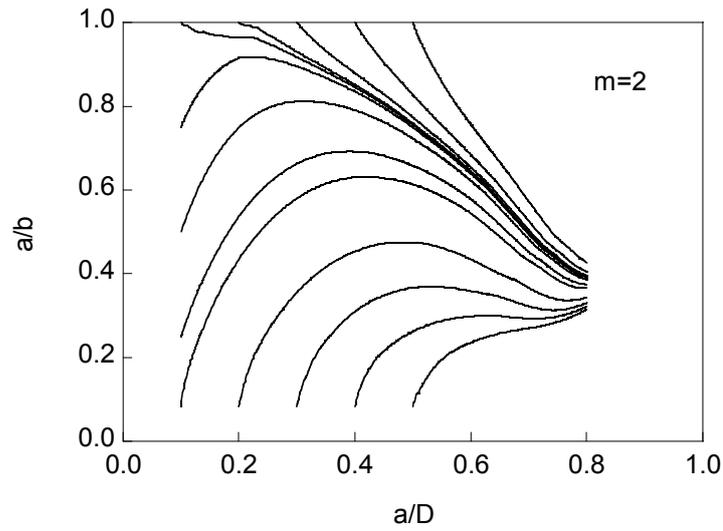


Fig. 3.77. Relación de aspecto (tracción con extremos libres y $m=2$).

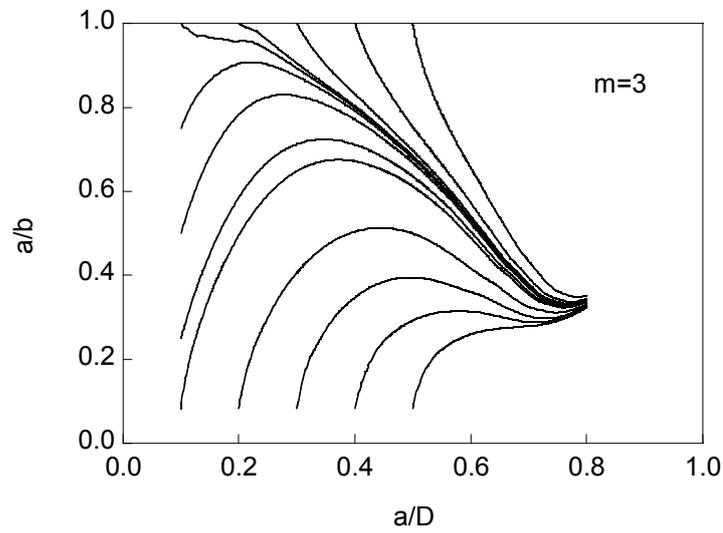


Fig. 3.78. Relación de aspecto (tracción con extremos libres y $m=3$).

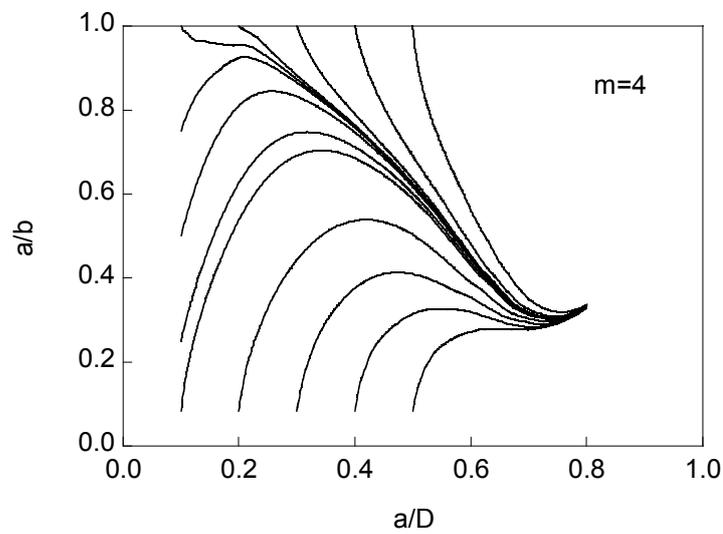


Fig. 3.79. Relación de aspecto (tracción con extremos libres y $m=4$).

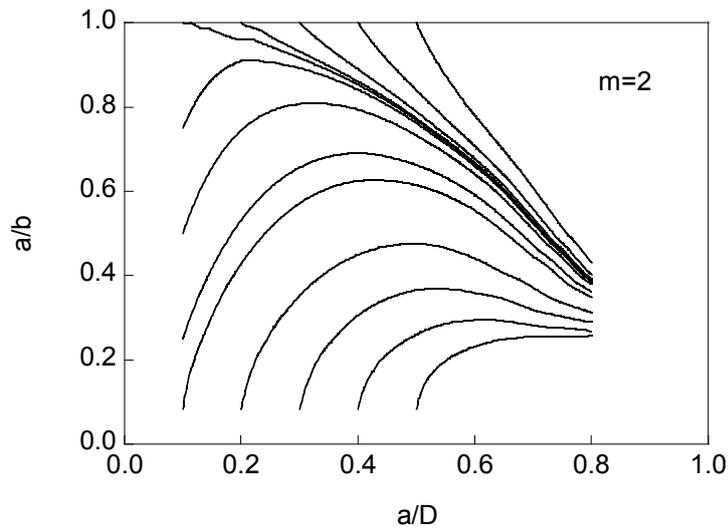


Fig. 3.80. Relación de aspecto (tracción con extremos constreñidos y $m=2$).

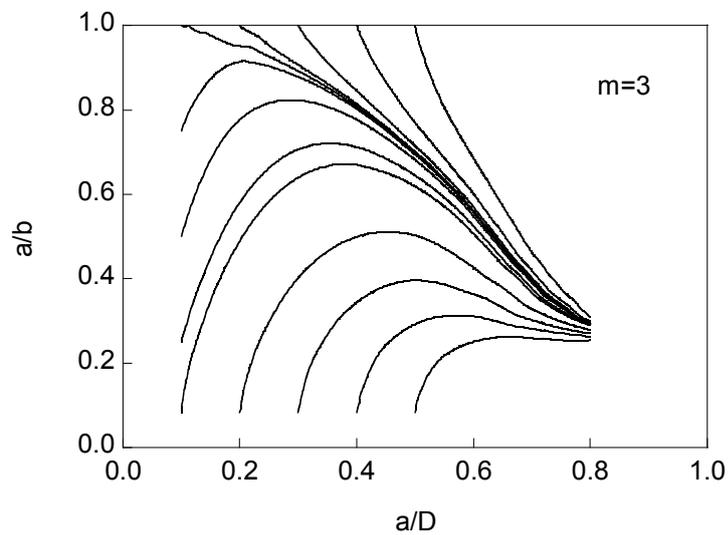


Fig. 3.81. Relación de aspecto (tracción con extremos constreñidos y $m=3$).

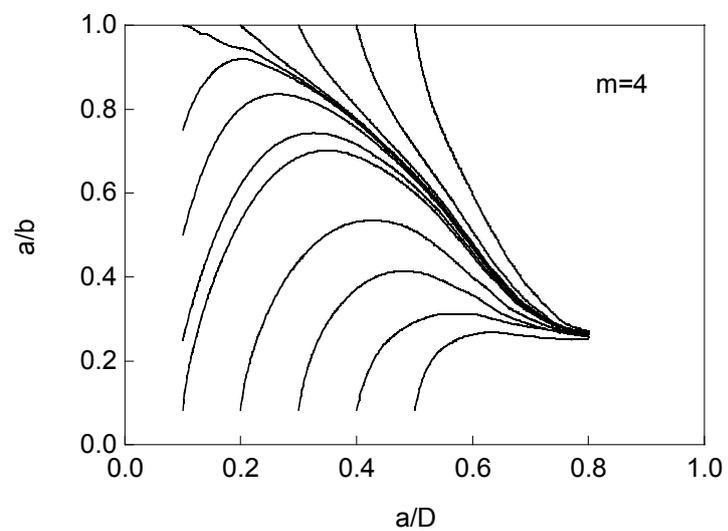
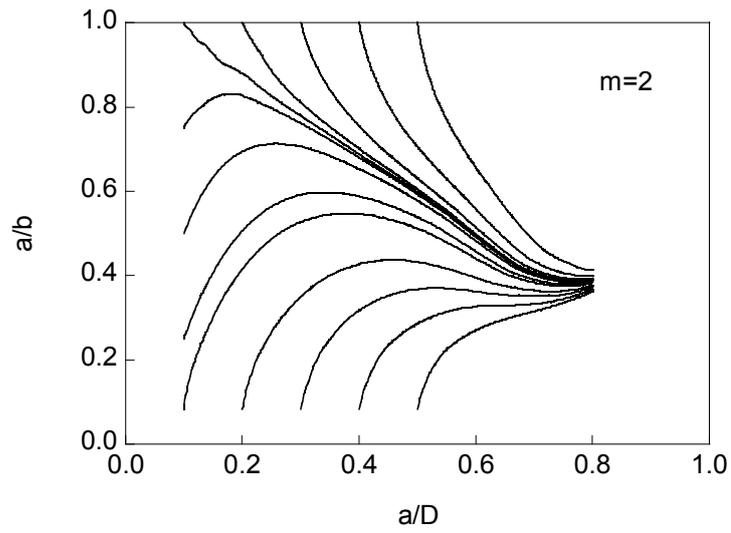
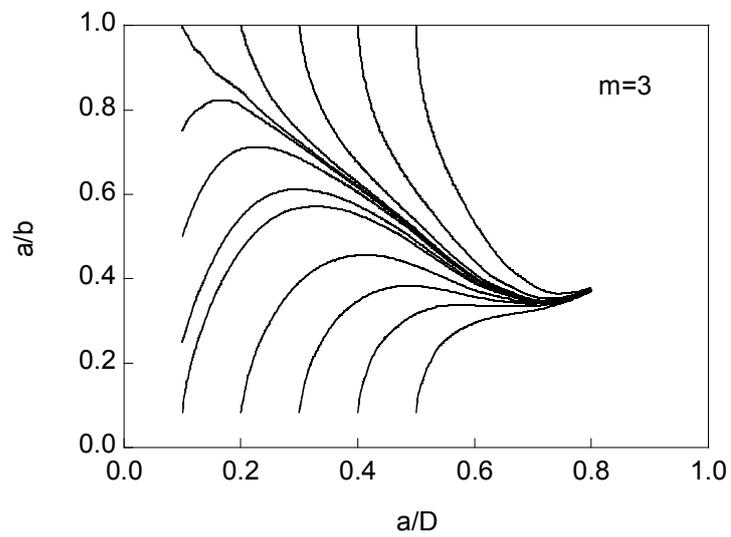
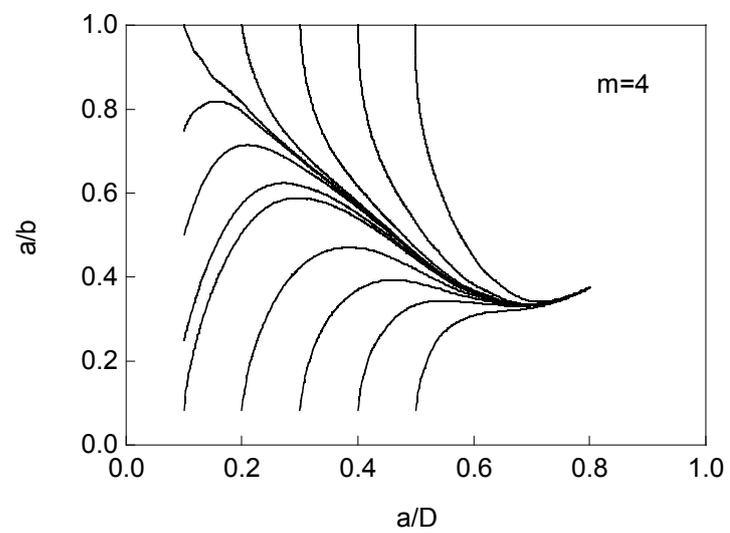


Fig. 3.82. Relación de aspecto (tracción con extremos constreñidos y $m=4$).

Fig. 3.83. Relación de aspecto (flexión y $m=2$).Fig. 3.84. Relación de aspecto (flexión y $m=3$).Fig. 3.85. Relación de aspecto (flexión y $m=4$).

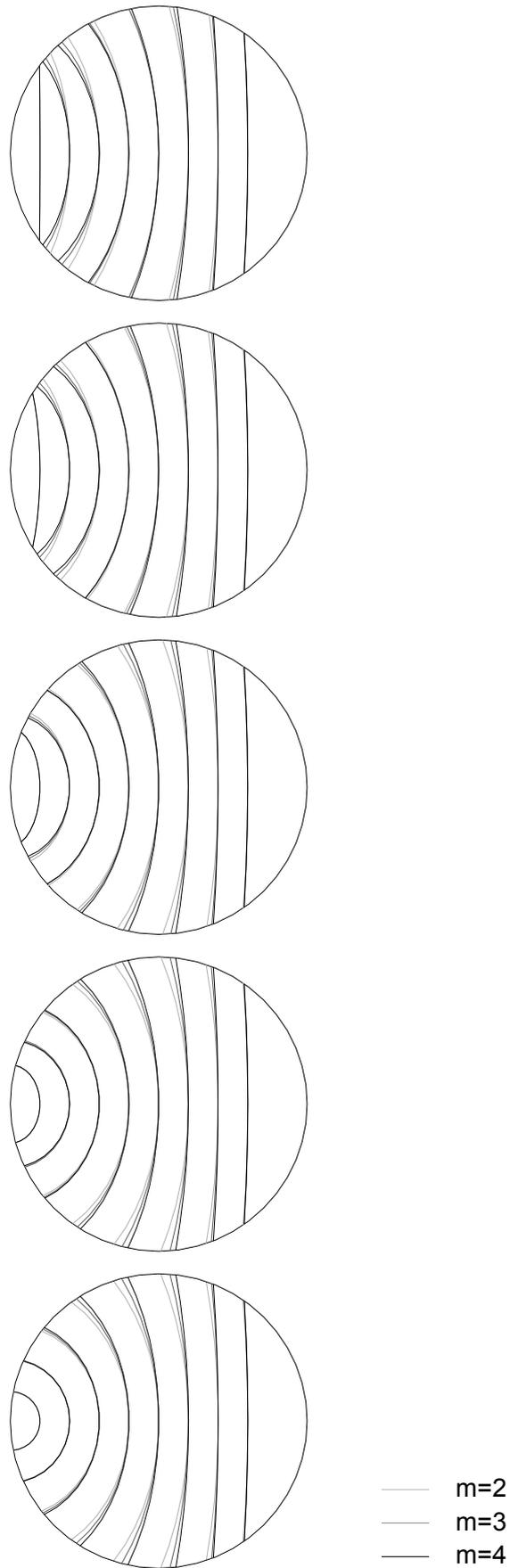


Fig. 3.86. Frentes de fisura, $(a/D)_{\text{inicial}}=0.1$, distintas $(a/b)_{\text{inicial}}$.
(tracción con extremos libres)

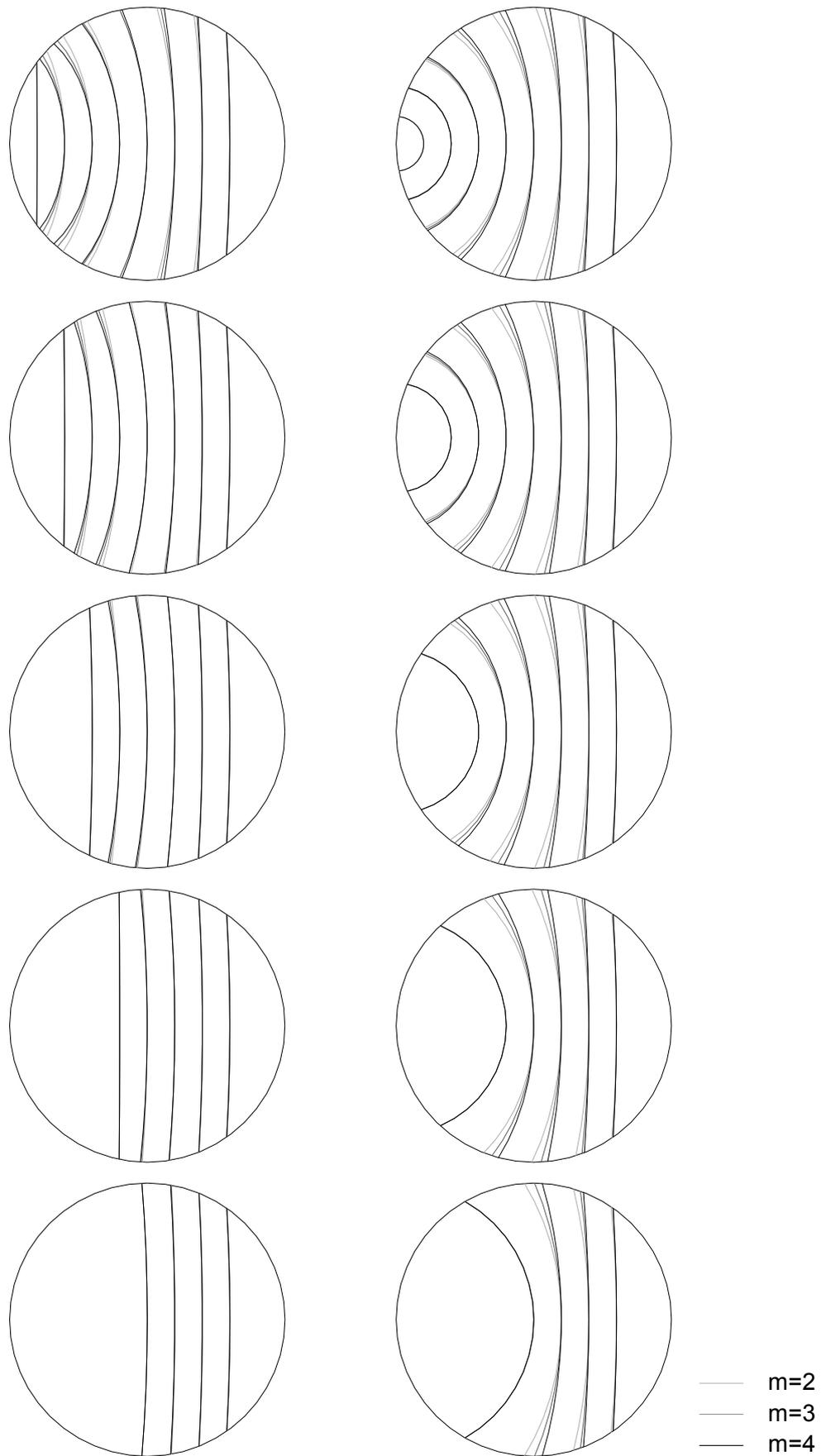


Fig. 3.87. Frentes de fisura, distintas $(a/D)_{\text{inicial}}$, $(a/b)_{\text{inicial}}=0.08$ y 1.00 .
(tracción con extremos libres)

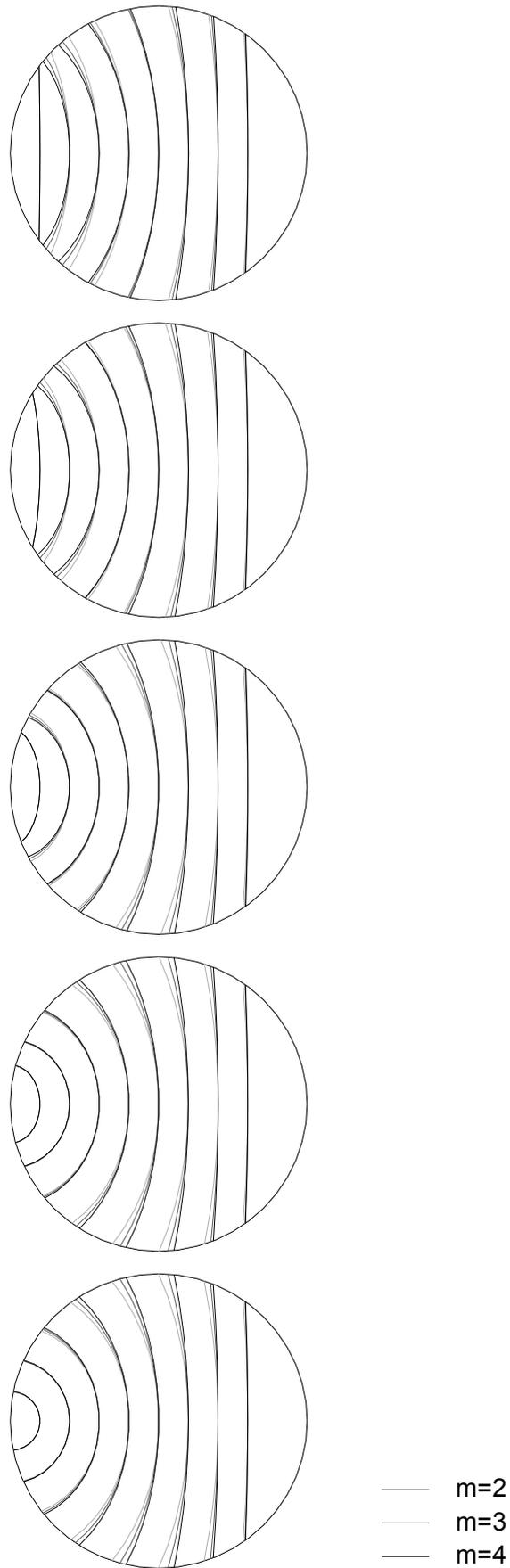


Fig. 3.88. Frentes de fisura, $(a/D)_{\text{inicial}}=0.1$, distintas $(a/b)_{\text{inicial}}$.
(tracción con extremos constreñidos)

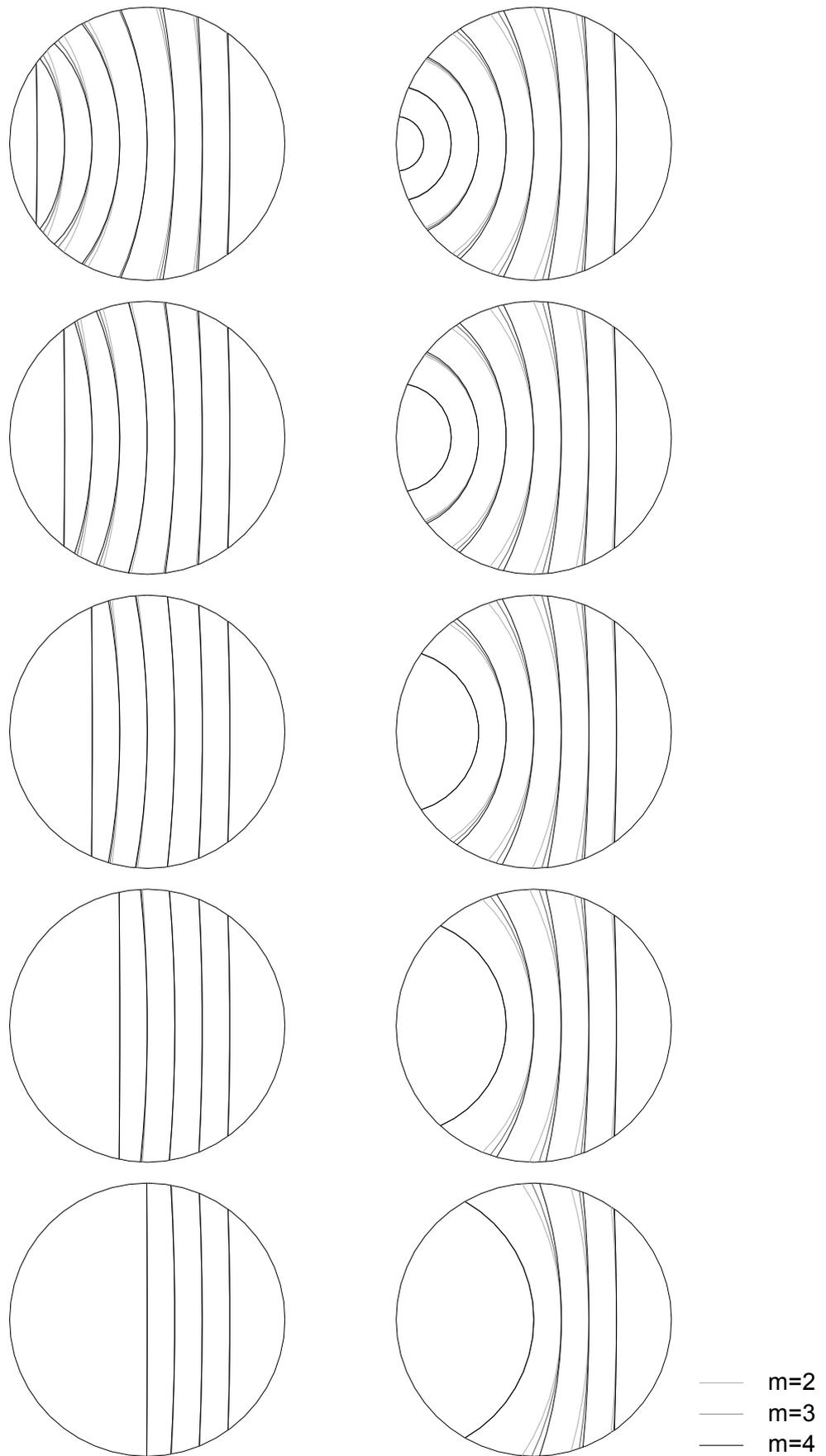


Fig. 3.89. Frentes de fisura, distintas $(a/D)_{\text{inicial}}$, $(a/b)_{\text{inicial}}=0.08$ y 1.00 .
(tracción con extremos constreñidos)

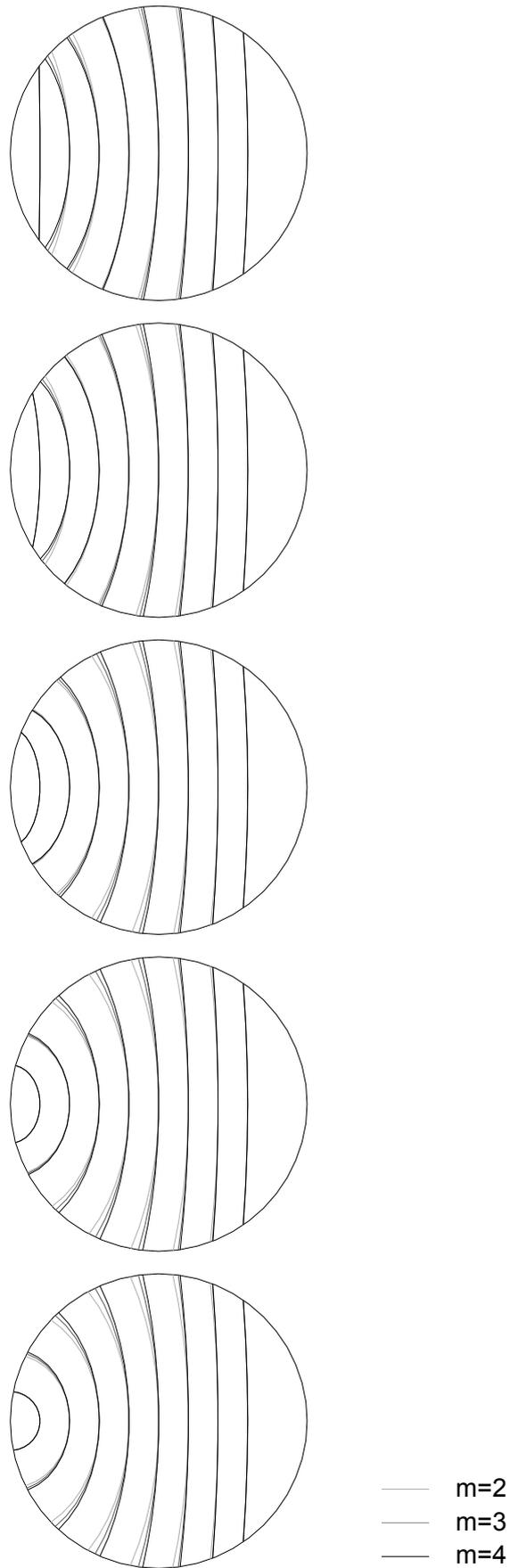


Fig. 3.90. Frentes de fisura, $(a/D)_{\text{inicial}}=0.1$, distintas $(a/b)_{\text{inicial}}$.
(flexión)

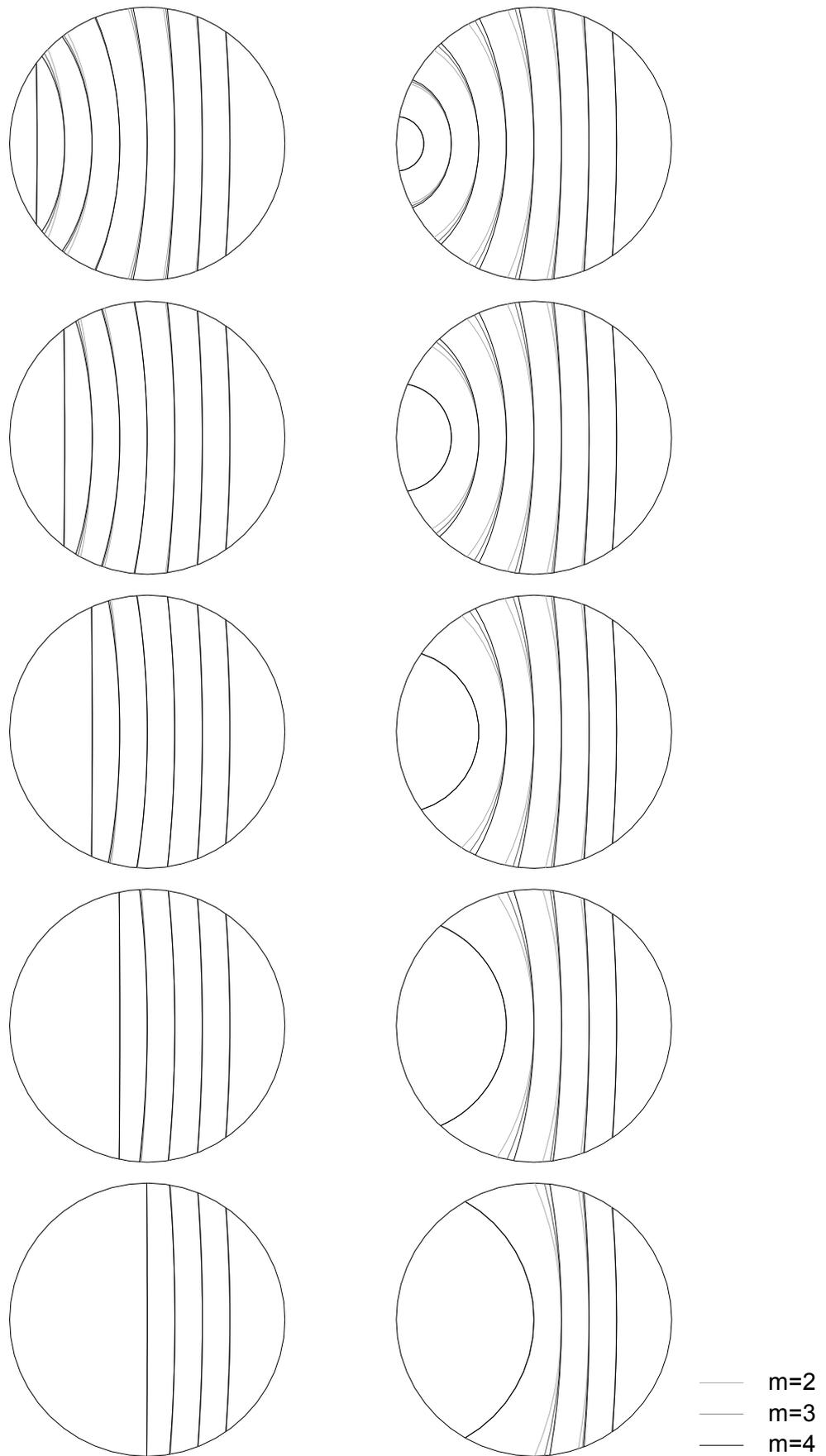


Fig. 3.91. Frentes de fisura, distintas $(a/D)_{\text{inicial}}$, $(a/b)_{\text{inicial}}=0.08$ y 1.00 .
(flexión)

La evolución de la geometría del frente de fisura puede ajustarse a una ecuación polinómica de orden elevado con gran precisión,

$$\begin{aligned} \frac{a}{b} = f\left(\frac{a}{D}\right) = & M0 + M1\left(\frac{a}{D}\right) + M2\left(\frac{a}{D}\right)^2 + M3\left(\frac{a}{D}\right)^3 + M4\left(\frac{a}{D}\right)^4 + M5\left(\frac{a}{D}\right)^5 + \\ & + M6\left(\frac{a}{D}\right)^6 + M7\left(\frac{a}{D}\right)^7 + M8\left(\frac{a}{D}\right)^8 + M9\left(\frac{a}{D}\right)^9 \end{aligned} \quad (3.126)$$

Los ajustes realizados se han utilizado para calcular el área y la flexibilidad adimensional con la diferencial de área exacta, para lo cual se necesita conocer la derivada de la función $b=f(a)$ en cada frente con la evolución de la fisura. Despejando el valor de la variable b ,

$$b = \frac{a}{f(a/D)} \quad (3.127)$$

y derivando dicha expresión,

$$b'(a) = \frac{f(a/D) - af'(a/D)}{(f(a/D))^2} \quad (3.128)$$

se obtiene un cociente donde numerador y denominador son polinomios de orden elevado.

De la Tabla 3.7 a la Tabla 3.9 se muestran los coeficiente de los ajustes polinómicos de la representación de a/b frente a/D conseguidos con diferentes profundidades relativas de fisura iniciales, $a/D = \{0.1, 0.3, 0.5\}$, para una relación de aspecto inicial prácticamente recta ($a/b=0.08$) y para una circular ($a/b=1.00$). El ajuste se ha realizado mediante un polinomio de orden nueve o inferior, en función de que el coeficiente de regresión, R , fuese lo más alto posible.

El área fisurada adimensional se ha evaluado durante la propagación de las fisuras por fatiga (Fig. 3.92 a Fig. 3.100), mostrando que las fisuras iniciales de distintas geometrías (frentes circular y recto) presentan áreas iniciales muy pequeñas pero bastante diferentes, que aumentan notablemente conforme crecen por fatiga, al tiempo que se produce una gran convergencia en sus resultados geométricos.

Tabla 3.7. Coeficientes de ajuste de las curvas a/b - a/D (tracción con extremos libres).

$m=2$						
Condiciones iniciales	$a/D=0.1$		$a/D=0.3$		$a/D=0.5$	
	$a/b=1.00$	$a/b=0.08$	$a/b=1.00$	$a/b=0.08$	$a/b=1.00$	$a/b=0.08$
M0	2.2637	-1.7072	-57.360	-145.14	342.64	-108.65
M1	-35.049	40.876	995.20	2247.2	-2751.7	736.82
M2	398.79	-387.14	-7242.5	-15082	7416.8	-1703.5
M3	-2493.2	2238.4	29472	57250	-2795.9	920.35
M4	9491.3	-8120	-73503	-134000	-22264	2057.5
M5	-23079	18800	115000	199000	33949	-2379.9
M6	36054	-27800	-111000	-182000	15050	-1550.6
M7	-35017	25352	59819	93829	-77662	3394.9
M8	19228	-12987	-13900	-20918	69916	-1369.9
M9	-4554.1	2860.6	-	-	-21233	-
<i>R</i>	0.99996	0.99995	0.99999	0.99990	0.99999	0.99991

$m=3$						
Condiciones iniciales	$a/D=0.1$		$a/D=0.3$		$a/D=0.5$	
	$a/b=1.00$	$a/b=0.08$	$a/b=1.00$	$a/b=0.08$	$a/b=1.00$	$a/b=0.08$
M0	2.3941	-2.2746	23.500	-146.67	538.97	-774.70
M1	-38.033	55.684	-305.56	2247.9	-4792.2	6167.1
M2	421.20	-551.34	1780.4	-14963	17747	-18100
M3	-2545.0	3301.9	-5743.1	56449	-34958	21325
M4	9330.6	-12372	11008	-132000	38620	-7358.5
M5	-21905	29563	-12506	195000	-22698	29233
M6	33281	-45005	7775.4	-178000	5548.9	-123000
M7	-31772	42183	-2035.6	91785	-	186000
M8	17353	-22157	-	-20501	-	-126000
M9	-4133.5	4988.6	-	-	-	32596
<i>R</i>	0.99998	0.99996	0.99999	0.99973	0.99999	0.99987

$m=4$						
Condiciones iniciales	$a/D=0.1$		$a/D=0.3$		$a/D=0.5$	
	$a/b=1.00$	$a/b=0.08$	$a/b=1.00$	$a/b=0.08$	$a/b=1.00$	$a/b=0.08$
M0	2.2813	-2.7772	36.031	-83.828	1595.7	-1378.5
M1	-33.047	70.045	-444.98	1111.8	-12090	11187
M2	334.25	-729.68	2206.5	-6051.8	30174	-32204
M3	-1769.7	4579.3	-4546.3	16573	-10159	26384
M4	5367.4	-17962	-1900.2	-19500	-68294	50358
M5	-9697.0	44904	30993	-11800	49736	-110000
M6	10300	-71500	-71800	70300	193000	11706
M7	-5870.0	70090	82200	-95972	-401000	139000
M8	1400.0	-38500	-48600	60762	298000	-138000
M9	-	9059.9	11837	-15332	-81160	42124
<i>R</i>	0.99998	0.99997	0.99999	0.99969	0.99995	0.99990

Tabla 3.8. Coeficientes de ajuste de las curvas $a/b-a/D$ (tracción con extremos constreñidos).

$m=2$						
Condiciones iniciales	$a/D=0.1$		$a/D=0.3$		$a/D=0.5$	
	$a/b=1.00$	$a/b=0.08$	$a/b=1.00$	$a/b=0.08$	$a/b=1.00$	$a/b=0.08$
M0	1.2497	-1.7631	31.874	-104.44	731.23	-163.43
M1	-6.3615	42.485	-571.92	1580.8	-6972.0	-1414.7
M2	-469.61	-406.20	4751.4	-10390	25918	20614
M3	1920.8	2358.7	-23045	38702	-41616	-79038
M4	-5054.8	-8587.1	71515	-89187	2491.8	110100
M5	8504.1	20006	-146770	130130	96759	64180
M6	-8794.4	-29812	98690	-117390	-153810	-421980
M7	5069.4	27473	-170760	59870	103230	582860
M8	-1242.0	-14261.9	84423	-13220	-26750	-365090
M9	-469.61	3191.4	-18277	-	-	89970
R	0.99996	0.99994	0.99999	0.99984	1.00000	0.99965

$m=3$						
Condiciones iniciales	$a/D=0.1$		$a/D=0.3$		$a/D=0.5$	
	$a/b=1.00$	$a/b=0.08$	$a/b=1.00$	$a/b=0.08$	$a/b=1.00$	$a/b=0.08$
M0	1.1382	-2.2785	35.281	-116.60	205.22	-1033.5
M1	-2.6466	55.619	-481.83	1741.7	-1656.6	9345.5
M2	22.250	-547.03	2835.1	-11299	5516.1	-33387
M3	-139.94	3241.2	-8816.6	41561	-9603.4	54590
M4	640.39	-11994	14535	-94630	9157.7	-20309
M5	-2126.3	28272	-8632.6	136530	-4499.2	-69174
M6	4644.3	-42398	-10528	-121920	878.58	117760
M7	-6146.9	39078	23198	61642	-	-76641
M8	4419.8	-20143	-16389	-13515	-	18857
M9	-1317.0	4438.2	4246.0	-	-	-
R	0.99997	0.99996	0.99999	0.99973	0.99999	0.99985

$m=4$						
Condiciones iniciales	$a/D=0.1$		$a/D=0.3$		$a/D=0.5$	
	$a/b=1.00$	$a/b=0.08$	$a/b=1.00$	$a/b=0.08$	$a/b=1.00$	$a/b=0.08$
M0	0.78495	-2.8755	97.984	-83.389	2520.7	-859.03
M1	9.3251	72.932	-1540.5	1114.5	-22849	5885.8
M2	-144.73	-761.16	10606	-6178.2	81548	-11108
M3	1116.2	4752.2	-41219	17766	-134440	-9112.4
M4	-5015.7	-18503	98696	-25150	66520	43550
M5	13738	45896	-148940	4172.2	92233	28985
M6	-23226	-72484	138240	42668	-119190	-251450
M7	23591	70455	-72139	-67283	-12093	385070
M8	-13159	-38364	16210	44262	76796	-257040
M9	3091.5	8945.8	-	-11299	-31092	66116
R	0.99998	0.99997	0.99999	0.99973	0.99998	0.99964

Tabla 3.9. Coeficientes de ajuste de las curvas a/b - a/D (flexión).

$m=2$						
Condiciones iniciales	$a/D=0.1$		$a/D=0.3$		$a/D=0.5$	
	$a/b=1.00$	$a/b=0.08$	$a/b=1.00$	$a/b=0.08$	$a/b=1.00$	$a/b=0.08$
M0	1.6281	-1.9531	63.955	-39.804	1068.2	-84.402
M1	-14.010	49.168	-850.70	443.86	-9466.5	-842.59
M2	128.14	-501.11	4727.4	-1723.9	33736	11423
M3	-696.07	3090.1	-13234	1119.5	-59890	-43650
M4	2322.9	-11994	16026	13023	53207	66557
M5	-5017.1	29873	8907.2	-50614	-29191	4024.7
M6	7172.8	-47613	-57101	90271	47470	-160130
M7	-6687.7	46880	79268	-89409	-84540	233830
M8	3729.9	-25929	-50601	47579	67000	-146930
M9	-943.67	6155.0	12805	-10655	-19413	35825
R	0.99997	0.99994	1.00000	0.99990	0.99997	0.99997

$m=3$						
Condiciones iniciales	$a/D=0.1$		$a/D=0.3$		$a/D=0.5$	
	$a/b=1.00$	$a/b=0.08$	$a/b=1.00$	$a/b=0.08$	$a/b=1.00$	$a/b=0.08$
M0	2.3741	-1.9526	491.12	-98.426	2716.3	-1135.8
M1	-34.807	46.103	-8413.0	1351.6	-19519	9114.4
M2	366.42	-435.43	63603	-7743.8	41094	-26273
M3	-2195.6	2564.7	-277700	23336	19075	24905
M4	7962.4	-9728.6	771080	-36399	-160140	20058
M5	-18149	23991	-1411400	15818	23162	-30783
M6	26114	-38218	1702700	40733	597890	-81438
M7	-23002	37889	-1305400	-75915	-1045200	195490
M8	11326	-21222	577200	52810	736610	-152530
M9	-2389.0	5123.1	-112180	-13906	-195820	42629
R	0.99997	0.99989	0.99997	0.99964	0.99966	0.99984

$m=4$						
Condiciones iniciales	$a/D=0.1$		$a/D=0.3$		$a/D=0.5$	
	$a/b=1.00$	$a/b=0.08$	$a/b=1.00$	$a/b=0.08$	$a/b=1.00$	$a/b=0.08$
M0	3.1748	-1.7001	247.69	-114.64	3969.4	-1115.3
M1	-59.096	36.879	-3677.9	1560.6	-28300	8235.3
M2	673.74	-304.18	23717	-8773.9	58193	-19806
M3	-4351.5	1623.1	-86422	25304	29293	7139.1
M4	17133	-5754.5	194550	-34393	-201560	27605
M5	-42705	13454	-277130	-2439.8	-11742	40127
M6	67632	-20487	244020	81509	1188800	-269170
M7	-65925	19558	-121470	-122430	-1881700	413840
M8	36065	-10624	26180	80502	1285900	-279480
M9	-8475.2	2503.8	-	-20743	-337410	72677
R	0.99998	0.99985	0.99980	0.99945	0.99757	0.99979

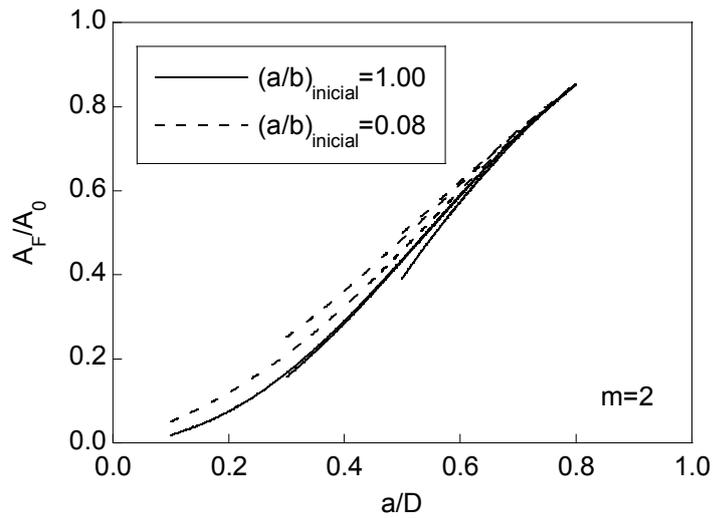


Fig. 3.92. Área fisurada adimensional (tracción con extremos libres y $m=2$).

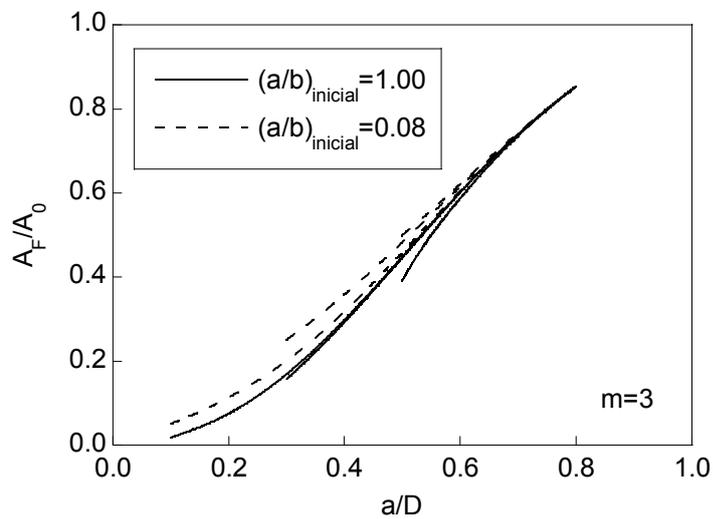


Fig. 3.93. Área fisurada adimensional (tracción con extremos libres y $m=3$).

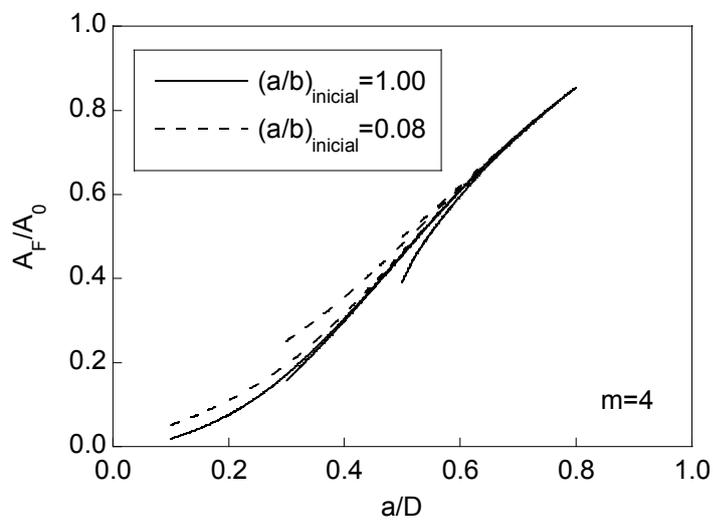
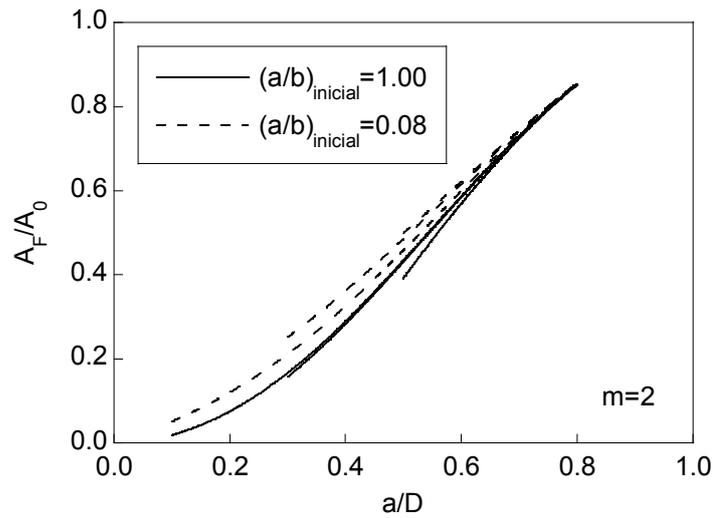
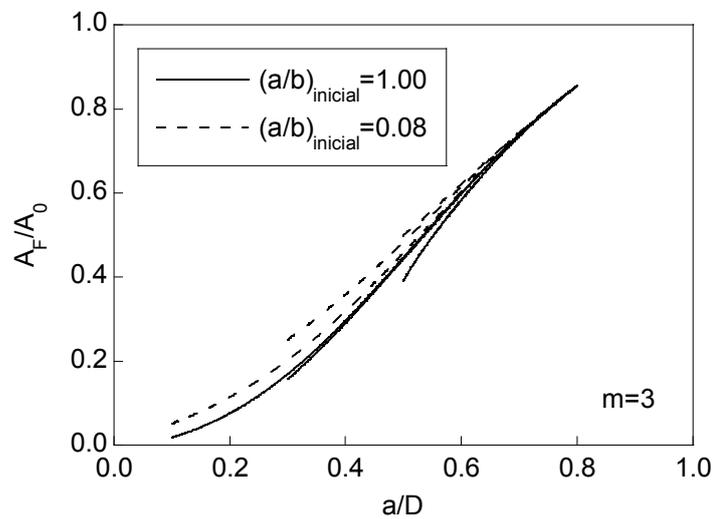
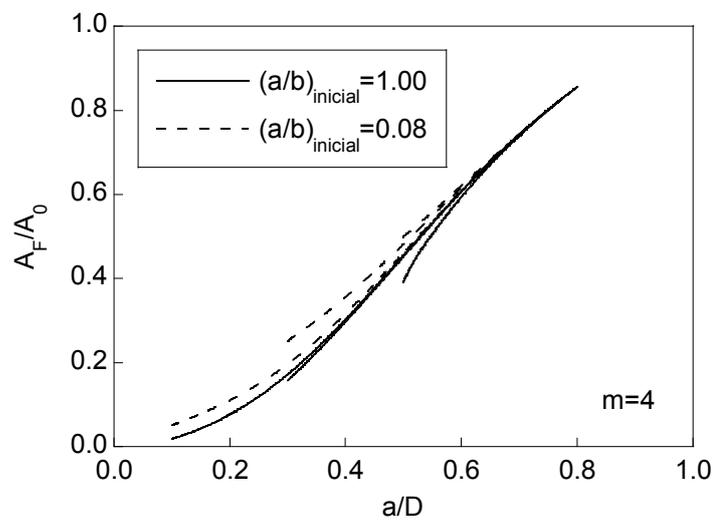
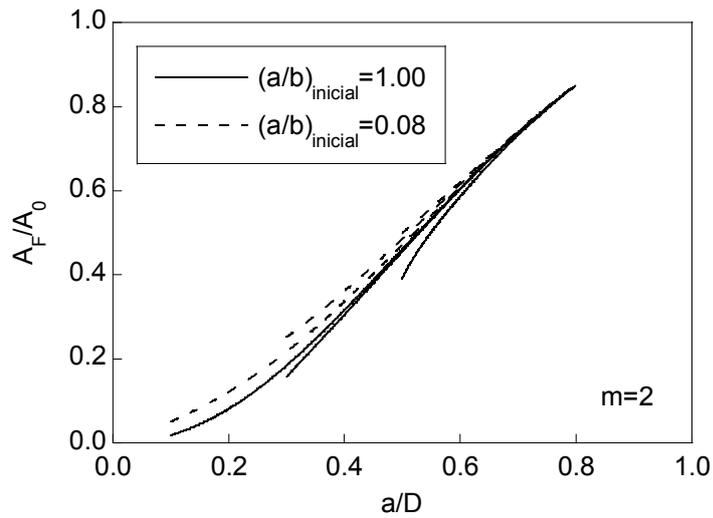
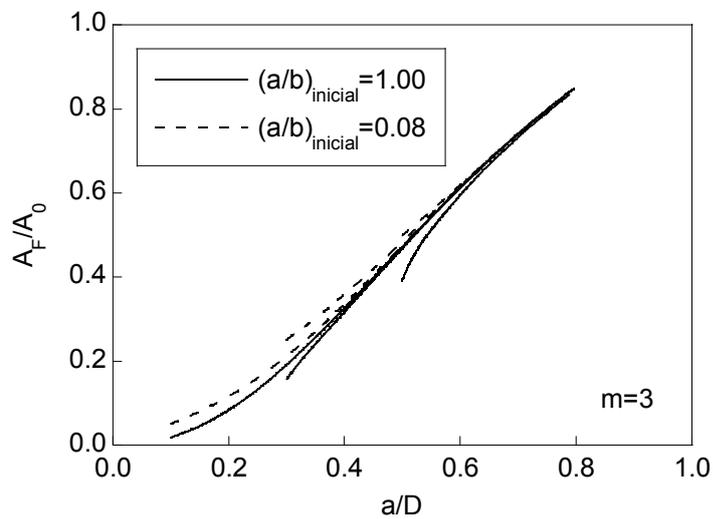
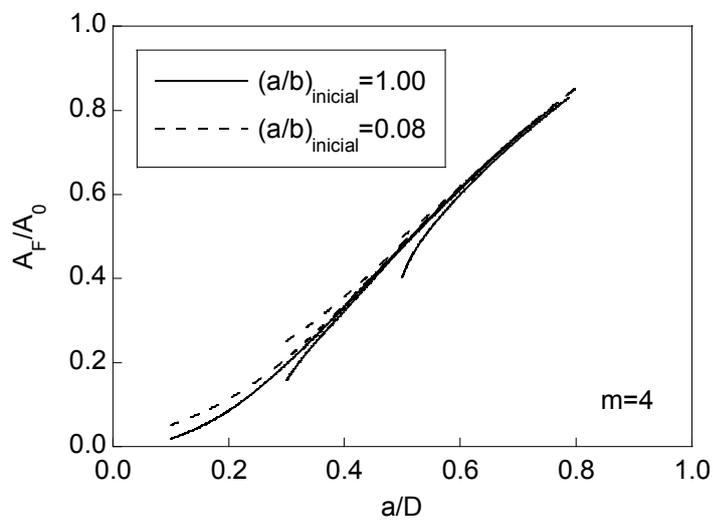


Fig. 3.94. Área fisurada adimensional (tracción con extremos libres y $m=4$).

Fig. 3.95. Área fisurada adimensional (tracción con extremos constreñidos y $m=2$).Fig. 3.96. Área fisurada adimensional (tracción con extremos constreñidos y $m=3$).Fig. 3.97. Área fisurada adimensional (tracción con extremos constreñidos y $m=4$).

Fig. 3.98. Área fisurada adimensional (flexión y $m=2$).Fig. 3.99. Área fisurada adimensional (flexión y $m=3$).Fig. 3.100. Área fisurada adimensional (flexión y $m=4$).

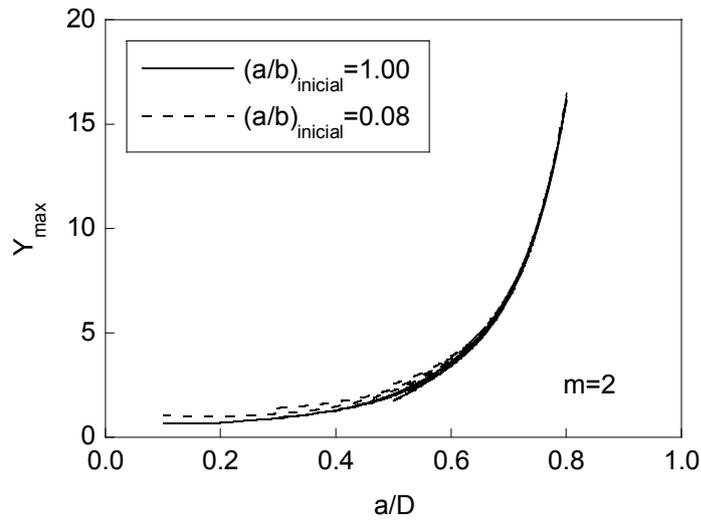
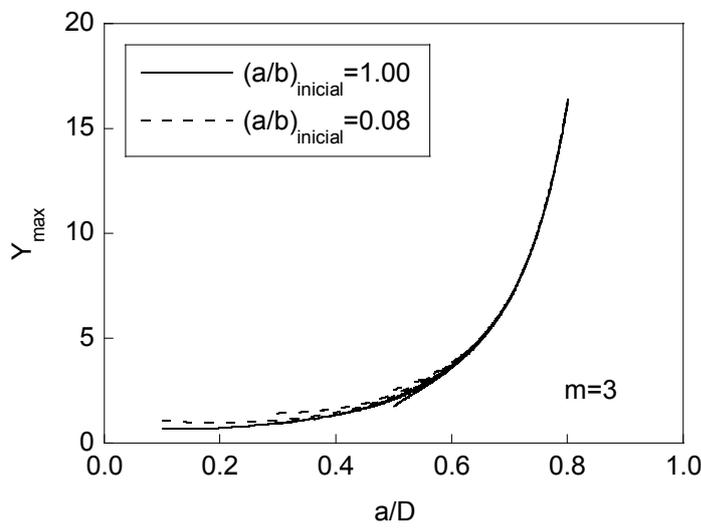
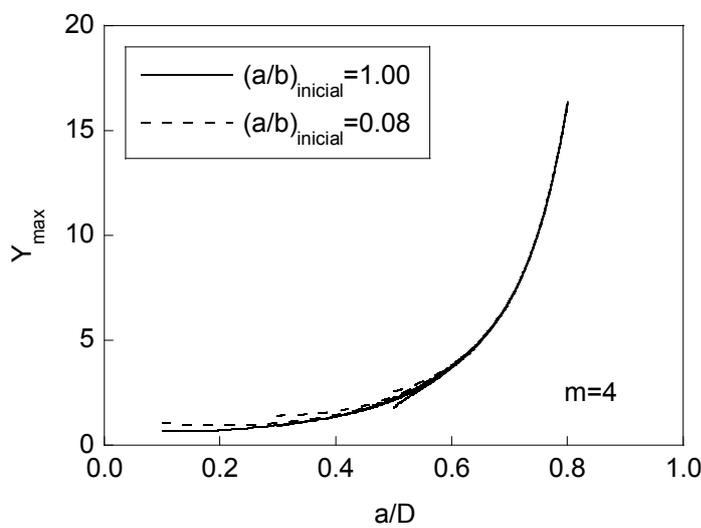
3.2.3. Evolución del FIT adimensional

Se ha analizado cómo varían los valores de los FITs adimensionales máximo y mínimo del frente de fisura para un crecimiento desde una profundidad relativa de fisura $a/D=\{0.1, 0.2, 0.3\}$, geometrías iniciales prácticamente circulares y rectas, varios materiales (caracterizados por constantes de Paris $m=\{2, 3, 4\}$) y diferentes cargas cíclicas: tracción con extremos libres (Fig. 3.101 a Fig. 3.106), tracción con extremos constreñidos (Fig. 3.107 a Fig. 3.112) y flexión (Fig. 3.113 a Fig. 3.118).

En general, el valor del FIT adimensional crece conforme lo hace la profundidad relativa de fisura para las condiciones de estudio consideradas. El FIT adimensional tiende a converger para las distintas geometrías de fisura inicial, estando además sus valores más próximos para el FIT adimensional máximo que para el mínimo. En las fisuras iniciales de frente recto el FIT adimensional es mayor que en las de frente circular (para una misma profundidad relativa de fisura). En tracción y flexión, el crecimiento del FIT adimensional con la profundidad relativa de fisura es más lento hasta aproximadamente 0.6 veces el diámetro, haciéndose más rápido a partir de ese punto.

En las Fig. 3.119 a Fig. 3.127 se muestra la relación existente entre los FITs adimensionales mínimo y máximo de cada frente de fisura, para un crecimiento desde una profundidad relativa de fisura $a/D=\{0.1, 0.2, 0.3\}$, geometrías iniciales prácticamente circulares y rectas, varios materiales (caracterizados por constantes de Paris $m=\{2, 3, 4\}$) y diferentes cargas cíclicas: tracción con extremos libres (Fig. 3.119 a Fig. 3.121), tracción con extremos constreñidos (Fig. 3.122 a Fig. 3.124) y flexión (Fig. 3.125 a Fig. 3.127). En ellas se puede observar como la geometría es similar (más para los dos casos de tracción que para flexión) y que se tiende a valores iso- K ($Y_{\min}/Y_{\max}\sim 1$) para profundidades de fisura muy altas, si bien las fisuras iniciales prácticamente rectas alcanzan antes este valor iso- K (de forma puntual).

Para flexión, con profundidad relativa de fisura inicial $a/D=0.5$ y frente circular, la relación Y_{\min}/Y_{\max} es muy pequeña. Este hecho provoca algunos problemas en la modelización para materiales con m altos, ya que se presenta una elevada diferencia entre el avance de los puntos centrales y los de la periferia del frente de fisura, provocando un pequeño retroceso en el valor de a/D que es imposible que se produzca en la realidad.

Fig. 3.101. FIT adimensional máximo (tracción con extremos libres y $m=2$).Fig. 3.102. FIT adimensional máximo (tracción con extremos libres y $m=3$).Fig. 3.103. FIT adimensional máximo (tracción con extremos libres y $m=4$).

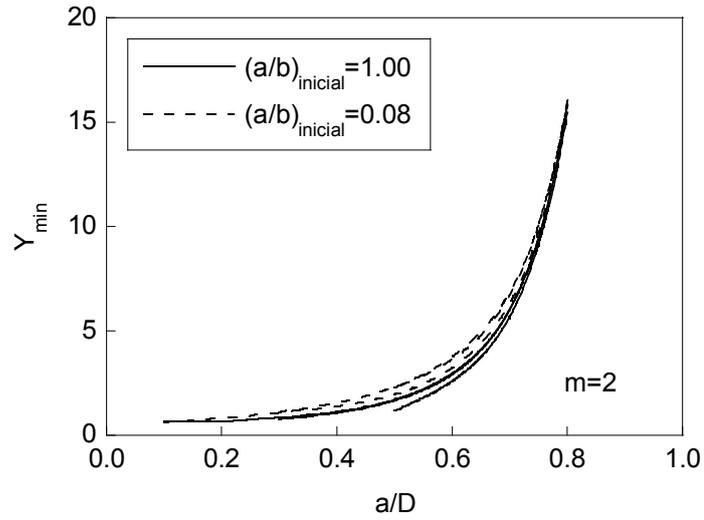


Fig. 3.104. FIT adimensional mínimo (tracción con extremos libres y $m=2$).

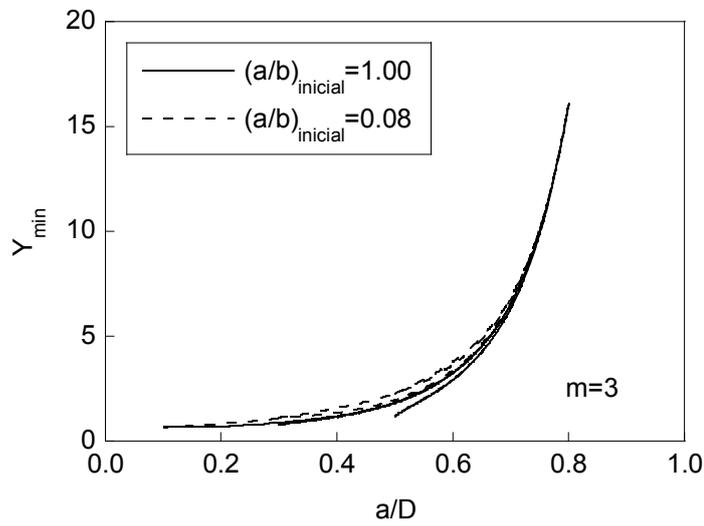


Fig. 3.105. FIT adimensional mínimo (tracción con extremos libres y $m=3$).

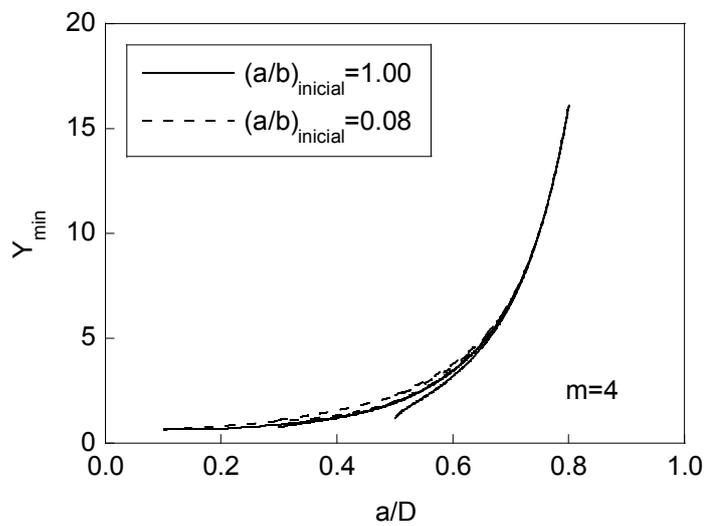


Fig. 3.106. FIT adimensional mínimo (tracción con extremos libres y $m=4$).

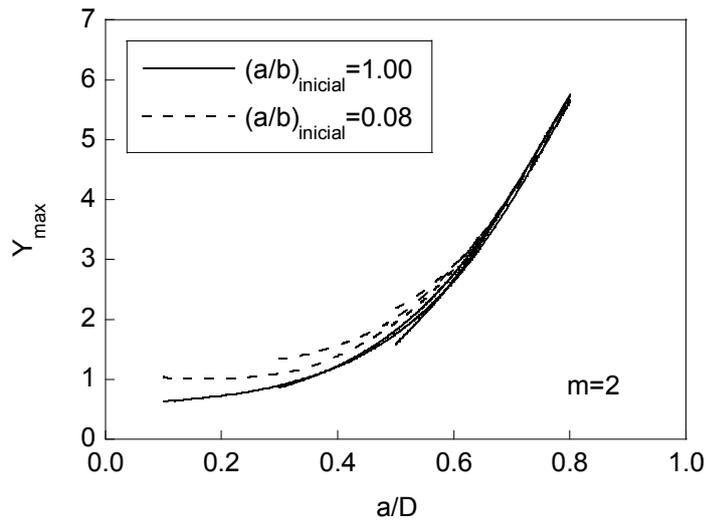


Fig. 3.107. FIT adimensional máximo (tracción con extremos constreñidos y $m=2$).

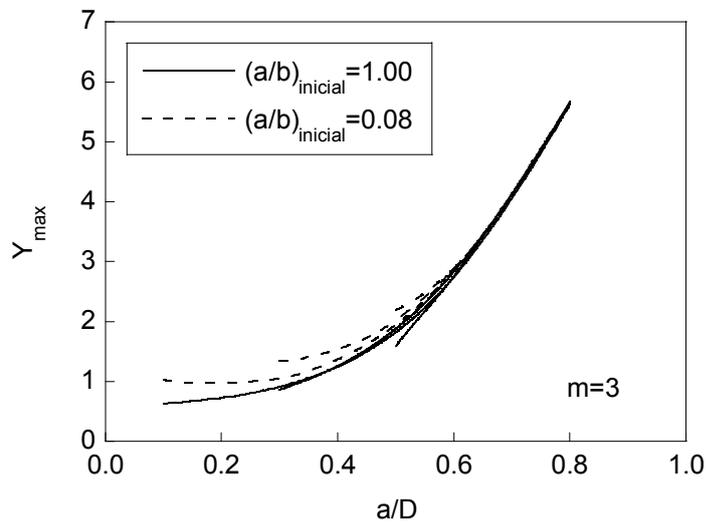


Fig. 3.108. FIT adimensional máximo (tracción con extremos constreñidos y $m=3$).

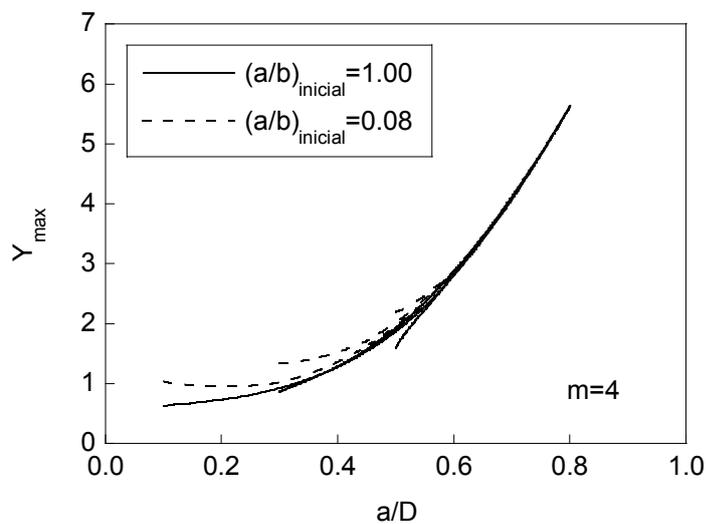


Fig. 3.109. FIT adimensional máximo (tracción con extremos constreñidos y $m=4$).

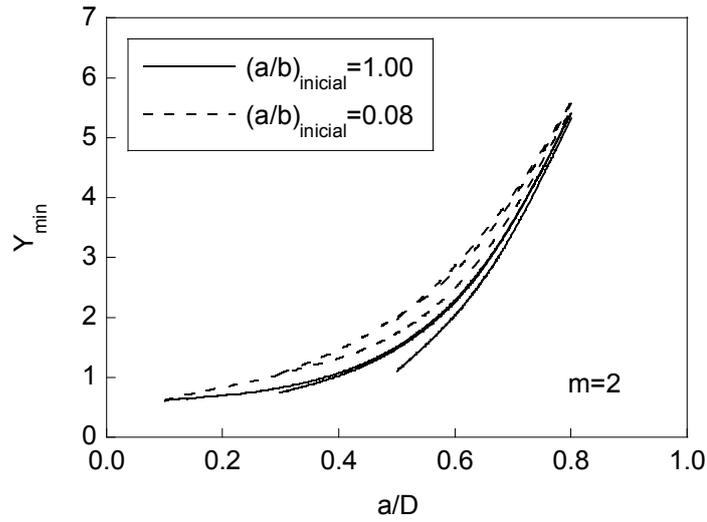


Fig. 3.110. FIT adimensional mínimo (tracción con extremos constreñidos y $m=2$).

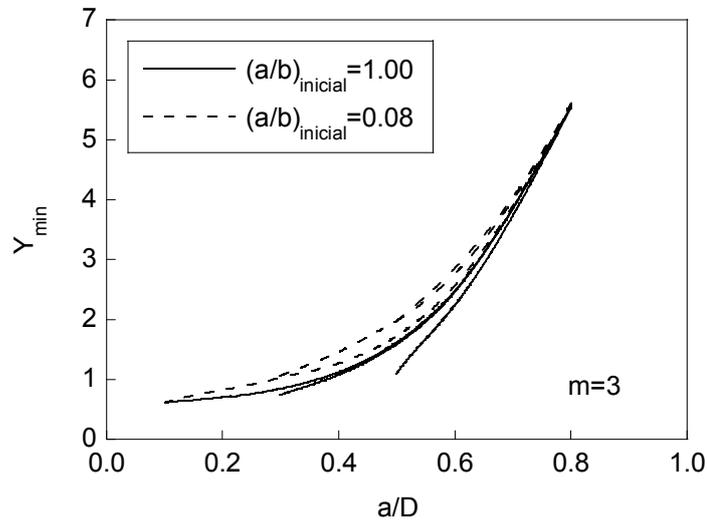


Fig. 3.111. FIT adimensional mínimo (tracción con extremos constreñidos y $m=3$).

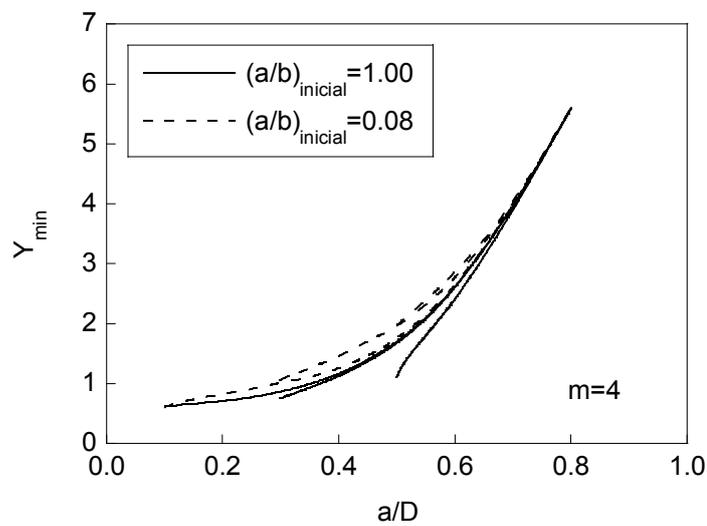
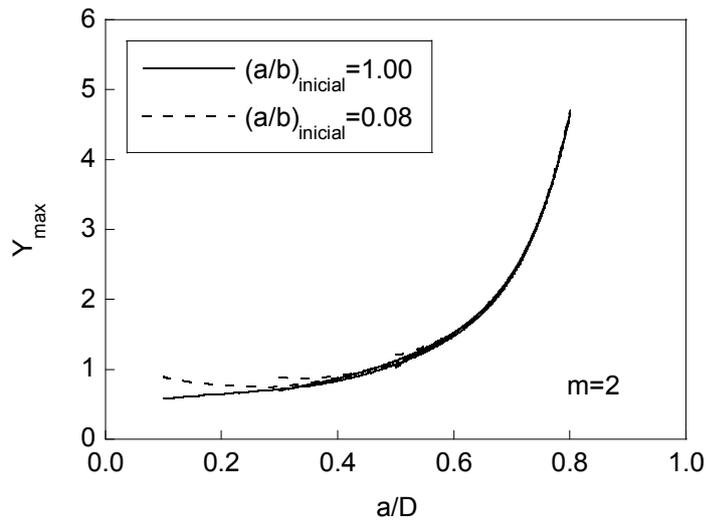
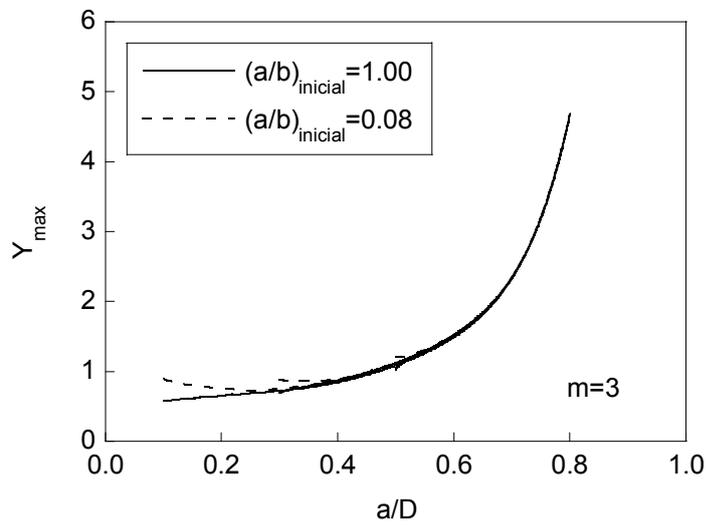
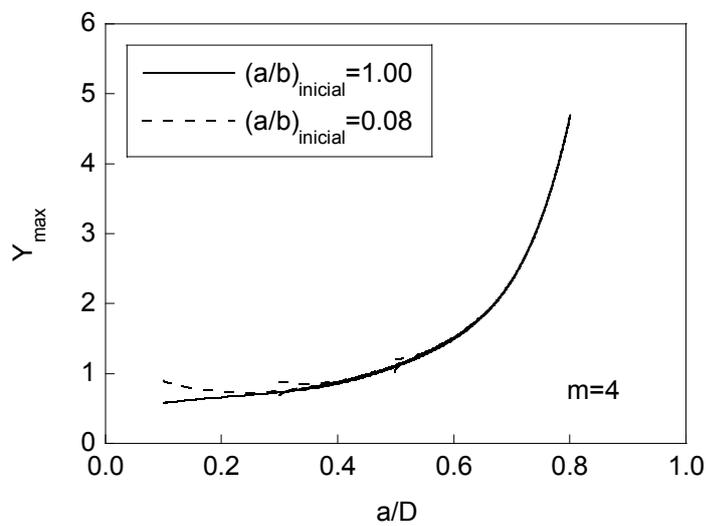


Fig. 3.112. FIT adimensional mínimo (tracción con extremos constreñidos y $m=4$).

Fig. 3.113. FIT adimensional máximo (flexión y $m=2$).Fig. 3.114. FIT adimensional máximo (flexión y $m=3$).Fig. 3.115. FIT adimensional máximo (flexión y $m=4$).

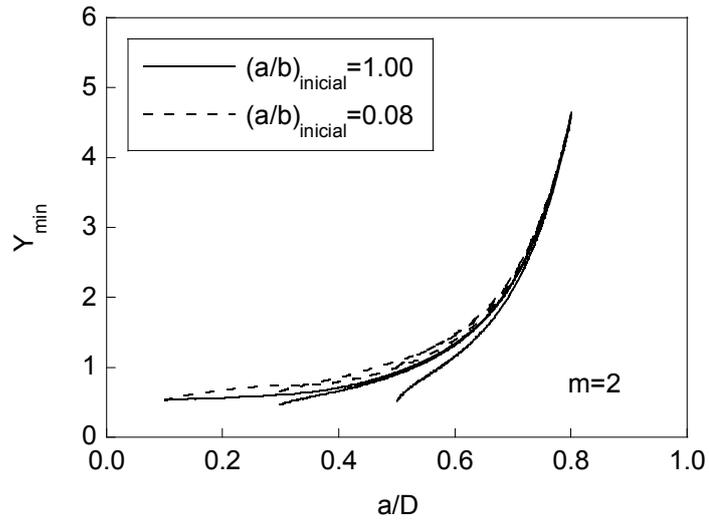


Fig. 3.116. FIT adimensional mínimo (flexión y $m=2$).

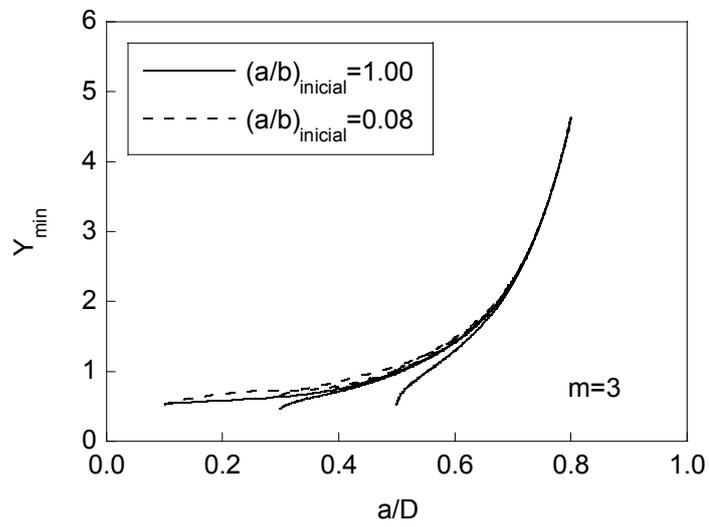


Fig. 3.117. FIT adimensional mínimo (flexión y $m=3$).

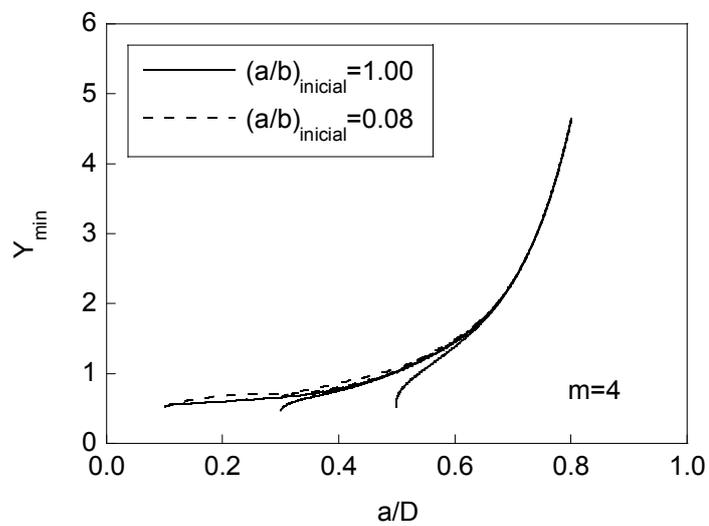


Fig. 3.118. FIT adimensional mínimo (flexión y $m=4$).

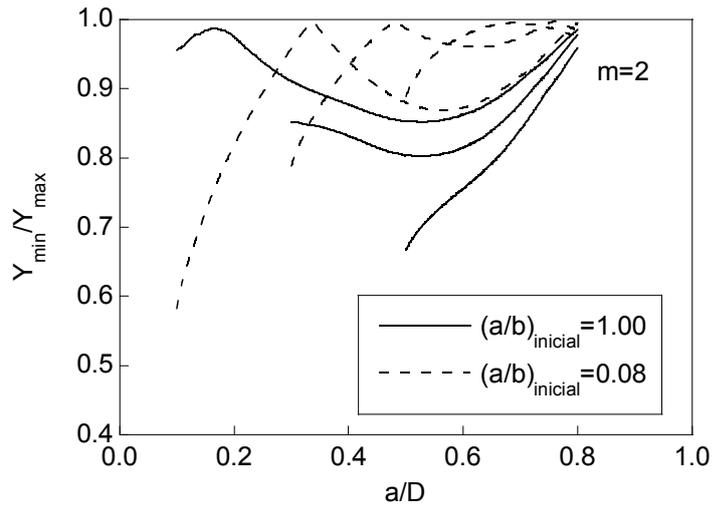


Fig. 3.119. Relación Y_{\min}/Y_{\max} (tracción con extremos libres y $m=2$).

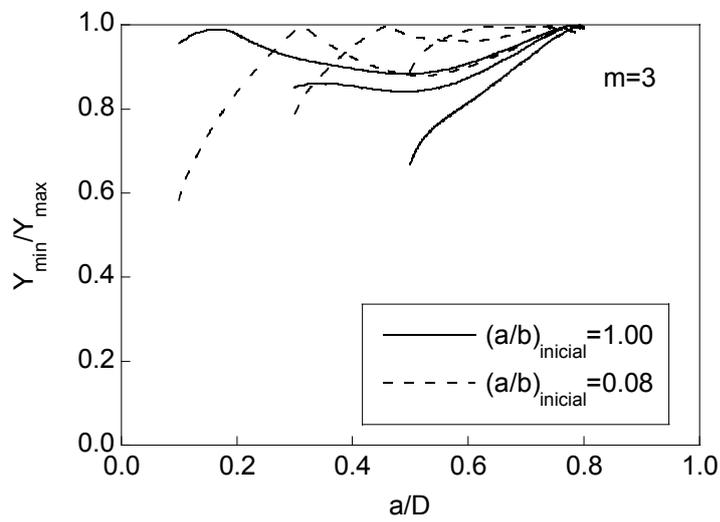


Fig. 3.120. Relación Y_{\min}/Y_{\max} (tracción con extremos libres y $m=3$).

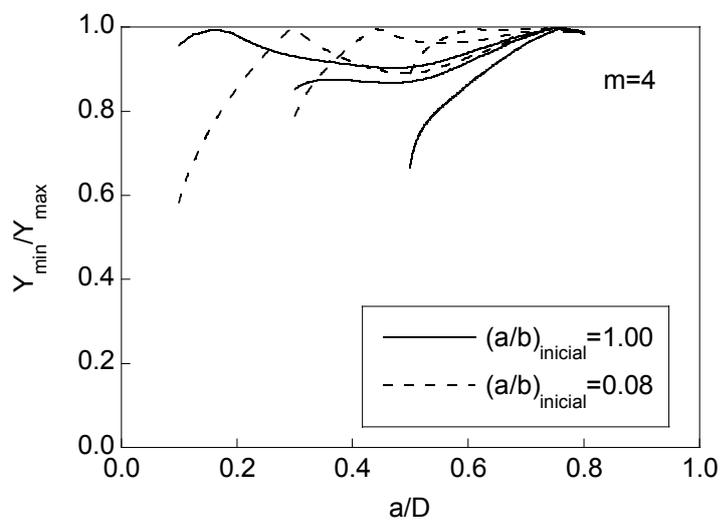


Fig. 3.121. Relación Y_{\min}/Y_{\max} (tracción con extremos libres y $m=4$).

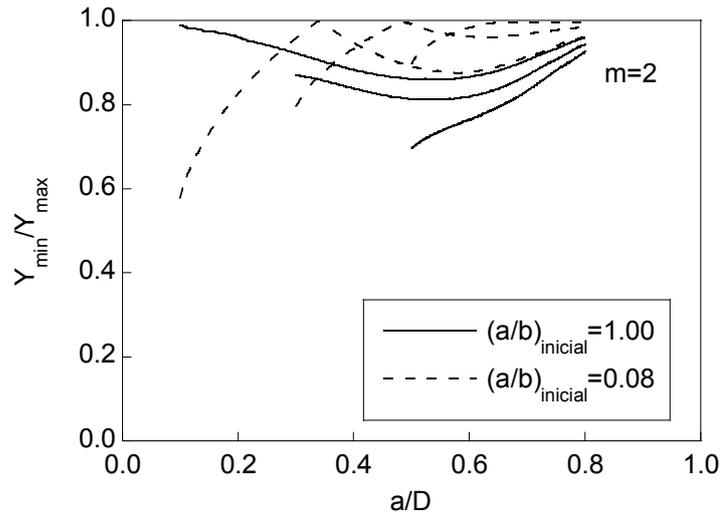


Fig. 3.122. Relación Y_{\min}/Y_{\max} (tracción con extremos constreñidos y $m=2$).

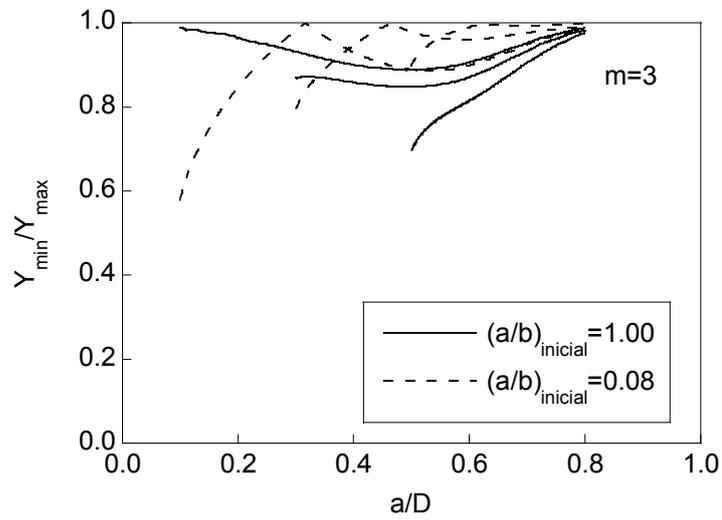


Fig. 3.123. Relación Y_{\min}/Y_{\max} (tracción con extremos constreñidos y $m=3$).

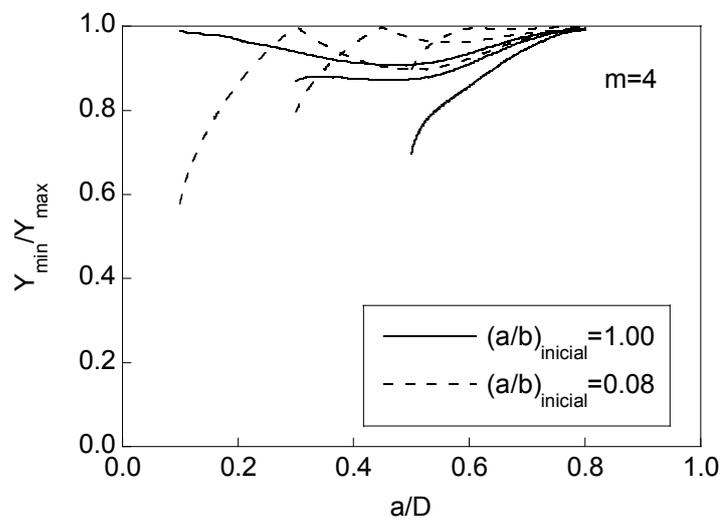
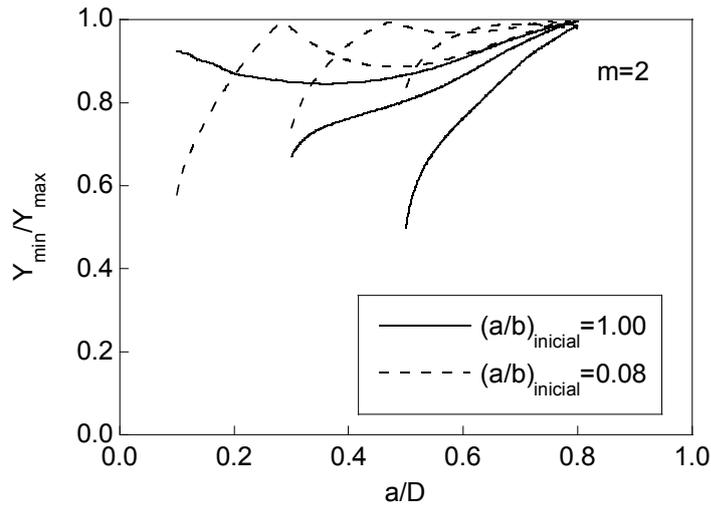
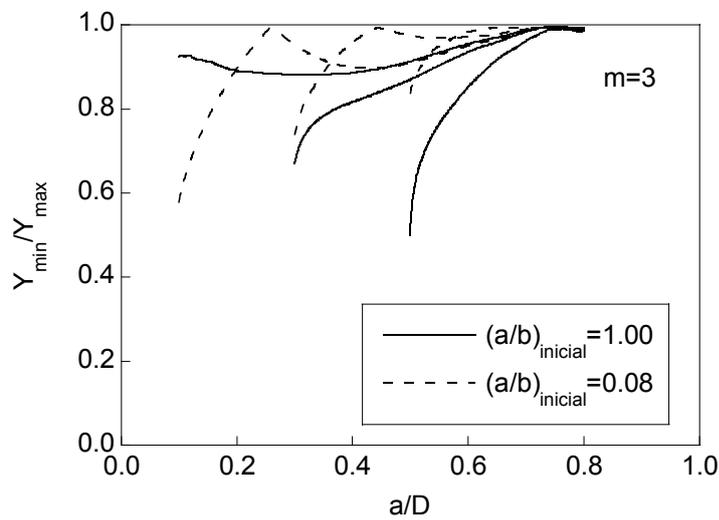
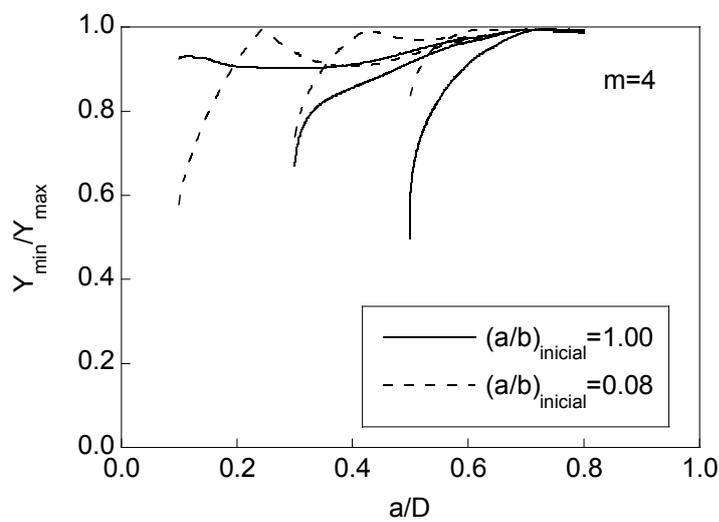


Fig. 3.124. Relación Y_{\min}/Y_{\max} (tracción con extremos constreñidos y $m=4$).

Fig. 3.125. Relación Y_{\min}/Y_{\max} (flexión y $m=2$).Fig. 3.126. Relación Y_{\min}/Y_{\max} (flexión y $m=3$).Fig. 3.127. Relación Y_{\min}/Y_{\max} (flexión y $m=4$).

3.2.4. Evolución de la flexibilidad adimensional

En barras cilíndricas fisuradas la flexibilidad adimensional depende del tipo de carga aplicada, de la restricción en los extremos de la probeta, de la profundidad relativa de fisura y de la relación de aspecto. En las Fig. 3.128 a Fig. 3.130 se muestra como varía la flexibilidad adimensional con estos parámetros.

La flexibilidad adimensional crece a medida que lo hace la profundidad relativa de fisura. Para la misma profundidad, la flexibilidad adimensional disminuye con la relación de aspecto, desde fisuras de frente recto ($a/b=0.08$) hasta completamente circulares ($a/b=1.00$), existiendo por tanto una fuerte dependencia de la flexibilidad adimensional con la relación de aspecto.

En tracción con extremos libres la flexibilidad adimensional es mucho mayor que en extremos constreñidos, para grandes profundidades de fisura ($a/D>0.5$). En el caso de carga de flexión la flexibilidad adimensional es menor que para tracción con extremos constreñidos en todas las profundidades de fisura.

La evolución de la flexibilidad adimensional durante la propagación de fisuras por fatiga se muestra en las Fig. 3.131 a Fig. 3.139, para diferentes profundidades de fisura inicial ($a/D=\{0.1, 0.3, 0.5\}$), relaciones de aspecto iniciales $a/b=0.08$ (frente prácticamente recto) y $a/b=1.00$ (frente circular), y distintas condiciones de carga (tracción con extremos libres, tracción con extremos constreñidos y flexión). La flexibilidad adimensional de las fisuras iniciales con el frente aproximadamente recto duplica a las del frente circular, aunque ambas son muy pequeñas, aumentando con el crecimiento a la vez que tienden a igualarse sus valores.

Experimentalmente, la evolución geométrica del frente de fisura en una barra cilíndrica no es posible observarla más que *post mortem* (una vez fracturada), aunque puede relacionarse con la flexibilidad, una de las pocas características que pueden medirse durante la propagación de la fisura (CAI y SHIN, 2005). La flexibilidad durante la evolución de las fisuras de fatiga depende mucho de la profundidad relativa de fisura y en menor medida de la relación de aspecto (GONZÁLEZ, MATOS y TORIBIO, 2005), debido a la fuerte convergencia geométrica que se produce para profundidades elevadas, donde se dan los valores de flexibilidad más altos.

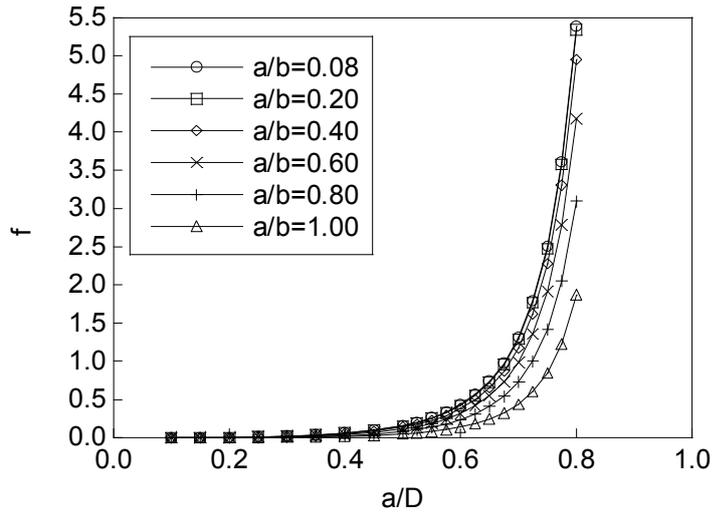


Fig. 3.128. Flexibilidad adimensional (tracción con extremos libres).

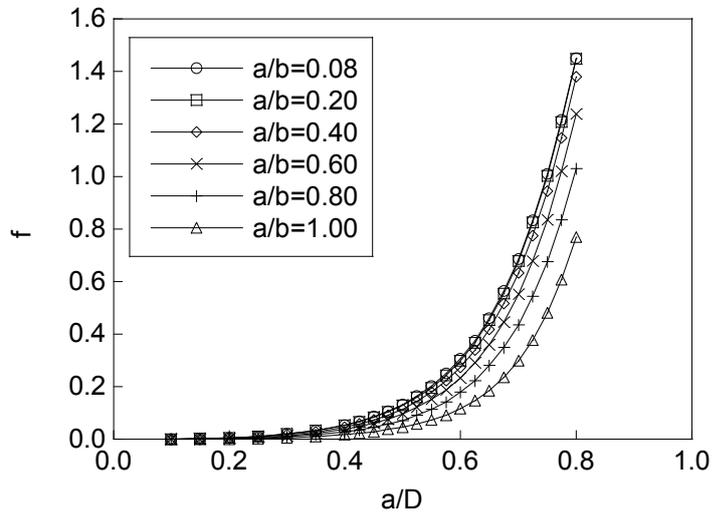


Fig. 3.129. Flexibilidad adimensional (tracción con extremos constreñidos).

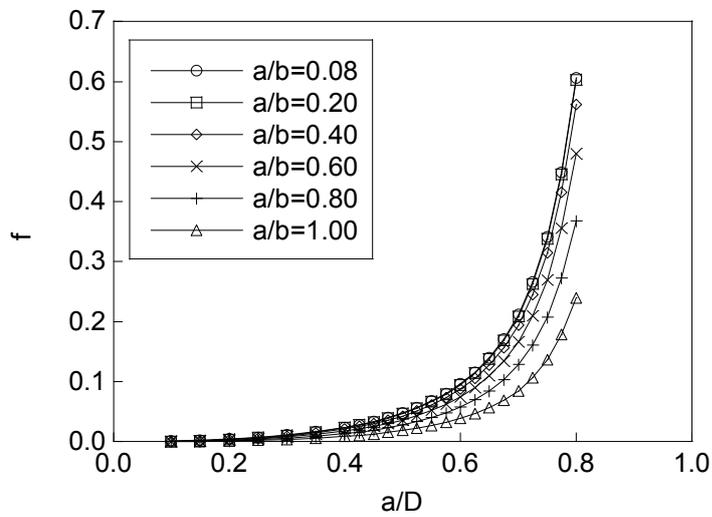


Fig. 3.130. Flexibilidad adimensional (flexión).

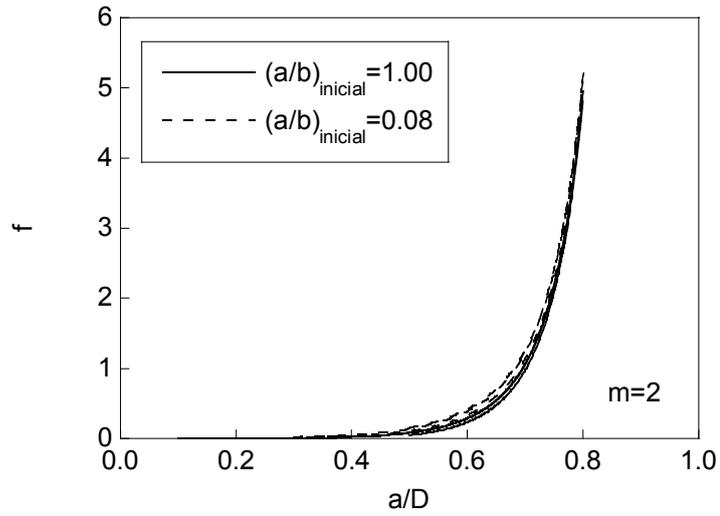


Fig. 3.131. Flexibilidad adimensional (tracción con extremos libres y $m=2$).

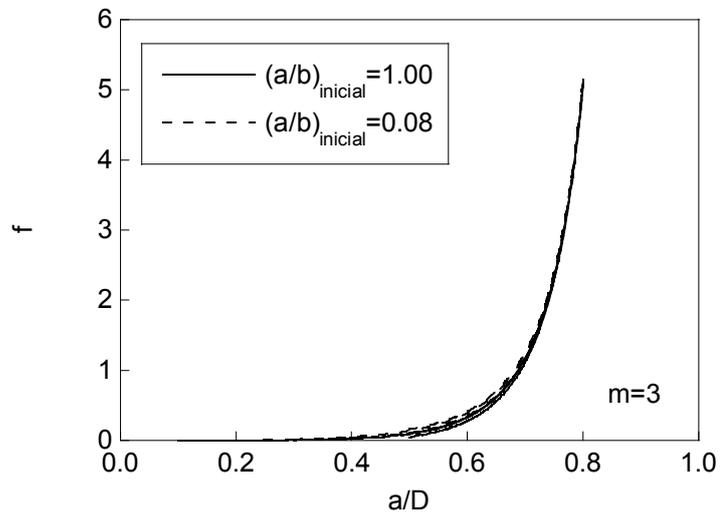


Fig. 3.132. Flexibilidad adimensional (tracción con extremos libres y $m=3$).

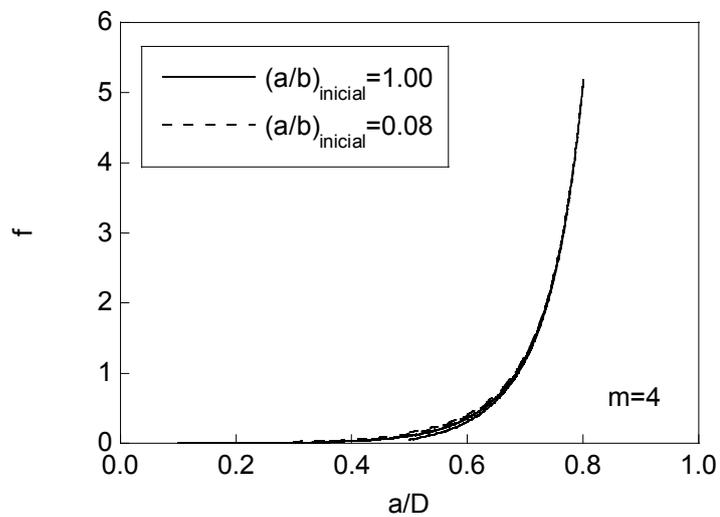


Fig. 3.133. Flexibilidad adimensional (tracción con extremos libres y $m=4$).

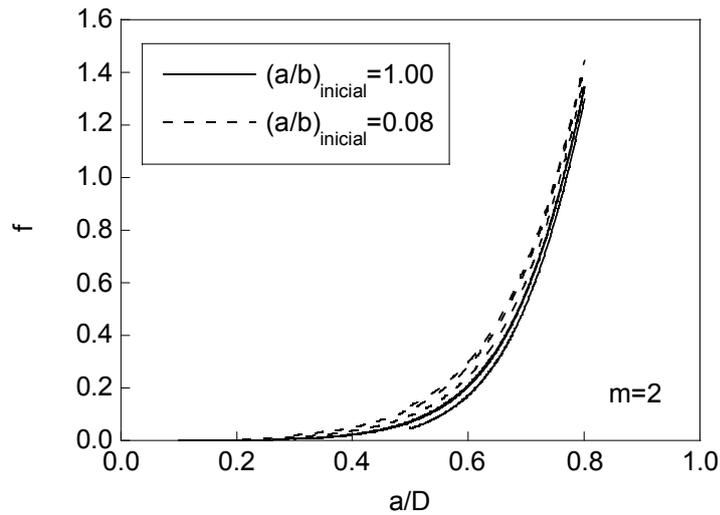


Fig. 3.134. Flexibilidad adimensional (tracción con extremos constreñidos y $m=2$).

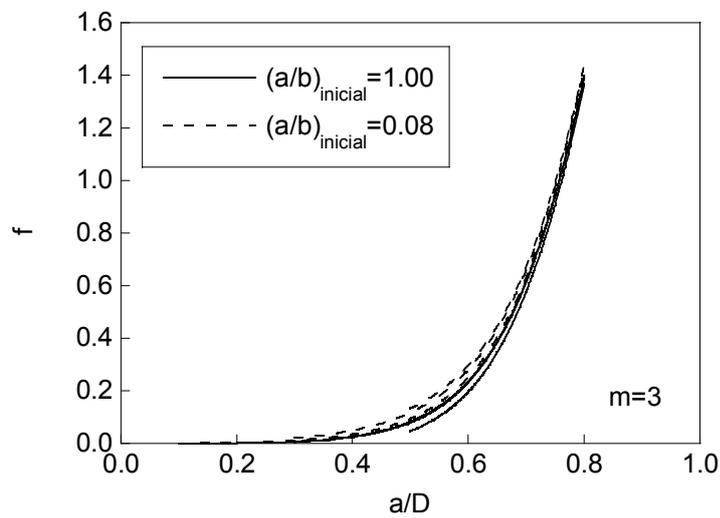


Fig. 3.135. Flexibilidad adimensional (tracción con extremos constreñidos y $m=3$).

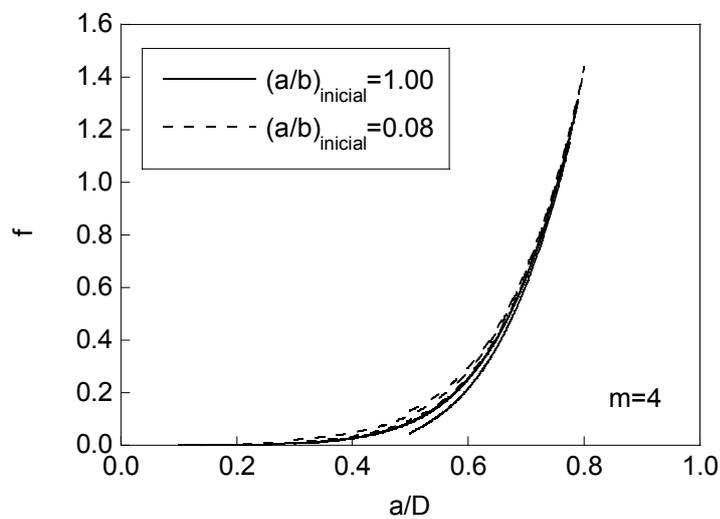
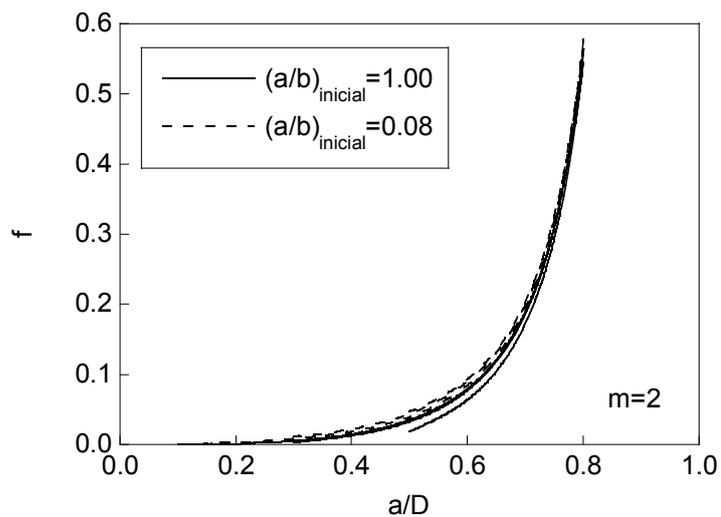
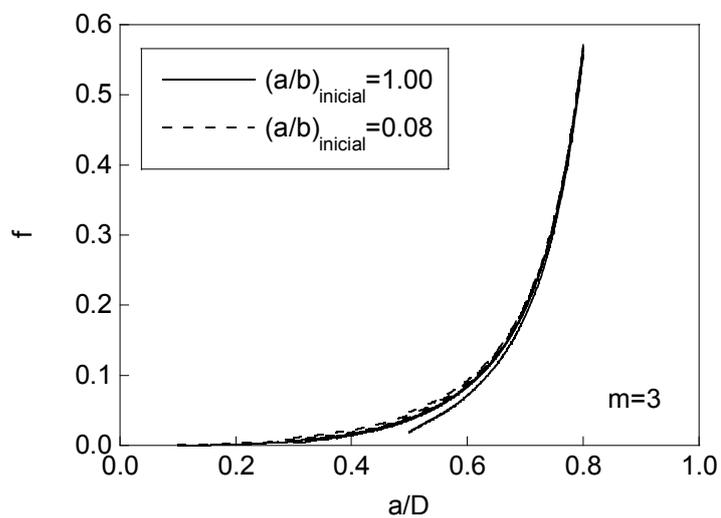
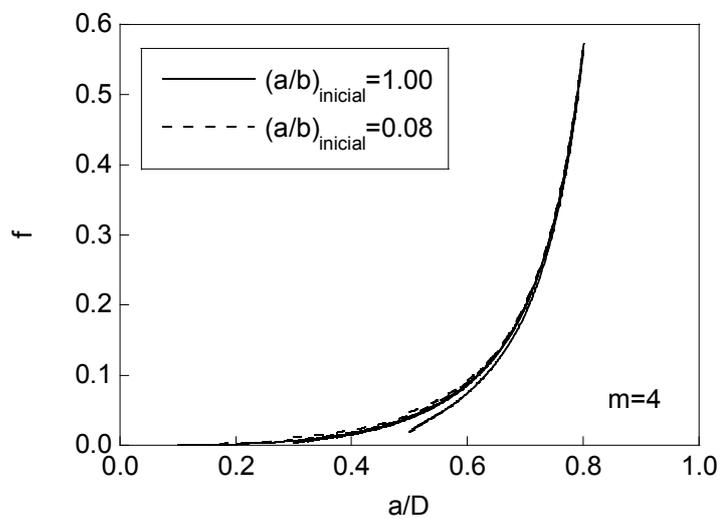


Fig. 3.136. Flexibilidad adimensional (tracción con extremos constreñidos y $m=4$).

Fig. 3.137. Flexibilidad adimensional (flexión y $m=2$).Fig. 3.138. Flexibilidad adimensional (flexión y $m=3$).Fig. 3.139. Flexibilidad adimensional (flexión y $m=4$).

3.2.5. Evolución del número de ciclos adimensional

En las Fig. 3.140 a Fig. 3.148 se muestra el valor del número de ciclos adimensional, n , para probetas cilíndricas fisuradas sometidas a cargas cíclicas de tracción (con extremos libres y constreñidos) y a cargas de flexión, con profundidades relativas de fisura iniciales $a/D=\{0.1, 0.2, 0.3\}$, relaciones de aspecto iniciales $a/b=\{0.08, 0.25, 0.50, 0.75, 1.00\}$ y valores del parámetro m del material $m=\{2, 3, 4\}$.

El parámetro n refleja la parte adimensional de N (número de ciclos), no dependiente ni del intervalo de oscilación de tensiones ($\Delta\sigma$), ni del coeficiente C de Paris, ni del diámetro D de la probeta. Este parámetro permite estudiar el número de ciclos necesario para alcanzar una determinada profundidad relativa de fisura con una geometría inicial y un tipo de carga, suponiendo constantes C , $\Delta\sigma$ y m . La comparación entre los distintos valores de m es más complicada, ya que además de n , tanto el intervalo de oscilación de tensiones como el diámetro D se encuentran elevados a m en el cálculo de N .

El valor n muestra una forma parabólica ascendente en las Fig. 3.140 a Fig. 3.148, aumentando rápidamente su valor hasta una profundidad relativa de fisura próxima a 0.4 y manteniéndose prácticamente horizontal a partir de profundidades relativas de fisura mayores. El número de ciclos necesarios para la propagación de una misma profundidad relativa de fisura es mayor (aproximadamente el doble) en geometrías iniciales de fisura circulares respecto a las de frente recto, siendo, por tanto, mayor el número de ciclos necesarios para alcanzar una geometría final prácticamente igual para fisuras iniciales con relaciones de aspecto mayores, donde la superficie inicial será menor. Se observa cómo el primer tramo del crecimiento, donde más diferencias geométricas existen en la propagación de las distintas fisuras iniciales, es el más importante en la determinación del número de ciclos.

A partir de estos resultados, se observa cómo el número de ciclos adimensional es el mismo prácticamente para una fisura inicial de profundidad relativa de fisura 0.2 y frente recto que para una de 0.3 y frente circular, solapándose los rangos de incrementos de n a medida que la profundidad relativa de fisura inicial se hace mayor. El solapamiento es mayor para extremos constreñidos que para extremos libres (en tracción) y aún mayor para flexión.

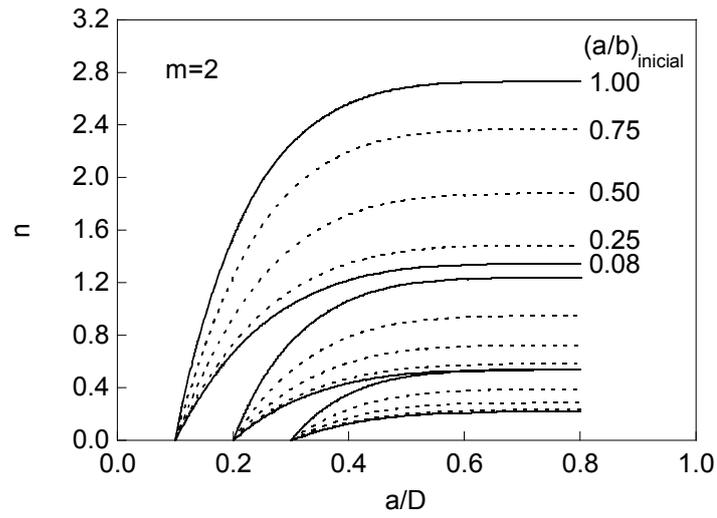


Fig. 3.140. Número de ciclos adimensional (tracción con extremos libres y $m=2$).

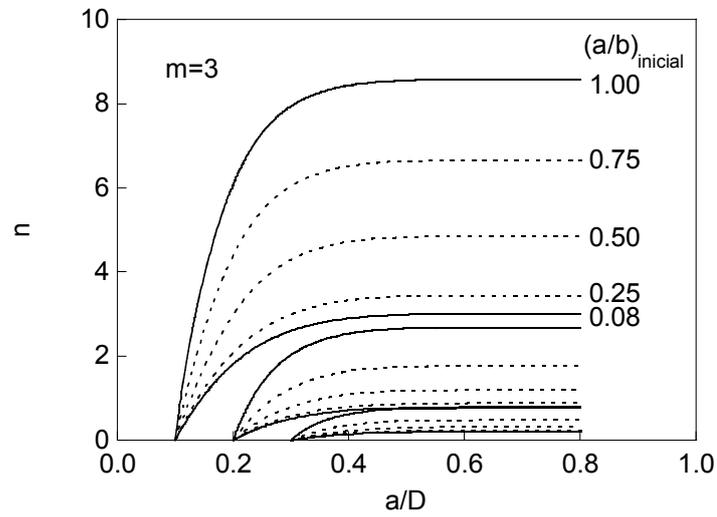


Fig. 3.141. Número de ciclos adimensional (tracción con extremos libres y $m=3$).

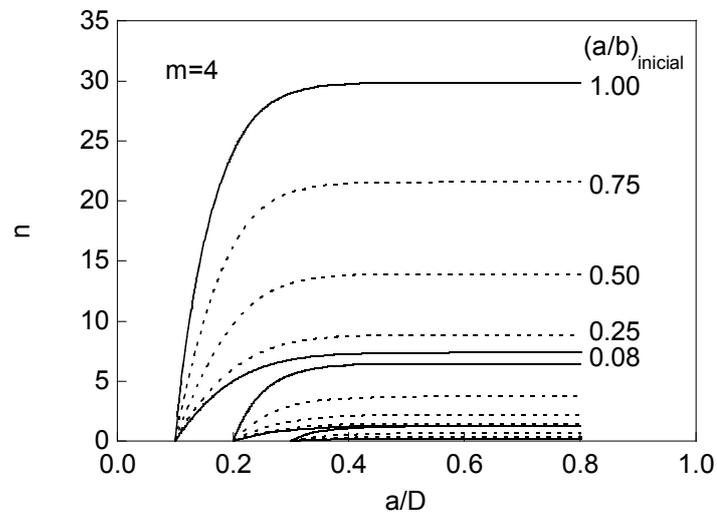


Fig. 3.142. Número de ciclos adimensional (tracción con extremos libres y $m=4$).

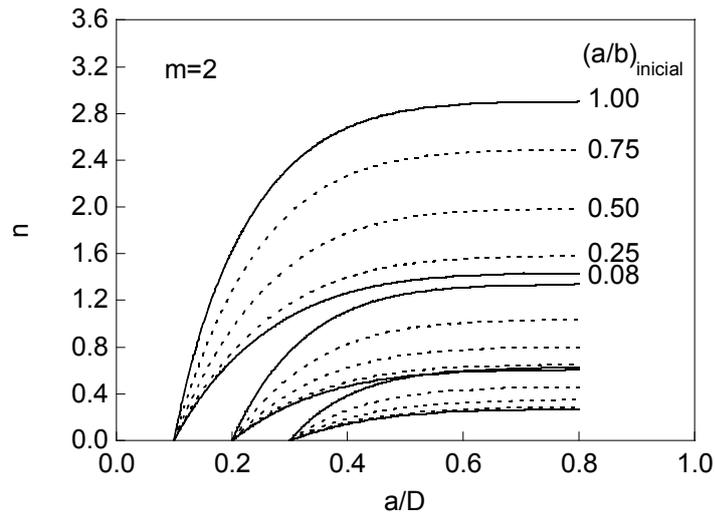


Fig. 3.143. Número de ciclos adimensional (tracción con extremos constreñidos y $m=2$).

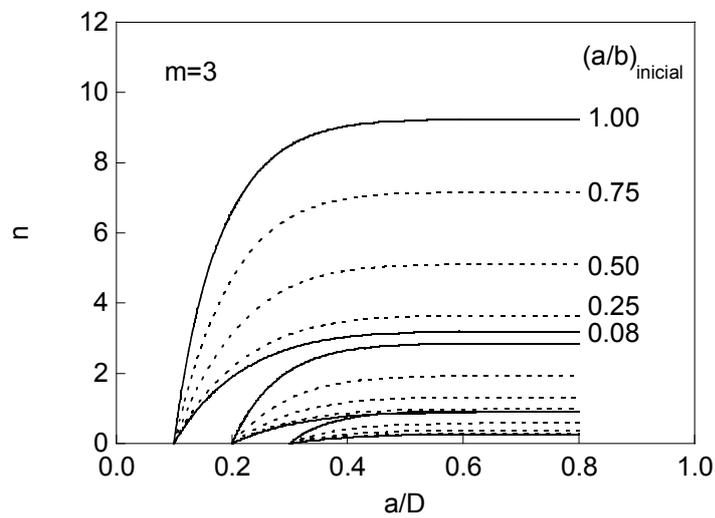


Fig. 3.144. Número de ciclos adimensional (tracción con extremos constreñidos y $m=3$).

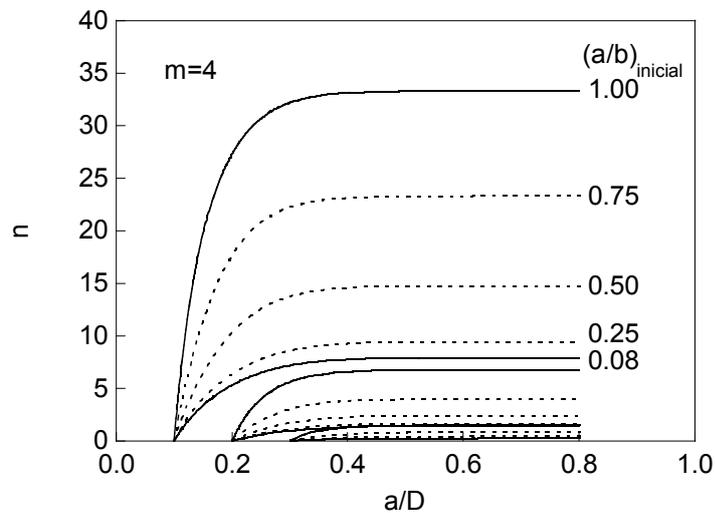


Fig. 3.145. Número de ciclos adimensional (tracción con extremos constreñidos y $m=4$).

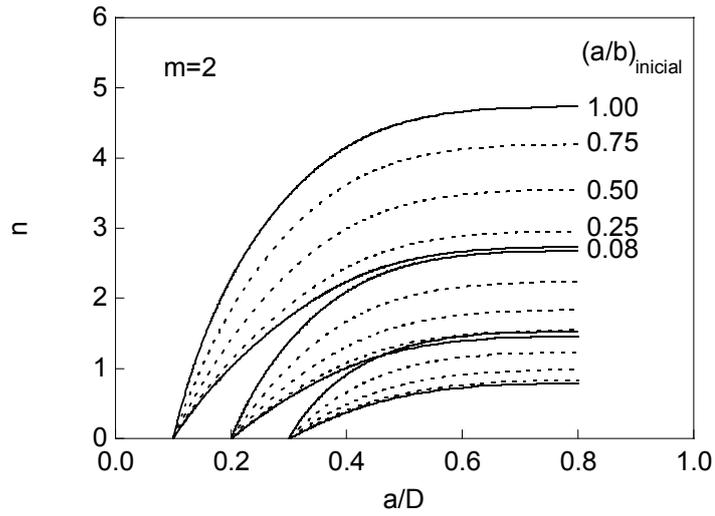


Fig. 3.146. Número de ciclos adimensional (flexión y $m=2$).

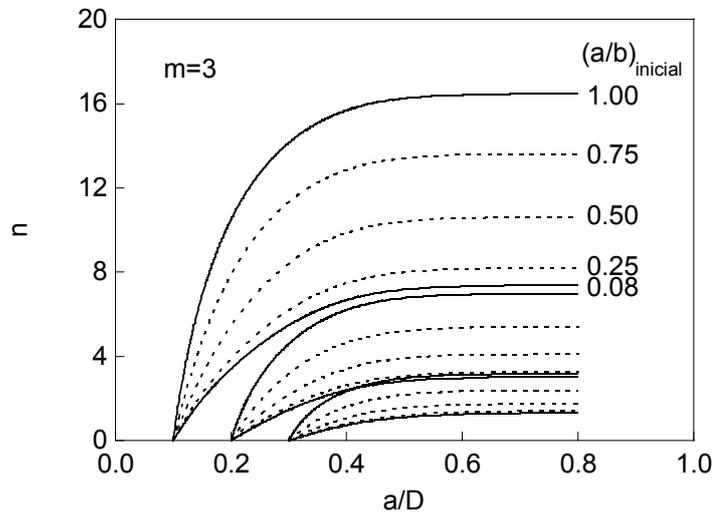


Fig. 3.147. Número de ciclos adimensional (flexión y $m=3$).

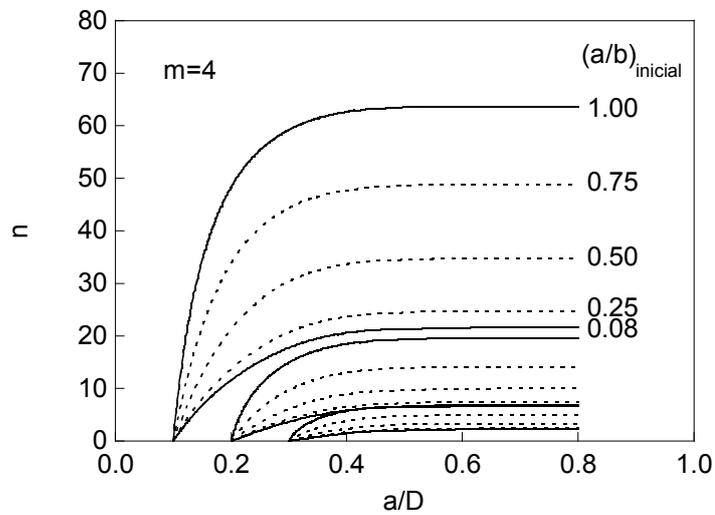


Fig. 3.148. Número de ciclos adimensional (flexión y $m=4$).

4. DISCUSIÓN

4.1. Modelización del frente de fisura

Con el propósito de poder comparar la exactitud de los dos métodos expuestos para caracterizar las fisuras simétricas se evaluó la función $F(z_i)$, tomando el mismo número de puntos (x_i, y_i) en la discretización del frente de fisura y dividiendo entre D^2 para que el resultado fuese adimensional. El valor obtenido, al que se denominó ψ , se utilizó como parámetro para estimar el error.

Partiendo de un perfil perfectamente circular se estimó un error ψ al modelizarlo como elíptico, para distintas relaciones de a/D y a/R_c (Fig. 3.149), discretizando el arco del círculo en 13 puntos. El parámetro adimensional a/b frente a la variación de la profundidad relativa de fisura se representa para distintos valores de a/R_c en la Fig. 3.150.

Se observa que es posible la transformación de un perfil circular en elíptico expresando la relación a/b como una función de a/R_c (siendo a/D constante) a través de un polinomio de tercer orden, con coeficiente de regresión de 1.000. Un caso especial se da para $a/R_c = 1.000$ en el que ambos métodos coinciden, siendo el perfil una circunferencia con centro en el borde del alambre.

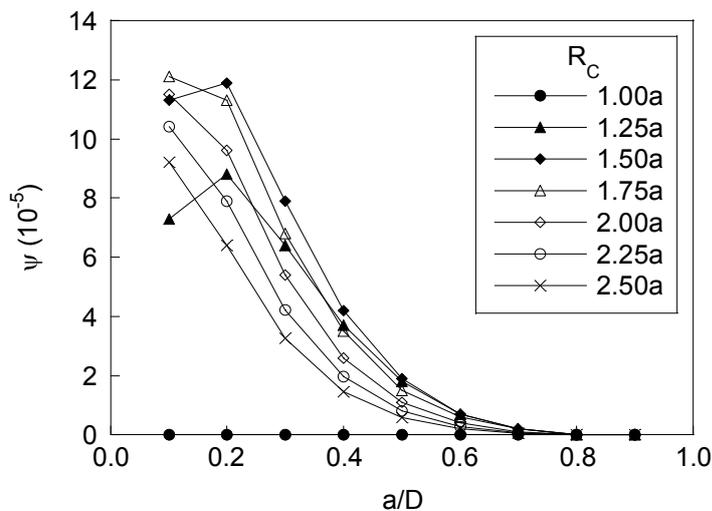


Fig. 3.149. Parámetro de error ψ para distintos a/R_c .

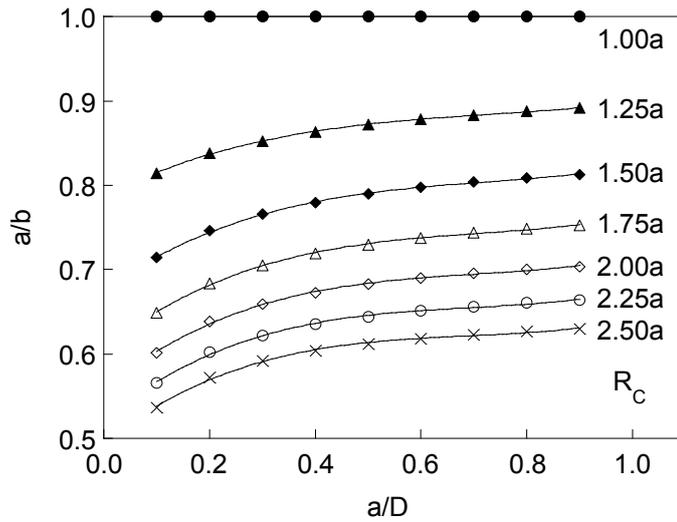


Fig. 3.150. Relación de aspecto a/b para distintos a/R_c .

Como aplicación práctica de este método se utilizaron fractografías de algunos ensayos de fatiga realizados en un alambre de acero de pretensado, en las que se puede observar como avanza el frente de fisura (Fig. 3.151).

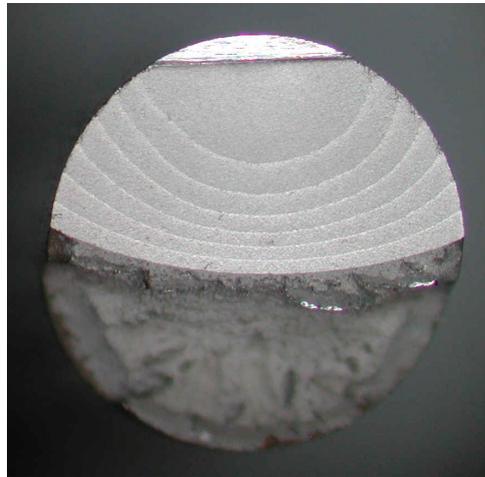


Fig. 3.151. Probeta fisurada mediante fatiga.

A partir de una discretización de los frentes de fisura visibles en la superficie fatigada de la probeta se procedió a su caracterización, utilizando los modelos de elipse centrada en el borde del alambre y circular sin restricción en su centro. Los resultados obtenidos corroboraron que los valores de los parámetros a y φ son prácticamente iguales en ambos métodos (Fig. 3.152 y Fig. 3.153).

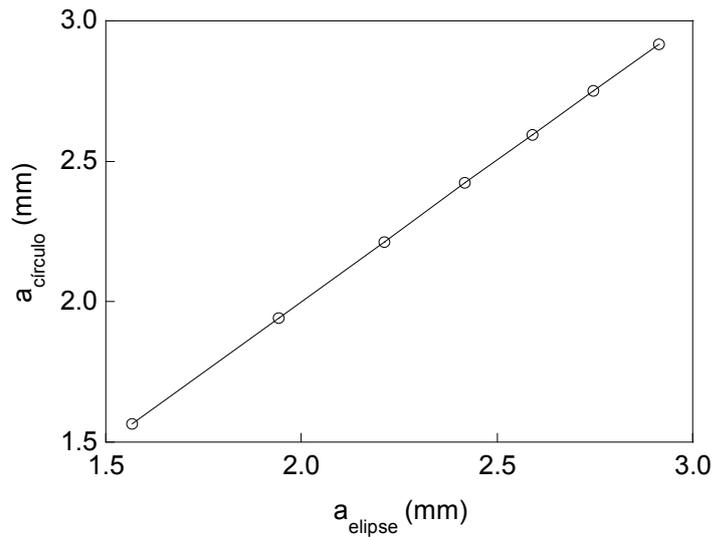


Fig. 3.152. Profundidades de fisura.

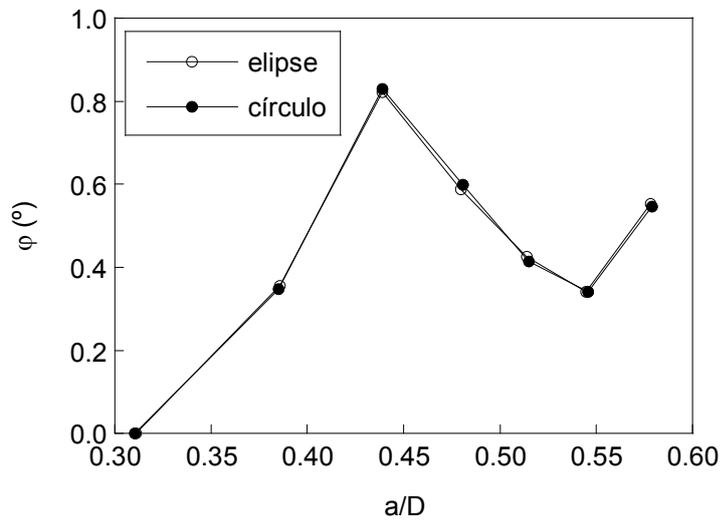


Fig. 3.153. Ángulos.

Para un único frente de fisura el ángulo presenta escaso interés, pero adquiere especial relevancia en algunos casos como cuando se analiza la evolución del frente de fisura en un ensayo de fatiga. Los parámetros R_c y b , característicos de cada modelización, se pueden relacionar mediante una ecuación polinómica de segundo orden (Fig. 3.154), con un coeficiente de regresión de 1.000,

$$R_c = 0.855 - 0.016b + 0.287b^2 \quad (3.129)$$

La Fig. 3.155 muestra la evolución de los parámetros adimensionales característicos de las fisuras que se obtuvieron de forma experimental, para la modelización elíptica con centro en el borde del alambre (a/b) y para la circular (a/R_c).

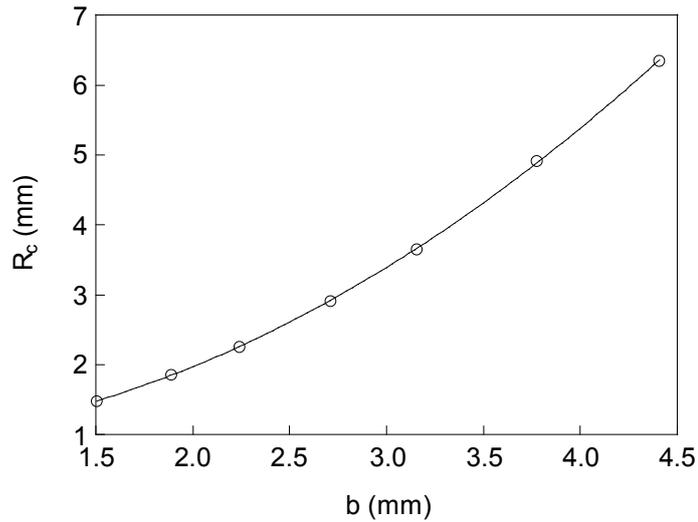


Fig. 3.154. Parámetros R_c y b .

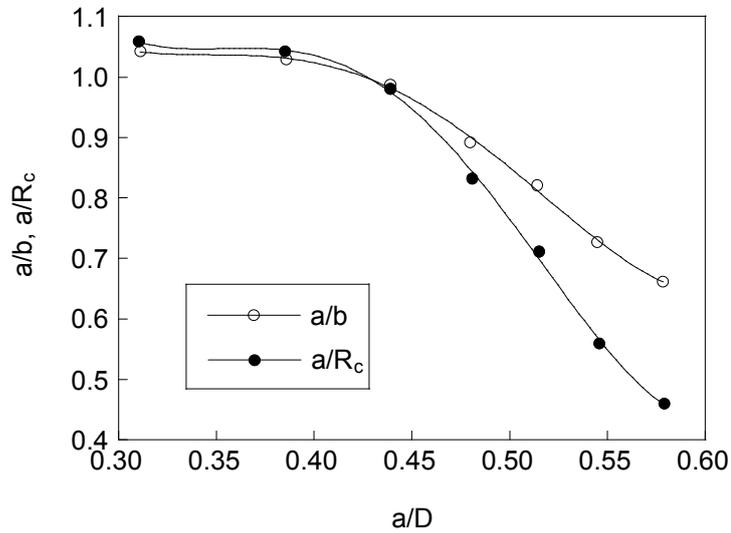


Fig. 3.155. Relaciones adimensionales.

Estas relaciones de la Fig. 3.155 pueden ajustarse con dos ecuaciones polinómicas de cuarto orden, ambas con coeficiente de regresión 0.999,

$$\frac{a}{b} = 8.776 - 78.134 \frac{a}{D} + 289.984 \left(\frac{a}{D}\right)^2 - 465.391 \left(\frac{a}{D}\right)^3 + 269.108 \left(\frac{a}{D}\right)^4 \quad (3.130)$$

$$\frac{a}{R_c} = 16.296 - 152.026 \frac{a}{D} + 557.274 \left(\frac{a}{D}\right)^2 - 884.522 \left(\frac{a}{D}\right)^3 + 507.667 \left(\frac{a}{D}\right)^4 \quad (3.131)$$

La representación de la Fig. 3.156 para la probeta de la Fig. 3.151 muestra la similitud que existe en la geometría del frente de fisura entre los resultados de los dos métodos utilizados.

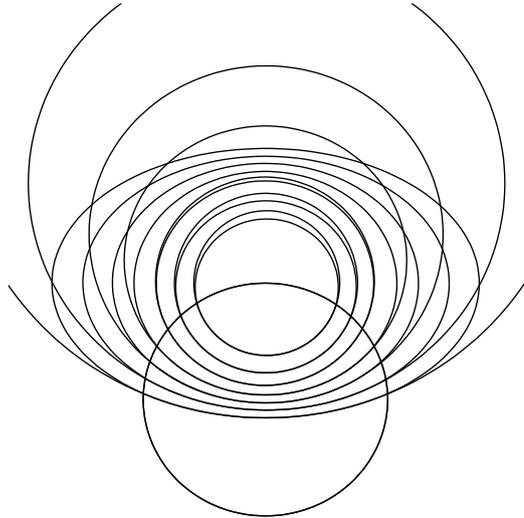


Fig. 3.156. Comparación entre los ajustes elíptico y circular.

El valor del parámetro de error ψ que se obtuvo para ambos ajustes fue muy similar, disminuyendo para profundidades relativas de fisura mayores (Fig. 3.157). El modelo elíptico, en este caso, es algo más preciso.

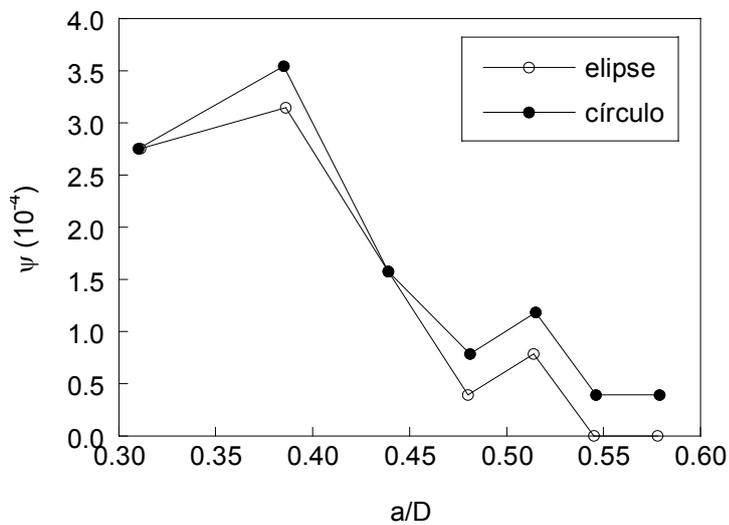


Fig. 3.157. Parámetro de error ψ .

Como conclusión puede indicarse que el frente de fisura obtenido por fatiga en alambres puede caracterizarse de forma adecuada como una elipse con centro en el borde de la varilla o como un círculo, debido a su buen ajuste y a la facilidad de su cálculo. Aunque ambas han sido utilizadas en la literatura científica, el modelo elíptico lo ha sido más profusamente, motivo por el cual se ha optado por él en esta Tesis.

4.2. Cálculo del FIT adimensional

4.2.1. Barras lisas sometidas a tracción

Variación del FIT con la profundidad relativa de fisura

En general hay buena concordancia entre todos los valores de K para todas las relaciones de aspecto de fisura a/b ($0.0 \leq a/b \leq 1.0$) y para un rango de profundidades de fisura a/D comprendido entre $0.0 \leq a/D \leq 0.4$, aumentando la diferencia para $0.4 \leq a/D \leq 0.6$. La divergencia entre las soluciones del FIT es máxima para resultados de K en el centro de la fisura en las de frente recto (Fig. 3.30), lo cual indica que esta figura es fundamental para la comparación entre los diferentes resultados. Por otra parte, el mejor acuerdo se alcanza en el caso del punto central de fisuras circulares, porque en este caso prácticamente todas las soluciones de FIT se ajustan en una única banda de valores que aumentan con la profundidad relativa de fisura (Fig. 3.32). En las fisuras intermedias los resultados se encuentran entre los dos casos extremos (Fig. 3.31).

Los resultados numéricos de Levan y Royer claramente sobrestiman el FIT para el rango completo de profundidades de fisura (desde superficiales a profundas) y de relaciones de aspecto (de prácticamente rectas a muy curvas). Las discrepancias entre los resultados aumentan para las fisuras más profundas ($a/D > 0.4$), destacando –negativamente– los resultados de Levan y Royer que sobrestiman el FIT aún más, lógica consecuencia del hecho de que el rango de aplicación de su solución es sólo hasta $a/D \leq 0.45$. Esta sobrestimación de K , aunque produce un diseño ingenieril conservador y un menor riesgo de fallo catastrófico, puede conducir a un incremento indeseado del coste (conviene aclarar que los resultados se encuentran claramente por encima del rango de la tendencia media), lo que lleva a pensar que esta solución debería ser desechada. Por otra parte, los resultados de Couroneau y Royer están ligeramente por debajo de la tendencia general, discrepando bastante de los de Levan y Royer (bastante por encima de la tendencia general), y por lo tanto tampoco son muy adecuados.

Respecto a los resultados de Shih y Chen, deberían ser utilizados con precaución, puesto que en algunos casos el procedimiento de ajuste produce valores de K negativos, con lo que se podría proporcionar una subestimación del FIT o incluso un valor negativo, el cual es totalmente imposible en Mecánica de Fractura.

El resto de resultados numéricos del FIT, tanto para el centro como para el borde de una fisura semielíptica (Valiente, Astiz, Carpinteri, Shin y Cai), funcionan bastante bien cuando se representan frente a la profundidad relativa de fisura (Fig. 3.30 a Fig. 3.35), con el lógico incremento de K frente a a/D .

Influencia de la relación de aspecto de la fisura

El FIT adimensional disminuye con la relación de aspecto a/b en el centro de la fisura, mientras que en el borde de la misma aumenta al inicio para descender con relaciones de aspecto elevadas (levemente en ambos casos). Esto significa que las fisuras poco profundas y de frente recto tienden a aumentar su curvatura cuando crecen, mientras que las fisuras circulares tienden a disminuir su curvatura en la fase de crecimiento (o propagación) si se está considerando un criterio local de fractura, en función del valor máximo de K en el frente de fisura.

Para cada profundidad relativa de fisura el FIT adimensional en el centro es mayor en frentes de fisura rectos que en formas de fisura circulares. Existe una relación de aspecto crítica $(a/b)_c$ para cada profundidad relativa de fisura a/D , de forma que para relaciones de aspecto menores que la crítica ($a/b < (a/b)_c$) K es más alto en el centro de la fisura, mientras que para relaciones de aspecto mayores que la crítica ($a/b > (a/b)_c$) el FIT es mayor en el borde de la fisura. Esta relación de aspecto crítica disminuye con el aumento de la profundidad relativa de fisura, como puede observarse en la Fig. 3.54.

Influencia del constreñimiento mecánico sobre los extremos de la probeta

Todos los autores proporcionan resultados de K para extremos libres en barras redondas fisuradas, excepto Shin y Cai que calculan el FIT para extremos libres (flexión permitida) pero también para extremos constreñidos (flexión impedida), como se muestra en las Fig. 3.30 a Fig. 3.35 y Fig. 3.42 a Fig. 3.47. Como se ha comentado anteriormente, los resultados de Shin y Cai muestran una disminución del factor de intensidad de tensiones en la proximidad de la punta de fisura cuando la flexión de la muestra no está permitida. Es decir, cuanto más alto es el constreñimiento mecánico al movimiento de la probeta menor es el efecto de flexión y menor la apertura de la fisura, y por lo tanto menor es el FIT.

Desde el punto de vista ingenieril, el uso de las soluciones del FIT asociadas a restricciones de flexión representa una aproximación no conservadora del problema, puesto que muchos elementos estructurales longitudinales que trabajan en tracción (alambres, tirantes, tendones) lo hacen bajo condiciones de libertad (flexión permitida) debido a sus condiciones de fijación que admiten generalmente rotaciones (rótulas). Esto incrementa el FIT actual y como consecuencia el riesgo de fallo catastrófico.

Sin embargo, como se muestra en los manuales clásicos de FITs (véase por ejemplo ROOKE y CARTWRIGHT, 1976), la geometría fisurada con flexión impedida es equivalente a otra en la cual la muestra tiene una longitud infinita, puesto que en este caso la flexión está restringida debido a la propia longitud de la muestra. Por lo tanto, la solución para extremos constreñidos de Shin y Cai podría utilizarse para proporcionar un valor adecuado de K no sólo para barras cilíndricas con restricciones de borde (es decir, ensayos de laboratorio con mordazas rígidas), sino también para barras redondas extremadamente largas o como estimación del límite inferior del FIT para barras moderadamente largas.

Sobre la solución más adecuada del FIT adimensional

Respecto a cuál es el valor de K más adecuado para barras cilíndricas, la comparación principal debe realizarse teniendo en cuenta la Fig. 3.30 (FIT en el punto central de una fisura de frente recto), puesto que éste es el caso para el cual las diferencias son máximas entre las distintas soluciones numéricas de K , especialmente para fisuras más largas. Por ejemplo, para una fisura recta muy larga ($a=0.6D$) en una barra cilíndrica de diámetro D , puede observarse que presenta un FIT muy alto en su centro ($K > 3\sigma\sqrt{\pi a}$).

Con respecto a las dos soluciones pioneras formuladas en el año 1980 por Valiente (la primera solución, global, indicada en la ecuación (3.50) y la segunda solución, local, en la ecuación (3.51)), la Fig. 3.30 muestra que la primera (global) subestima el valor de K , especialmente para las fisuras más largas, que conducirían a una estimación no conservadora de riesgo ingenieril, mientras que la segunda (local) tiene un rendimiento excelente, ya que se ajusta perfectamente a la tendencia media del diagrama K frente a/D mostrado en la Fig. 3.30. La subestimación de la primera solución es una consecuencia directa de su carácter global, es decir, se calcula para el frente entero de la fisura desde la flexibilidad de la muestra y esto representa un valor medio sobre la línea de la fisura. Si esto se considera en una fisura de frente recto en una barra cilíndrica el FIT es máximo en el centro, luego cualquier cálculo

medio conduce indudablemente a una subestimación del K . Sin embargo, tal subestimación implica que podría también ser utilizada para fisuras ligeramente curvas, para las cuales el FIT disminuye en el centro de la fisura (Fig. 3.31), un caso intermedio entre las fisuras rectas (Fig. 3.30) y las fisuras circulares (Fig. 3.32). Por otra parte, el carácter no conservador del sentido global de esta solución puede ser útil en el caso de un proceso de fractura no puramente frágil, es decir, aquellos análisis de fractura que posean cierto grado de ductilidad. En este sentido, la solución global de K proporcionada por Valiente, ecuación (3.50), ha sido utilizada con éxito para analizar el comportamiento en fractura de alambres de acero progresivamente trefilados (TORIBIO, 2002a), en particular en el caso de los alambres fuertemente trefilados (para el hormigón de pretensado), cuyo comportamiento en fractura exhibe cierto grado de ductilidad y anisotropía (TORIBIO, 2002b; TORIBIO y VALIENTE, 2006). Además, la solución global para K de Valiente también se ha utilizado con éxito para modelizar la fisuración por corrosión bajo tensión en los alambres de acero de pretensado trefilados (TORIBIO y OVEJERO, 2005), para analizar el fenómeno particular del redondeo de la punta de fisura en tales aceros (TORIBIO y OVEJERO, 1999) y para condiciones de micro-daño asistido por hidrógeno en barras de acero eutectoide (TORIBIO, 1997). En este último caso ambas soluciones de Valiente (global y local) se han utilizado exitosamente.

En el caso de la solución proporcionada por Astiz y representada por la ecuación (3.52), que también procede de los años 80, los resultados de K aparecen como los mejores en la Fig. 3.30 para frente recto (el gráfico que se ha considerado como referencia), ya que se ajustan con exactitud a la tendencia media (si no se tienen en cuenta los resultados de Levan y Royer por excesiva sobrestimación). Lo mismo ocurre en la Fig. 3.31 (fisura intermedia), mientras que en la Fig. 3.32 (fisura circular) todos los resultados se encuentran en una única banda. Los resultados de Astiz, que tienen un carácter local (resultados de K en puntos concretos), se han utilizado con éxito en el análisis de procesos de fractura puramente frágil, es decir, en barras laminadas de acero perlítico (TORIBIO, 2002b; TORIBIO y VALIENTE, 2006).

Los resultados numéricos de Carpinteri no tienen tan buen rendimiento para el valor de K en el centro de una fisura de frente recto (Fig. 3.30), puesto que exhiben cierta tendencia a sobrestimar el FIT, y lo mismo sucede en el caso de fisuras intermedias (Fig. 3.31), tendiendo a una banda única para fisuras circulares (Fig. 3.32). Sin embargo funcionan muy bien en el borde de la fisura (Fig. 3.33 a Fig. 3.35), donde se ajustan a la tendencia central (una vez más, si no se tienen en cuenta los resultados de Levan y Royer debido a su sobrestimación).

Los resultados de K obtenidos recientemente por Shin y Cai tienen la ventaja adicional de proporcionar soluciones del FIT para extremos libres (símbolo L) y para extremos constreñidos (símbolo C), cf. Fig. 3.30 a Fig. 3.35 y Fig. 3.42 a Fig. 3.47, y muestran la influencia de las condiciones de contorno en los extremos de la probeta. En el caso de los resultados de K para extremos libres, los únicos que pueden compararse con los de otros autores, Shin y Cai exhiben cierta sobrestimación de K si se comparan con la tendencia media representada por los resultados de Astiz en el centro de la fisura (Fig. 3.30 a Fig. 3.32) o los resultados de Carpinteri en el borde de la fisura (Fig. 3.33 a Fig. 3.35).

Respecto al resto de soluciones de K (Levan y Royer, Couroneau y Royer, Shih y Chen), presentan ciertas desventajas: (i) una clara (e inadmisibles) sobrestimación de K en el caso de Levan y de Royer que implica un incremento de coste en diseño ingenieril; (ii) una ligera subestimación de K en la solución de Couroneau y Royer que deriva en un incremento del riesgo de fallo; (iii) valores negativos de K después del ajuste a una curva en las soluciones de Shih y Chen, conduciendo a una subestimación o a un valor negativo, y por tanto incoherente, del FIT. Por lo tanto estas tres soluciones, aunque interesantes, no son las más adecuadas para utilizar en ingeniería.

En el enfoque según la Mecánica de Fractura, el análisis en régimen de tolerancia al daño o la valoración de la integridad estructural en Ingeniería, las soluciones que deben tenerse en cuenta son las de Valiente (tanto las globales como las locales), Astiz, Carpinteri y Shin-Cai (para extremos libres y para extremos constreñidos). El resumen de las características de estas soluciones se realiza a continuación:

- (i) Valiente propuso un par de soluciones uniparamétricas para K (global y local) en función únicamente de la profundidad relativa de fisura (a/D), cf. Fig. 3.8, siendo válidas solamente para el centro de fisuras de frente recto. Estas soluciones permiten un análisis de procesos de fractura no puramente frágiles (TORIBIO, 2002a; 2002b; TORIBIO y VALIENTE, 2006) o de fenómenos de fisuración asistidos por el ambiente en barras cilíndricas (TORIBIO y OVEJERO, 1999; 2005; TORIBIO, 1997).
- (ii) Astiz evaluó una solución de K biparamétrica en función de la profundidad relativa de fisura (a/D) y de la relación de aspecto (a/b), cf. Fig. 3.9, siendo válidas para el centro de una amplia variedad de geometrías de fisura. Esta solución presenta el

mejor funcionamiento del conjunto de resultados de K (cf. Fig. 3.30), y trabaja muy bien en análisis de procesos de fractura puramente frágil (TORIBIO, 2002b; TORIBIO y VALIENTE, 2006). Cuando el valor del FIT se requiere no sólo en el centro de la fisura sino también en el borde, la solución de K biparamétrica obtenida por Carpinteri en función de la profundidad de la fisura y de la relación de aspecto de la fisura es una opción razonable.

- (iii) Shin y Cai obtuvieron un par de soluciones triparamétricas de K (para extremos libres y constreñidos) en función de la profundidad relativa de fisura (a/D), la relación de aspecto (a/b) y la posición en el frente de la fisura (x/h), cf. Fig. 3.14. Estas soluciones son muy adecuadas para el análisis de la evolución de la forma de la fisura en la propagación de fisuras por fatiga (CARPINTERI, 1993; SHIH y CHEN, 1997; LIN y SMITH, 1997; 1998; COURONEAU y ROYER, 1998). La solución para extremos libres, aunque trabaja ligeramente peor que la de Astiz, debe ser utilizada cuando el valor del FIT se requiere en distintos puntos del frente de fisura. La solución para extremos constreñidos es la única disponible en la literatura científica y es muy útil para ensayos de laboratorio (cuando se realizan con mordazas rígidas) o cuando se utilizan alambres muy largos, ya que en este caso la flexión está impedida por la longitud de la probeta.

4.2.2. Barras lisas sometidas a flexión

Variación del FIT con la profundidad relativa de fisura

Como en el caso de tracción, las distintas soluciones numéricas del FIT presentan buen acuerdo en todas las relaciones de aspecto de fisura a/b ($0.0 \leq a/b \leq 1.0$) y para un rango de profundidades relativas de fisura a/D comprendido entre $0.0 \leq a/D \leq 0.3$ para el caso del punto central y entre $0.0 \leq a/D \leq 0.4$ en el caso del punto del borde, aumentando posteriormente la diferencia hasta $a/D \leq 0.6$. De nuevo el mejor acuerdo se da también en el punto central de las fisuras circulares (Fig. 3.38), ya que los valores se ajustan prácticamente en una única banda, y la mayor divergencia de soluciones aparece en el punto central de las fisuras de frente recto (Fig. 3.36). Las fisuras intermedias muestran resultados situados entre los dos casos anteriores (Fig. 3.37).

Los resultados alcanzados por Levan y Royer son los que más discrepan del resto de autores (salvo en el caso del punto central del frente circular), aumentando más esta diferencia conforme lo hace la relación a/D (la fisura es más profunda), a partir de $a/D=0.3$ (en los casos del punto central de la fisura) y $a/D=0.4$ (en los casos del punto de la superficie de la fisura), aunque hay que tener en cuenta que los autores calcularon su expresión del FIT hasta $a/D=0.45$. Para fisuras circulares, en el punto del borde de la fisura, se produce la máxima discrepancia de resultados con los demás autores (Fig. 3.41). Todo esto provoca que esta solución no deba considerarse como apropiada.

El resto de autores obtienen resultados muy similares, con una ligera variación para $a/D=0.6$ en los casos del punto del borde de las fisuras de frente recto (Fig. 3.39) o de frente curvo (Fig. 3.41). Un caso particular es el que se produce con los resultados de Couroneau y Royer en el punto central de las fisuras intermedias (Fig. 3.37), en los que se observa que desde $a/D=0.4$ comienza a desviarse el valor del FIT por encima del resto de resultados (a excepción de los de Levan y Royer). Este valor sigue aumentando hasta superar incluso a Levan y Royer para $a/D=0.6$ (no representado en la gráfica), si bien es cierto que los autores proporcionan una expresión hasta $a/D=0.5$. Aún así, sin estar definida para valores superiores a 0.5, la expresión funciona perfectamente para frente recto y para frente circular en el punto central de la fisura (Fig. 3.36 y Fig. 3.38 respectivamente), pues coincide bastante bien con los otros autores.

Influencia de la relación de aspecto de la fisura

El FIT adimensional disminuye con la relación de aspecto a/b en el centro de la fisura, mientras que en el borde de la misma aumenta ligeramente para luego disminuir en $a/b=1.0$ (frente circular). Esto significa que las fisuras poco profundas y de frente recto tienden a aumentar su curvatura cuando crecen, mientras que las fisuras circulares tienden a disminuir su curvatura en la fase de crecimiento si está presente un criterio local de fractura (o propagación) en función del valor máximo de K en el frente de fisura.

Para cada profundidad relativa de fisura el FIT adimensional en el punto A es mayor en frentes de fisura rectos que en formas de fisura circulares, aunque la diferencia es menor que en el caso de tracción. Existe una relación de aspecto crítica $(a/b)_c$ para cada profundidad relativa de fisura a/D , de forma que para relaciones de aspecto menores que la crítica

$(a/b < (a/b)_c)$ K es más alto en el centro de la fisura, mientras que para relaciones de aspecto mayores que la crítica $(a/b > (a/b)_c)$ el FIT es mayor en el borde. Esta relación de aspecto crítica $(a/b)_c$ disminuye con el aumento de la profundidad relativa de fisura, como se muestra en la Fig. 3.55, con menor pendiente que en el caso de tracción (Fig. 3.54).

4.2.3. Aplicación de la Norma BSI 7910:1999 a barras lisas

La Norma BSI 7910:1999 presenta varios puntos débiles en cuanto al cálculo del factor de intensidad de tensiones adimensional, obtenido a partir del trabajo de JAMES y MILLS (1988). En particular, sólo considera dos alternativas para la relación de aspecto, frente recto y frente circular (sin restricciones en cuanto a la ubicación de su centro) y con validez para un rango de geometrías ($0.7 \leq a/c \leq 0.8$). Además, la solución obtenida para K es uniparamétrica, función únicamente de la profundidad relativa de fisura a/D , de forma que tampoco se tiene en cuenta el punto del frente donde se quiere calcular.

Más aún, se han mezclado valores de frente y borde para la obtención de estas expresiones, de forma que aparece una amplia banda de dispersión de resultados y una desviación de la tendencia respecto al resto de autores. Para frente recto, los FITs que se obtienen subestiman el valor respecto al punto central de la fisura (excepto para $a/D=0.6$) y lo sobreestiman respecto al borde, tanto en tracción como en flexión. Para frente circular, los valores que se obtienen hasta $a/D=0.4$ son bastante coincidentes con el resto de autores, mientras que para a/D mayores los subestiman, en cualquier punto del frente y con ambos tipos de cargas.

4.2.4. Barras entalladas sometidas a tracción

El FIT adimensional es en este caso “tetraparamétrico”, ya que depende del factor concentrador de tensiones (derivado de la geometría de la entalla), de la profundidad relativa de fisura, de la relación de aspecto y del punto sobre el frente de fisura. Los trabajos que se pueden encontrar sobre este tema son más bien escasos y presentan algunas limitaciones. Carpinteri, Brighenti y Vantadori muestran resultados pero no los relacionan a través de ninguna fórmula, mientras que Guo, Shen y Li indican una expresión de ajuste pero que presenta grandes restricciones en cuanto a intervalos de aplicación. Ambos trabajos muestran además poca coincidencia en sus resultados numéricos, aunque los obtenidos por Carpinteri, Brighenti y Vantadori para barras lisas son más adecuados que los de Guo, Shen y Li.

Variación del FIT con la profundidad relativa de fisura

A medida que aumenta la profundidad relativa de fisura, a/d , lo hace también el valor del factor de intensidad de tensiones adimensional, tanto en el centro como en el borde del frente de la fisura, para las diferentes relaciones de aspecto (Fig. 3.68 a Fig. 3.71). Los valores obtenidos presentan una mayor variación de resultados con la relación de aspecto para profundidades relativas de fisura más elevadas (Fig. 3.69 y Fig. 3.71).

Influencia de la relación de aspecto de la fisura

Conforme aumenta la relación de aspecto a/b , haciéndose el frente de fisura más circular, el valor del FIT adimensional disminuye tanto en el centro como en el borde, para las profundidades de fisura analizadas, $a/d=0.1$ y $a/d=0.4$. La disminución en el centro es coherente con los resultados correspondientes a la barra lisa fisurada, mientras que en el borde de la fisura las barras lisa y entallada presentan tendencias opuestas de variación del FIT con la relación de aspecto, probablemente a causa de la concentración tensional provocada por la entalla.

Influencia del factor de concentración de tensiones

Las geometrías de las entallas de revolución utilizadas por los autores han sido variadas (semicirculares, tipo U y tipo V con un ángulo de apertura de 60°), encontrándose que el parámetro característico de las entallas en cuanto a su comportamiento en fractura es el factor concentrador de tensiones, K_t . El FIT adimensional presenta una dependencia muy leve respecto de las distintas geometrías de entalla para un mismo valor del factor concentrador de tensiones.

La influencia de la entalla sobre el factor de intensidad de tensiones apenas se aprecia en el centro de la fisura, pero es muy evidente en los puntos del frente cercanos al borde. El valor del FIT adimensional en el centro de la fisura apenas varía o disminuye ligeramente con el aumento del factor concentrador de tensiones (más apreciablemente para Carpinteri con $a/d=0.4$), mientras que en la zona próxima al borde crece, fundamentalmente para profundidades de fisura más pequeñas.

4.3. Modelización del crecimiento de fisura bajo cargas cíclicas

4.3.1. Evolución del frente de fisura

La influencia del coeficiente m (característico del material) en la evolución del frente de fisura se observa en las Fig. 3.158 a Fig. 3.160, donde se muestra la relación de aspecto durante el crecimiento de fisuras en tres materiales distintos ($m=\{2, 3, 4\}$), dos geometrías iniciales de fisura ($a/D=0.1$ y $a/b=\{0.08, 1.00\}$) y cargas de tracción (con extremos libres y constreñidos) y de flexión. Puede comprobarse que a medida que el valor del coeficiente m de Paris crece las dos curvas se aproximan y que en la zona próxima a $a/D=0.8$ los valores de la relación de aspecto disminuyen para la misma profundidad relativa de fisura (frente más recto).

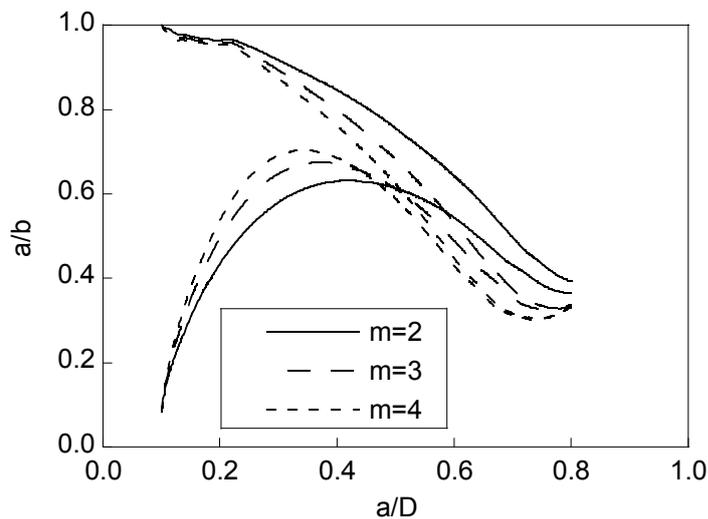


Fig. 3.158. Relación de aspecto (tracción con extremos libres).

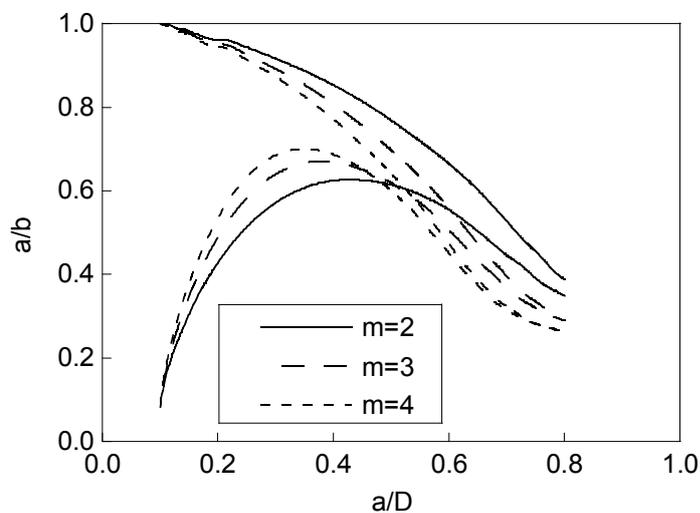


Fig. 3.159. Relación de aspecto (tracción con extremos constreñidos).

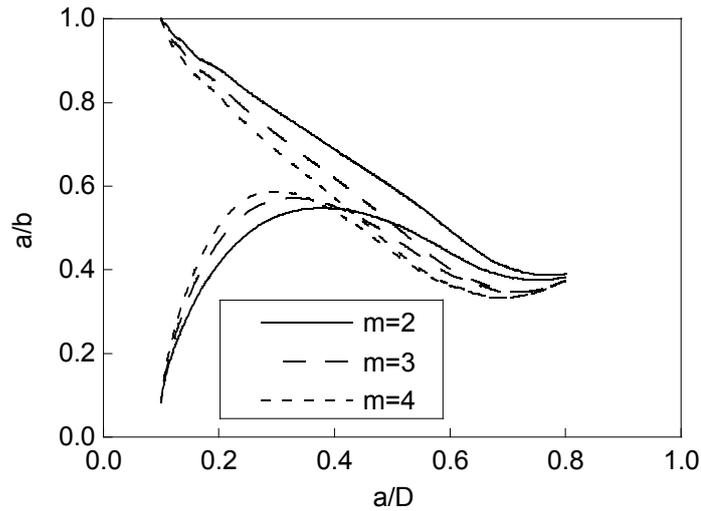


Fig. 3.160. Relación de aspecto (flexión).

Con objeto de comprobar la validez del modelo desarrollado se compararon los resultados numéricos con los experimentales, obtenidos en la propagación de fisuras por cargas cíclicas de tracción sobre alambres de acero de pretensado perlítico (GONZÁLEZ, MATOS y TORIBIO, 2005; TORIBIO, GONZÁLEZ y MATOS, 2007), con coeficiente de Paris $m=3$ (GONZÁLEZ *et al.*, 2007), tal y como se muestra en la Fig. 3.161.

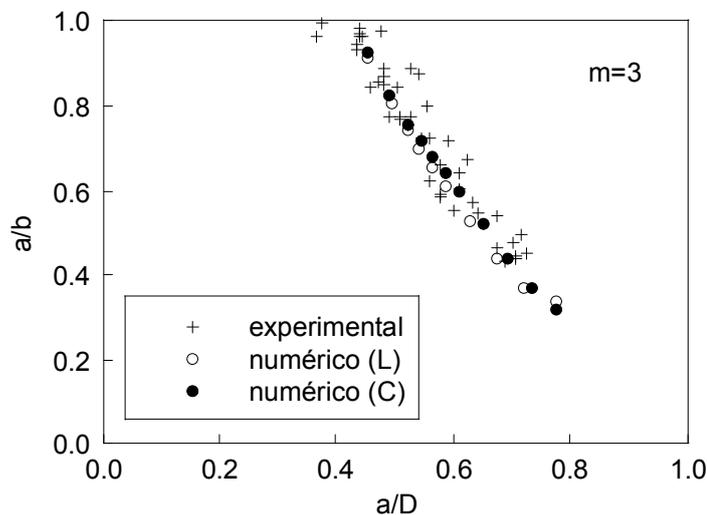


Fig. 3.161. Comparación de $a/b-a/D$ (valores experimentales y numéricos).

Se observa que estos resultados experimentales se ajustan bastante bien a los numéricos, siendo la precisión algo mayor en el caso de la modelización para tracción con extremos constreñidos, algo lógico si se tiene en cuenta que en los ensayos las mordazas y la longitud de las probetas así lo imponen.

En las Fig. 3.162 y Fig. 3.163 se comparan los datos obtenidos en esta modelización con los alcanzados por otros autores (CARPINTERI, 1993; LIN y SMITH, 1997; SHIN y CAI, 2007), para $m=3$, carga de tracción con extremos libres y carga de flexión, y diversas geometrías iniciales. El fundamento de cálculo seguido por todos estos autores es el mismo que el utilizado en este trabajo, la ley de Paris-Erdogan. CARPINTERI (1993) realizó un avance en sólo dos puntos del frente, el central y uno próximo al borde de la fisura, mientras que LIN y SMITH (1997) desarrollaron sus cálculos del FIT adimensional remallando cada avance de la fisura y ajustando a posteriori los frentes obtenidos a círculos y elipses. SHIN y CAI (2007) no especifican las divisiones realizadas en el frente de fisura, aunque sí indican el empleo de un valor de $\Delta a(\max)$ de $D/400$.

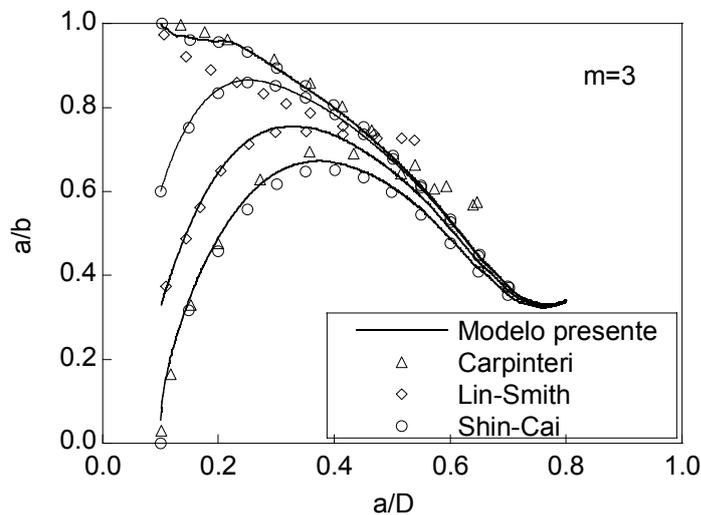


Fig. 3.162. Comparación de a/b - a/D con otros autores (tracción con extremos libres).

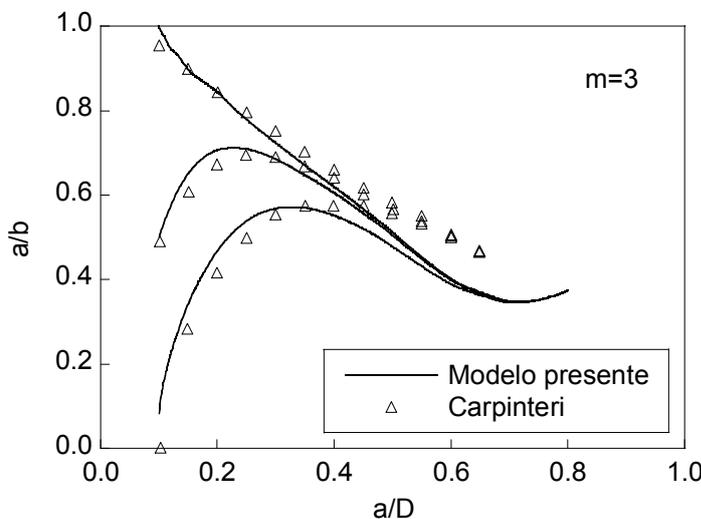


Fig. 3.163. Comparación de a/b - a/D con otros autores (flexión).

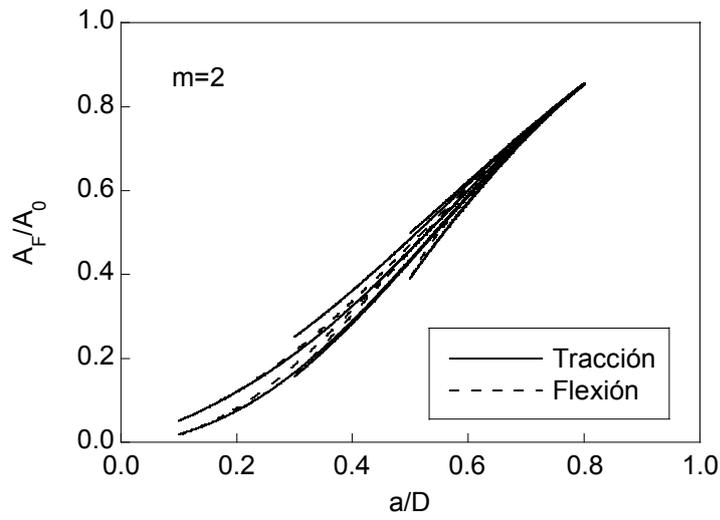
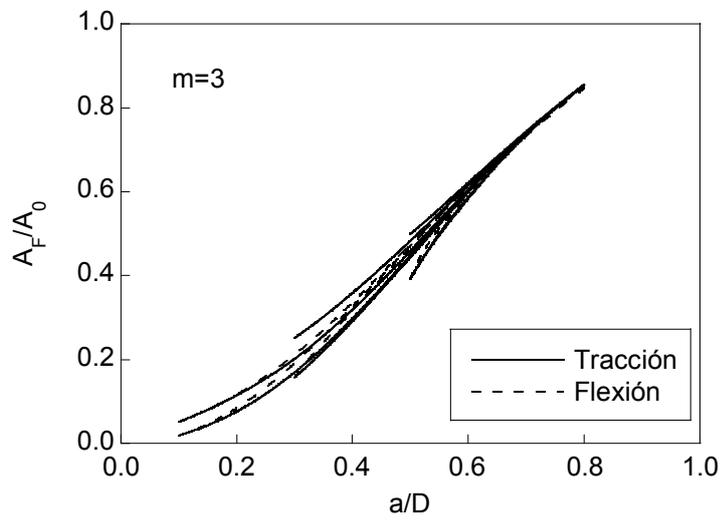
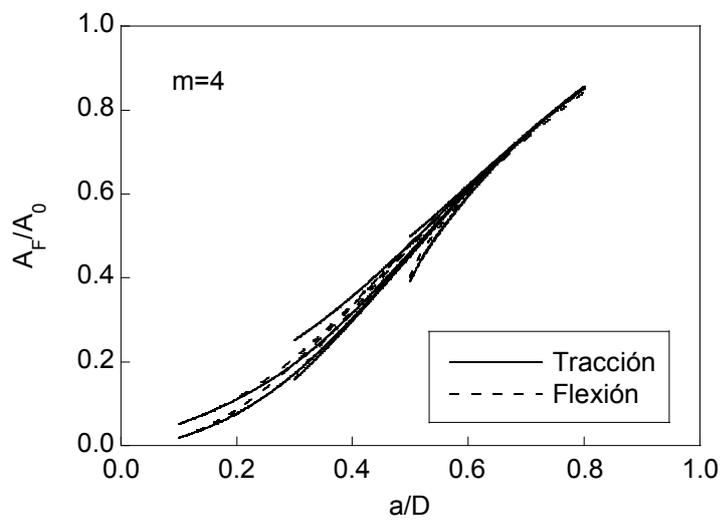
En general se aprecia que los resultados de este trabajo están de acuerdo con los de estos otros autores hasta un valor de $a/D=0.4$. Con Shin y Cai la concordancia es casi completa, algo que parece razonable puesto que la modelización realizada utiliza las expresiones del FIT adimensional calculadas por ellos. La diferencia con los resultados de Carpinteri puede deberse a las variaciones que presentan sus valores del FIT adimensional frente a los de Shin y Cai, o al hecho de que Carpinteri utilizó *sólo dos puntos* (el centro de la fisura y uno próximo al borde) en la modelización.

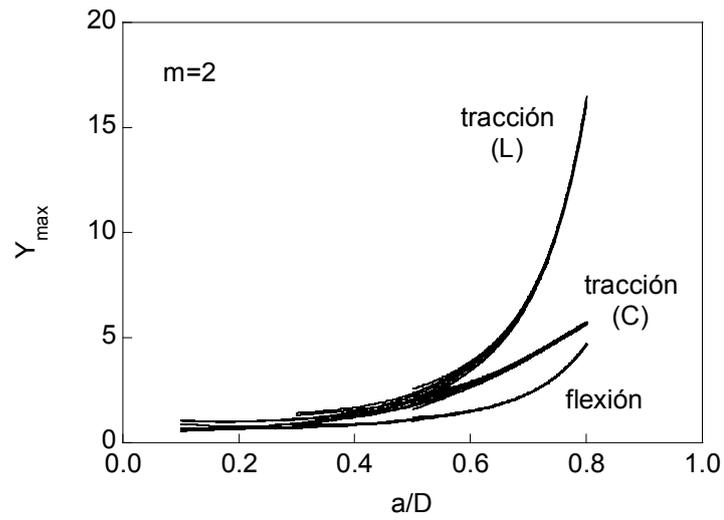
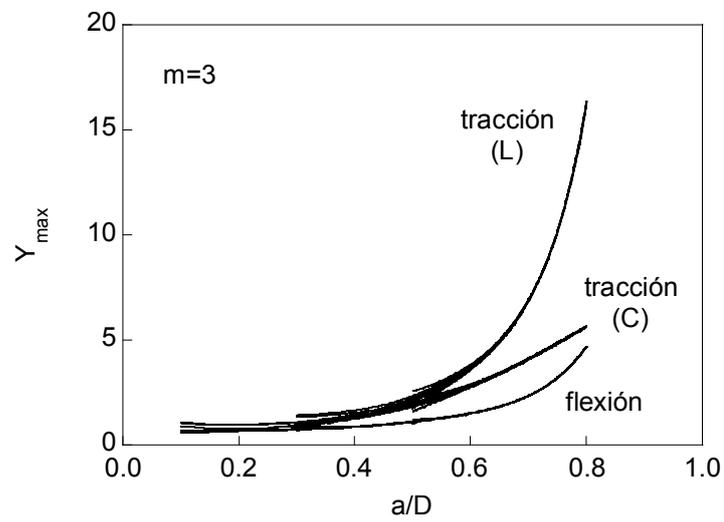
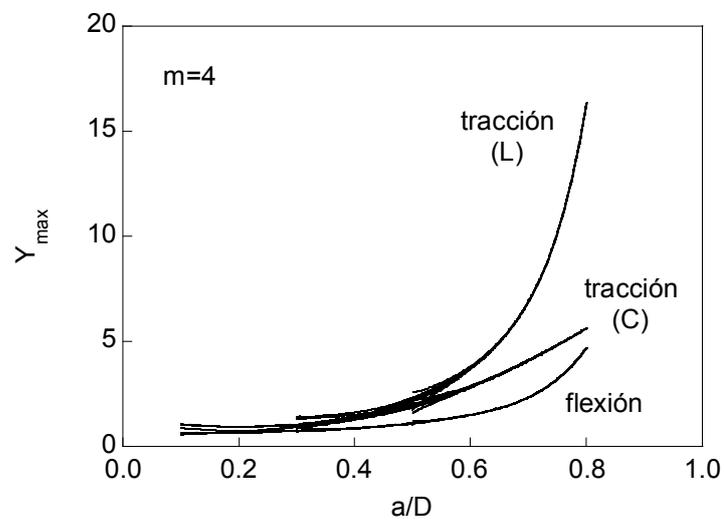
Las curvas de crecimiento del Área fisurada adimensional, $A_F/A_0-a/D$, muestran una apariencia ligeramente sinusoidal (Fig. 3.164 a Fig. 3.166). La cantidad de área fisurada apenas cambia con la condición de sujeción de los extremos de la probeta en la propagación de la fisura para tracción, aunque sí existe diferencia entre tracción y flexión. Partiendo de las mismas condiciones iniciales en la zona intermedia de la representación $a/b-a/D$, algunas de las fisuras tienen relaciones de aspecto menores en flexión que en tracción y por tanto su porcentaje de área fisurada es mayor (llegando prácticamente a la misma área final). Existe mayor convergencia en las distintas curvas que representan el área fisurada (diferentes condiciones iniciales) para el caso de flexión que para tracción y en materiales con m mayor.

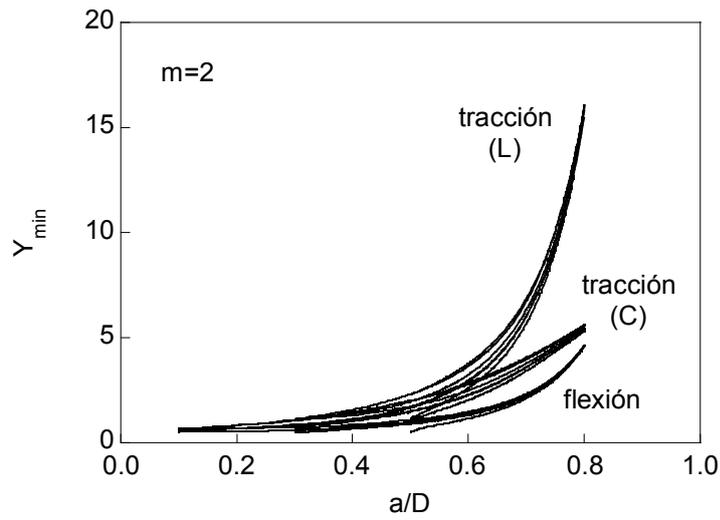
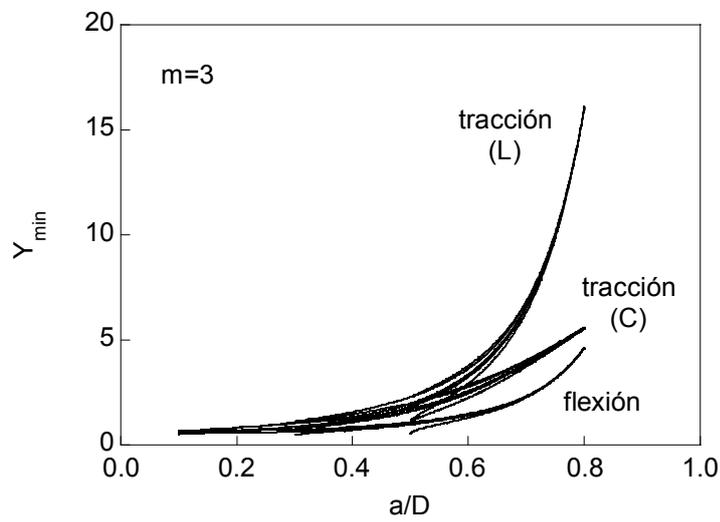
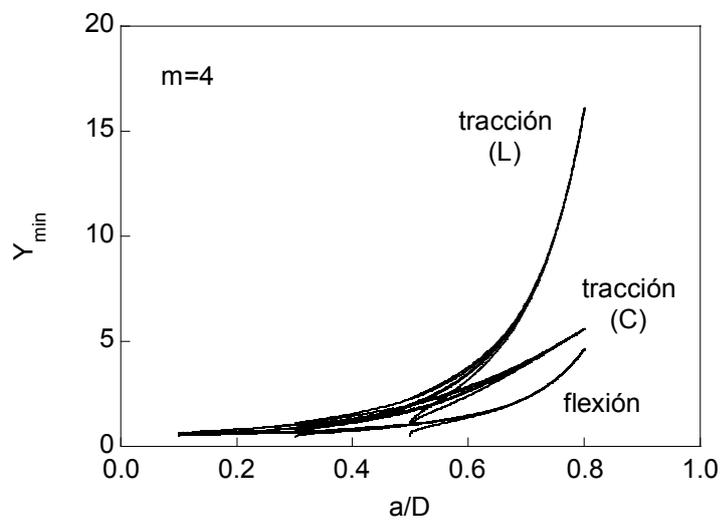
4.3.2. Evolución del FIT adimensional

El FIT adimensional crece con la profundidad relativa de fisura para todas las condiciones de estudio consideradas (Fig. 3.167 a Fig. 3.172). Los resultados muestran una evolución en el valor del FIT adimensional que es diferente entre los alambres con extremos fijos y constreñidos, fundamentalmente a partir de la profundidad de fisura de mitad del diámetro. A partir de esta profundidad relativa el FIT adimensional para el caso de extremos libres es mayor que para el de constreñidos, siendo esta diferencia de más del doble para una profundidad de 0.8 veces el diámetro.

Para la carga de flexión el FIT adimensional tiene un valor apreciablemente menor que si la carga fuese de tracción (incluso desde profundidades relativas de fisura pequeñas), manteniéndose siempre por debajo del de tracción con extremos constreñidos. A medida que el parámetro m es mayor existe una mejor convergencia de los resultados para las distintas geometrías iniciales, tanto del FIT máximo como del mínimo, a lo largo del frente de fisura. Además el FIT adimensional máximo muestra también una mejor convergencia que el mínimo, siendo este hecho más apreciable en tracción que en flexión, donde también converge bien el mínimo.

Fig. 3.164. Área fisurada adimensional ($m=2$).Fig. 3.165. Área fisurada adimensional ($m=3$).Fig. 3.166. Área fisurada adimensional ($m=4$).

Fig. 3.167. FIT adimensional máximo ($m=2$).Fig. 3.168. FIT adimensional máximo ($m=3$).Fig. 3.169. FIT adimensional máximo ($m=4$).

Fig. 3.170. FIT adimensional mínimo ($m=2$).Fig. 3.171. FIT adimensional mínimo ($m=3$).Fig. 3.172. FIT adimensional mínimo ($m=4$).

4.3.3. Evolución de la flexibilidad adimensional

Se ha realizado un estudio comparativo de los resultados de la modelización y los obtenidos por otros autores para la flexibilidad adimensional f , con determinadas geometrías de fisura ($a/D \leq 0.6$ y $a/b = \{0.08, 0.20, 0.40, 0.60, 0.80, 1.00\}$) y distintas condiciones de carga. SHIH y CHEN (1997) estimaron la flexibilidad adimensional con la media de las dos expresiones del FIT adimensional obtenidas por CARPINTERI (1992a). RUBIO y MUÑOZ (2007) consideraron la variación del FIT adimensional a lo largo del frente de fisura con la expresión de Shin y Cai, y utilizaron la regla del trapecio para la integral de la flexibilidad *con un valor aproximado del elemento de área*. En este trabajo también se ha calculado la flexibilidad empleando las expresiones de Shin y Cai a lo largo del frente de fisura, considerando cargas de tracción con extremos libres o constreñidos o cargas de flexión, llegando hasta una profundidad relativa de fisura $a/D=0.8$. La integral se ha calculado *sin aproximar el elemento de área* y con regla del trapecio, utilizando elementos de área suficientemente pequeños y avalados por un estudio de convergencia previo.

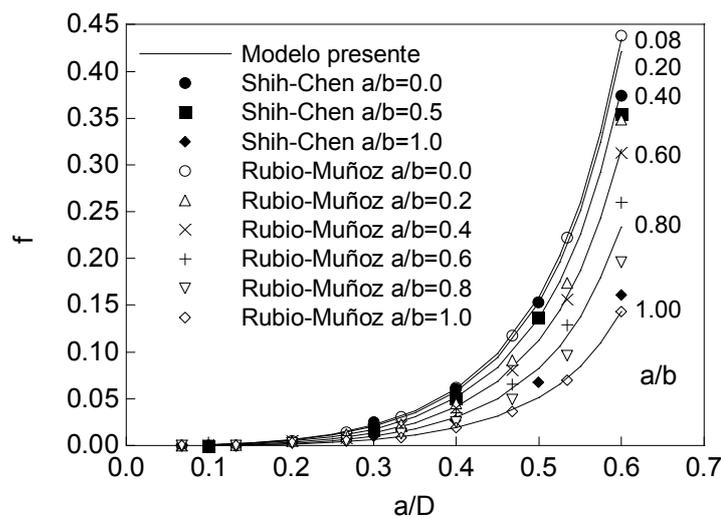


Fig. 3.173. Comparación de f con otros autores (tracción con extremos libres).

En el caso de carga de tracción con extremos libres (Fig. 3.173) los valores de Shih y Chen para $a/b=0.0$ presentan bastante coincidencia con los resultados del presente modelo, siendo aquellos ligeramente inferiores en el tramo $a/D=0.5 \div 0.6$. Para $a/b=0.5$ y 1.0 los resultados de Shih y Chen tienen una tendencia muy similar, pero con unos valores algo mayores. Rubio y Muñoz presentan gran coincidencia en las curvas de los extremos, $a/b=0.0$ y 1.0 , quedando el resto de curvas aproximadamente equidistantes (salvo $a/b=0.2$ que está más próxima a $a/b=0.4$ que a $a/b=0.0$), mientras que en este trabajo están más próximas entre sí a medida que el frente de fisura se hace más recto, quedando por tanto los valores de Rubio y Muñoz por debajo.

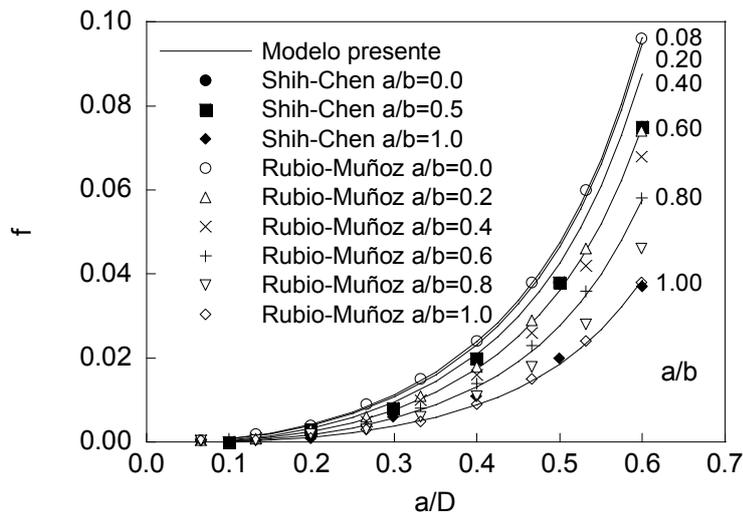
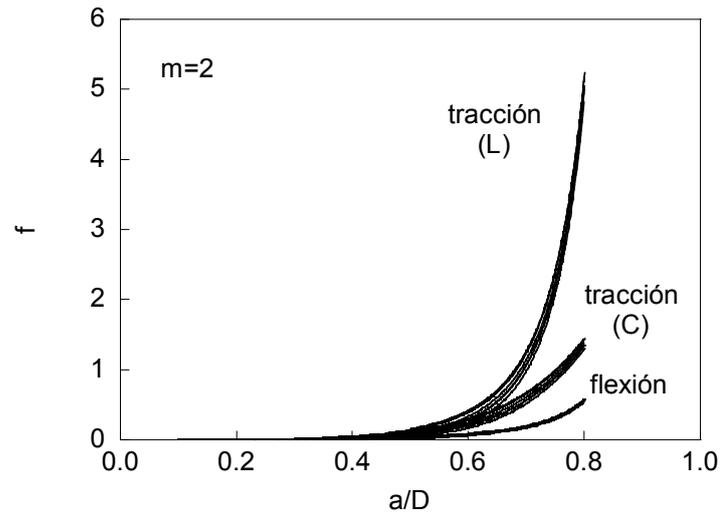
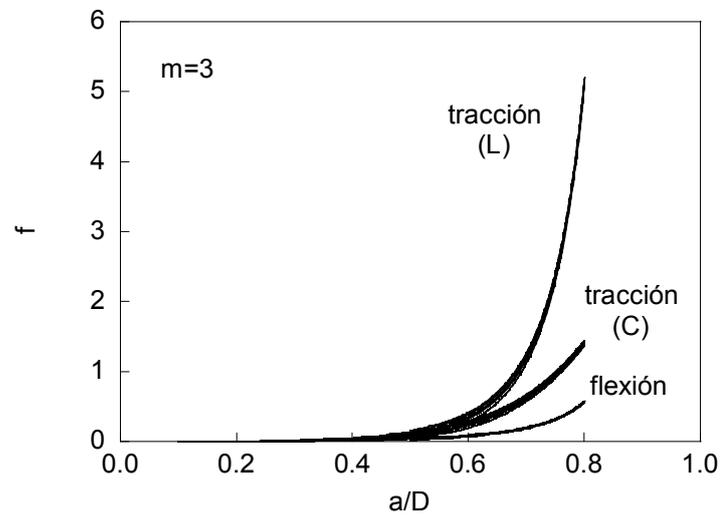
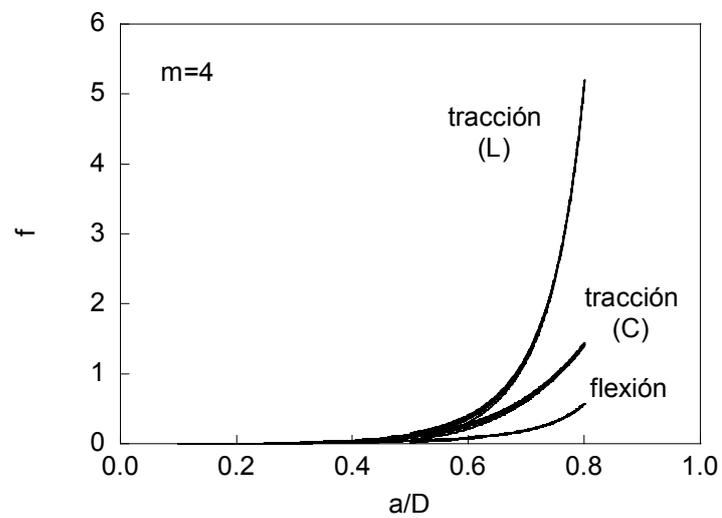


Fig. 3.174. Comparación de f con otros autores (flexión).

Para carga de flexión (Fig. 3.174) las curvas obtenidas por Shih y Chen con $a/b=0.0$ y 0.5 son prácticamente iguales, coincidiendo para profundidades de fisura bajas (hasta $a/D=0.5$) con los valores previsibles para $a/b=0.5$ del presente modelo y disminuyendo para mayores profundidades relativas de fisura. Para $a/b=1.0$ los resultados tienen una tendencia muy similar, aunque son ligeramente mayores excepto en la zona final. Rubio y Muñoz presentan nuevamente gran coincidencia en los valores extremos $a/b=0.0$ y 1.0 del presente trabajo, quedando el resto de curvas por debajo.

Durante el crecimiento de diversas geometrías de fisura inicial (diferentes relaciones de aspecto y profundidades relativas de fisura) para los tipos de carga empleados y en los distintos materiales, se observa como la flexibilidad adimensional aumenta con la profundidad relativa de fisura (de forma creciente) y que la relación de aspecto influye en menor medida (Fig. 3.175 a Fig. 3.177, en las cuales las bandas de curvas corresponden a distintas relaciones de aspecto a/b iniciales). En tracción, para ambas condiciones de los extremos de la probeta, los valores de flexibilidad adimensional son similares hasta aproximadamente la mitad de la probeta, a partir de la cual para extremos libres la flexibilidad adimensional crece mucho más que para extremos constreñidos, llegando a ser hasta tres veces mayor para la profundidad de $0.8D$. Para cargas de flexión la flexibilidad adimensional tiene valores menores, llegando a ser la mitad que para tracción con extremos constreñidos en el punto final estudiado ($a/D=0.8$). Las curvas de flexibilidad adimensional presentan una menor dispersión para flexión que para tracción, y para grandes profundidades relativas de fisura menor en extremos libres que en constreñidos. Además se observa cómo a medida que el coeficiente m es mayor lo es también la convergencia.

Fig. 3.175. Flexibilidad adimensional ($m=2$).Fig. 3.176. Flexibilidad adimensional ($m=3$).Fig. 3.177. Flexibilidad adimensional ($m=4$).

4.3.4. Evolución del número de ciclos adimensional

En la Tabla 3.10 y en las Fig. 3.178 a Fig. 3.180 se muestran los valores del número de ciclos adimensional total necesarios para que la fisura crezca de acuerdo a la ley de Paris-Erdogan, desde distintas fisuras iniciales hasta alcanzar una profundidad de fisura de $0.8D$, con distintos materiales y condiciones de carga.

Tabla 3.10. Número de ciclos adimensional total, n_T .

m	Carga	$(a/D)_{\text{inicial}}$	$(a/b)_{\text{inicial}}$				
			0.08	0.25	0.50	0.75	1.00
2	Tracción (L)	0.1	1.35	1.49	1.88	2.37	2.74
		0.2	0.54	0.58	0.73	0.95	1.24
		0.3	0.22	0.23	0.29	0.39	0.54
	Tracción (C)	0.1	1.43	1.58	1.99	2.49	2.90
		0.2	0.61	0.65	0.80	1.03	1.34
		0.3	0.27	0.29	0.35	0.46	0.62
	Flexión	0.1	2.74	2.96	3.55	4.20	4.74
		0.2	1.46	1.55	1.83	2.23	2.68
		0.3	0.79	0.83	0.98	1.23	1.53
3	Tracción (L)	0.1	3.00	3.44	4.85	6.65	8.57
		0.2	0.79	0.88	1.20	1.78	2.68
		0.3	0.21	0.23	0.32	0.48	0.79
	Tracción (C)	0.1	3.19	3.65	5.12	7.17	9.25
		0.2	0.89	0.98	1.32	1.93	2.85
		0.3	0.27	0.30	0.39	0.59	0.93
	Flexión	0.1	7.38	8.20	10.61	13.62	16.45
		0.2	3.01	3.26	4.11	5.41	6.98
		0.3	1.29	1.39	1.74	2.38	3.17
4	Tracción (L)	0.1	7.35	8.84	13.93	21.59	29.86
		0.2	1.27	1.46	2.19	3.69	6.45
		0.3	0.23	0.26	0.38	0.66	1.27
	Tracción (C)	0.1	7.91	9.43	14.76	23.34	33.31
		0.2	1.44	1.64	2.42	3.99	6.78
		0.3	0.30	0.34	0.49	0.83	1.81
	Flexión	0.1	21.61	24.74	34.74	48.84	63.73
		0.2	6.72	7.42	9.95	14.12	19.60
		0.3	2.29	2.50	3.41	4.96	6.89

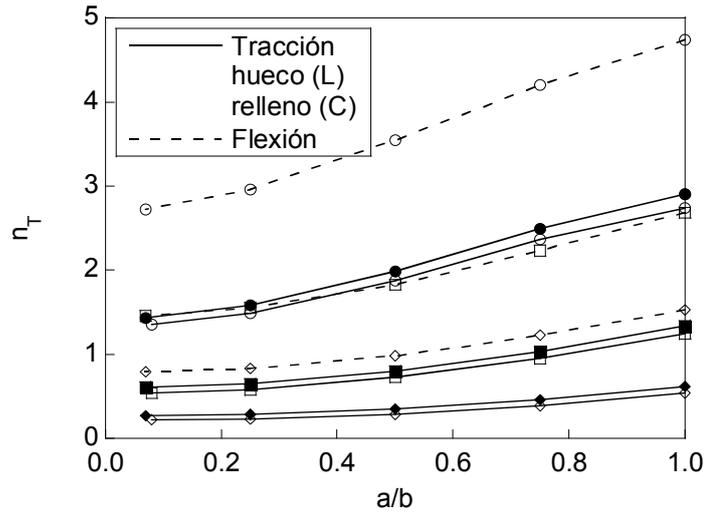


Fig. 3.178. Número de ciclos adimensional total ($m=2$).
 ○ $(a/D)_{inicial} = 0.1$ □ $(a/D)_{inicial} = 0.2$ ◇ $(a/D)_{inicial} = 0.3$

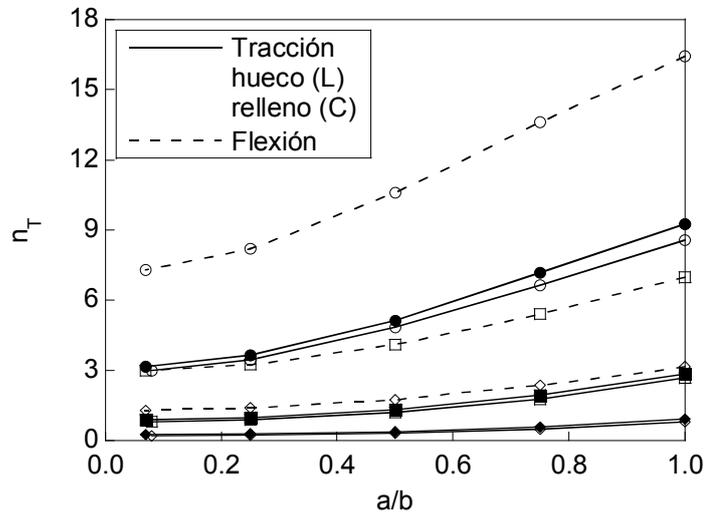


Fig. 3.179. Número de ciclos adimensional total ($m=3$).
 ○ $(a/D)_{inicial} = 0.1$ □ $(a/D)_{inicial} = 0.2$ ◇ $(a/D)_{inicial} = 0.3$

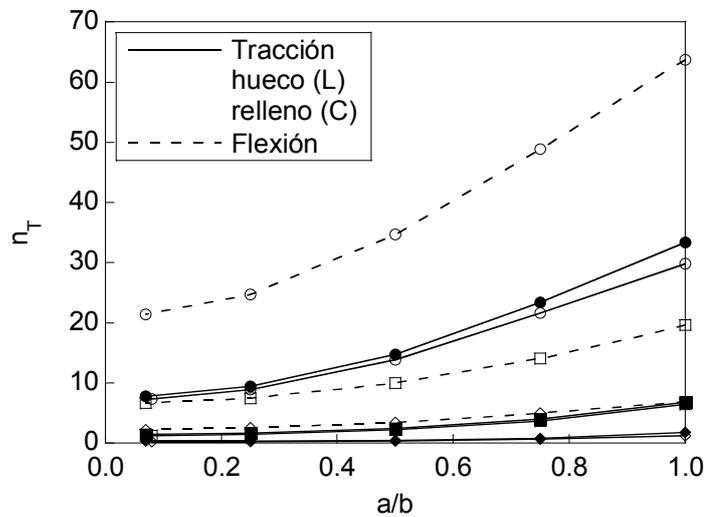


Fig. 3.180. Número de ciclos adimensional total ($m=4$).
 ○ $(a/D)_{inicial} = 0.1$ □ $(a/D)_{inicial} = 0.2$ ◇ $(a/D)_{inicial} = 0.3$

El número de ciclos necesarios para que la fisura crezca hasta una profundidad de fisura de $0.8D$ es mayor en flexión que en tracción (cerca del doble), con las mismas condiciones de ensayo (geometría inicial, material, intervalo de oscilación de tensiones), precisando para extremos constreñidos un valor algo mayor que para extremos libres (5-10%). Así pues, el tipo de carga que muestra un mejor comportamiento en fatiga atendiendo al número de ciclos de carga necesarios para alcanzar un determinado tamaño de fisura será, por este orden, flexión, tracción con extremos constreñidos y tracción con extremos libres.

IV. PROPAGACIÓN DE FISURAS POR FATIGA EN ACEROS PERLÍTICOS TREFILADOS

1. OBJETIVOS

El acero perlítico trefilado en forma de alambres de alta resistencia se utiliza frecuentemente en la técnica del hormigón pretensado, estando sometido durante su vida en servicio a solicitaciones de naturaleza oscilante que pueden dar lugar al crecimiento de fisuras por fatiga. En la literatura científica existen estudios de propagación de fisuras por fatiga en alambres desde el punto de vista analítico-numérico (CARPINTERI, 1994; LIN y SMITH, 1997, 1998; COURONEAU y ROYER, 1998; CAI y SHIN, 2005) o experimental (LLORCA y SÁNCHEZ-GÁLVEZ, 1987; BERETTA y MATTEAZZI, 1996; TORIBIO y TOLEDANO, 1999, 2000; SHIN y CAI, 2004), aunque el fenómeno de fatiga en alambres dista mucho de haber sido comprendido en su totalidad.

En este capítulo se analiza el crecimiento de fisuras largas por fatiga en alambres de acero perlítico progresivamente trefilado sometido a cargas de tracción axial, examinando además como progresa la fisura en estos aceros a través de observaciones fractográficas y metalográficas. Se estudian las diferencias existentes en el crecimiento de fisuras por fatiga entre un alambroón y un acero de pretensado, por el proceso de endurecimiento por deformación al que ha sido sometido este último, que además de provocar una mejora considerable en sus propiedades mecánicas es probable que afecte de manera notable al comportamiento ante cargas cíclicas, tanto de forma macroscópica como microscópica. Por último, este estudio se ha extendido a la investigación del efecto del factor R en ambos aspectos.

2. PROCEDIMIENTO EXPERIMENTAL

2.1. Material de ensayo

El material ensayado ha sido acero perlítico progresivamente trefilado en siete pasos (acero E). Se ha estudiado el alambroón (procedente de una laminación en caliente), seis pasos intermedios de trefilado y el producto final (acero de pretensado), sometido a un tratamiento de termo-relajación que además elimina tensiones residuales.

2.2. Ensayos de fatiga

Las probetas para los ensayos de fatiga se tomaron en forma de varillas de sección circular de 300 mm de longitud y con el diámetro de suministro de los alambres (desde 11.0 mm para el alambroón hasta 5.1 mm para el acero de pretensado), a las que se les efectuó una fisura inicial mecánica o realizada por láser para condicionar en ese punto la iniciación de la fisura de fatiga. La tecnología láser provoca una deformación plástica mucho menor en el fondo de la fisura que el mecanizado, consiguiéndose relaciones de aspecto iniciales más variadas y facilitando la iniciación de fisuras por fatiga.

La fatiga se ha realizado en varios pasos de carga constante y descendente entre cada uno y el siguiente, para su caracterización macroscópica. La frecuencia utilizada ha sido de 10 Hz, con una forma de onda sinusoidal y varios valores del factor R (0, 0.25 y 0.50). La tensión máxima inicial de fatiga (σ_{\max}) se ha situado próxima a la mitad del límite elástico, para ir disminuyendo en los pasos siguientes entre un 20-30% de la carga anterior, y la tensión mínima ha variado en función de la relación de cargas (factor R) deseada. Cada paso se ha mantenido el tiempo suficiente para apreciar avance de fisura y eliminar el efecto plástico en la punta de la fisura del paso anterior. Además se colocó un extensómetro en la fisura mecánica de manera que quedase ésta situada a la misma distancia de ambas cuchillas del extensómetro, cuya base de medida fue de 50 mm en el caso del alambroón y de 25 mm para el acero de pretensado, con el fin de obtener el cambio en el desplazamiento en los labios que produce el crecimiento de la fisura por fatiga. A través de estos ensayos se calculó la evolución geométrica del frente de fisura con el proceso de la fatiga, y se caracterizaron el alambroón y el acero de pretensado en fatiga a partir de sus curvas de Paris.

Para la caracterización microscópica del crecimiento de las fisuras en el acero perlítico se utilizaron en primer lugar ensayos de fatiga con una forma de onda sinusoidal, frecuencia de 10 Hz, carga constante con $R=0$ ó 0.50 y sobre probetas lisas o con una entalla mecánica que originase la fisura por fatiga. Con estos ensayos se estudió el aspecto microscópico de la fisuración por fatiga, tanto a nivel superficial como a través del estudio de cortes longitudinales de las fisuras en el acero perlítico trefilado. El segundo tipo de ensayo se realizó en dos escalones, de carga constante cada uno de ellos, donde se variaron los parámetros σ_{\max} ó σ_{\min} (o ambos) del primer escalón respecto del segundo, para estudiar cómo influye sobre el crecimiento de las fisuras (en concreto sobre la superficie de fatiga) el cambio brusco de ΔK y R .

2.3. Modelización del frente de fisura

El frente de fisura se modelizó como parte de una elipse simétrica con el centro situado en la periferia de la varilla cilíndrica (Fig. 4.1), a partir de un conjunto de puntos tomados de dicho frente de forma aproximadamente equidistante y utilizando un método de mínimos cuadrados.

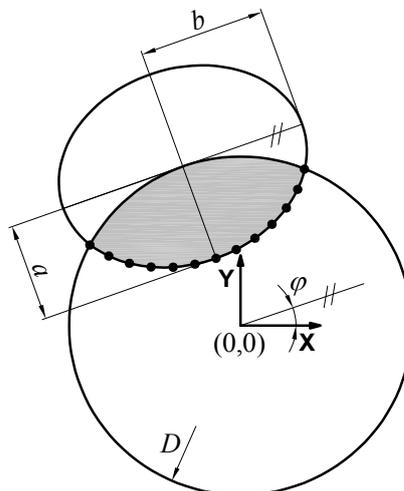


Fig. 4.1. Modelización del frente de fisura.

Los semiejes de esta elipse son a y b , donde a es además la profundidad de fisura. Los parámetros que definen la modelización elíptica del frente de fisura son la profundidad relativa de fisura a/D , la relación de aspecto a/b , y el ángulo φ que indica el grado de simetría en el crecimiento de fisuras.

2.4. Extensómetro virtual

Se construyó un *extensómetro virtual* para que en los ensayos del alambón y del acero de pretensado existiese proporcionalidad entre el diámetro del alambre (D_i) y su base de medida (l_i), puesto que las bases de medida del extensómetro real son limitadas,

$$\frac{l_0}{D_0} = \frac{l_7}{D_7} \quad (4.1)$$

Para ello se realizó una modelización por elementos finitos tridimensional de la probeta cilíndrica del alambón (donde se aplicó la corrección) con una fisura superficial elíptica (Fig. 4.2 y Fig. 4.3) sometida a carga de tracción axial, usando el programa Marc 2003 de MSC (MSC MARC, 2001). Con ella se determinó si con la longitud del extensómetro utilizado en el caso más desfavorable (fisura más larga) las cuchillas quedaban situadas en la zona elástica lineal uniforme (Fig. 4.2), de forma que se pueda ampliar la base del extensómetro real, empleándose la ley de Hooke en esta zona añadida.

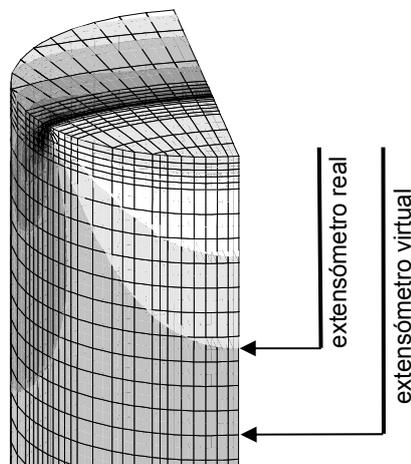


Fig. 4.2. Extensómetros real y virtual.

Se modelizó únicamente un cuarto de la geometría de análisis debido a la simetría del caso a estudiar, empleando elementos finitos tridimensionales isoparamétricos de 20 nodos. El problema de la singularidad de la raíz cuadrada, que aparece en la expresión del cálculo de las tensiones y deformaciones en la punta de la fisura, se resolvió desplazando los nodos existentes en la mitad de los lados de los elementos isoparamétricos próximos a la punta de la fisura a una posición de un cuarto de dicha fisura, tal y como se observa en la imagen derecha de la Fig. 4.3.

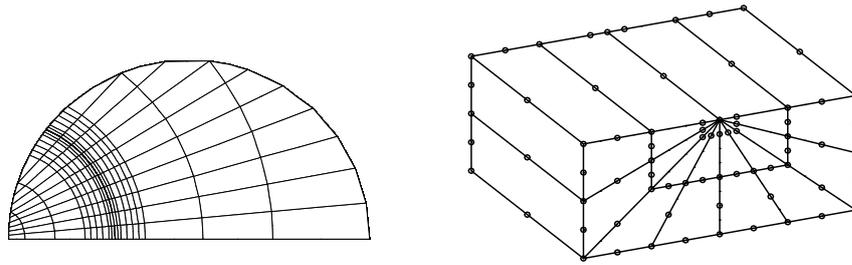


Fig. 4.3. Elementos en la superficie fisurada (izqda.) y elementos en la punta de fisura (dcha.).

De los resultados del cálculo se desprende que la zona elástica lineal no uniforme tiene la misma extensión, con independencia de la carga que se esté aplicando a la probeta durante los ensayos. Por otra parte, la fisura más desfavorable a la hora de elegir la base de medida del extensómetro será la más profunda, como se aprecia al analizar la deformación en el eje z para varias profundidades de fisura (Fig. 4.4). De acuerdo con estos resultados se observa que el extensómetro utilizado en los ensayos del alambroón, de base de medida 50 mm, mantiene sus cuchillas en la zona de la probeta donde los cambios de la deformación ya son uniformes, permitiendo realizar la corrección propuesta.

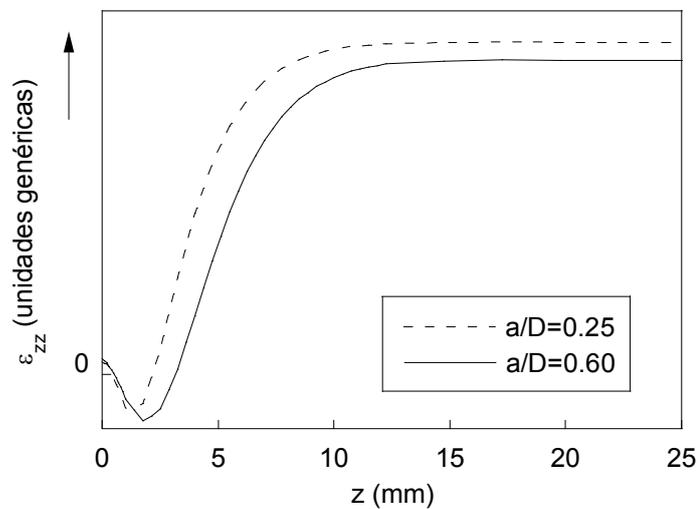


Fig. 4.4. Deformación en el eje z para distintas profundidades de fisura.

2.5. Preparación metalográfica

La fracto-materialografía puede considerarse como una valiosa técnica de análisis que combina tanto las aportaciones de la metalografía (técnica experimental que permite revelar la microestructura o constitución interna del material) como las de la fractografía

(disciplina que se ocupa del análisis a posteriori del modo de fractura, o grafía de la fractura, en el material). Así pues, con la fracto-materialografía se dispone de una excelente herramienta para completar el análisis del camino de fisuración a través de la microestructura del material.

Para emplear esta técnica se realizaron cortes longitudinales sobre las probetas ensayadas por fatiga, en secciones perpendiculares al frente de fisura para su análisis metalográfico. Las muestras se limpiaron con acetona en un aparato de ultrasonidos y se embutieron en resina fenólica termoendurecible para facilitar su manejo. Se desbastaron y pulieron hasta alcanzar un acabado especular y se atacaron con Nital al 4% durante unos segundos con el propósito de revelar su microestructura, ya que la ferrita y la cementita que componen la perlita no se atacan por igual y se muestran con distinto color tras el ataque. A medida que el acero se encuentra sometido a una mayor deformación plástica con el proceso de trefilado es necesario exponer la probeta un tiempo de ataque menor. Por último se observaron con microscopía óptica y con microscopía electrónica de barrido a distintos aumentos.

2.6. Equipo experimental

El equipo utilizado para los ensayos de fatiga y fractura fue el siguiente:

- Máquina de ensayo servohidráulica MTS modelo 810 con una célula de carga de 100 kN, conectada a una unidad de potencia hidráulica con refrigeradora (Fig. 4.5 izqda.). Para la realización de los ensayos de fatiga y fractura se realizaron varios programas con la aplicación MultiPurpose TestWare de MTS.

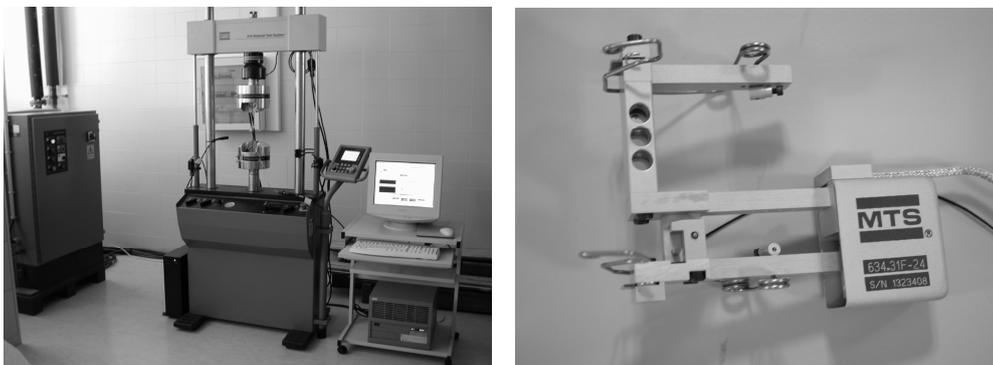


Fig. 4.5. Máquina de ensayo servohidráulica (izqda.) y extensómetro (dcha.).

- Extensómetro axial MTS modelo 634.315F-24, con base de medida múltiple (desde 10 hasta 50 mm en intervalos de 5 mm) y rango de apertura +4.00/-2.00 mm (Fig. 4.5 dcha.).
- Extensómetro axial MTS modelo 634.25F-24, con base de medida 50 mm y rango de apertura +25.00/-5.00 mm.

Para el preparado de las muestras se empleó el siguiente instrumental:

- Aparato de ultrasonidos Struers modelo Metason 120T, para la limpieza de las muestras.
- Cortadora Struers modelo Labotom con disco de 1.5 mm de espesor, para realizar los cortes transversales.
- Minicortadora Struers modelo Minitom con disco de corte de diamante de 0.5 mm de espesor, para realizar la fisura mecánica y los cortes longitudinales.
- Máquina Struers Labo Press-3 para montaje por compresión en caliente, utilizable con resinas fenólicas termoendurecibles con carga de serrín.
- Máquinas Struers Roto Pol 21 y Struers Roto Force 4 para esmerilado y pulido, con sistema MD Disc de discos con fijación magnética.

En la observación de las probetas y su análisis se utilizó:

- Lupa con luz fluorescente acoplada a una cámara de fotos Nikon Coolpix 3200.
- Microscopio metalúrgico invertido Epiphot 200 de Nikon, conectado mediante una cámara de video digital al equipo de análisis de imagen.
- Microscopio electrónico de barrido JEOL modelo JSM-5610 LV, capaz de generar imágenes de electrones secundarios y de electrones retrodispersados acelerados.
- Equipo de análisis de imagen Soft Imaging System GmbH, formado por un ordenador tipo PC y el programa ANALYSIS[®] en su versión 3.1.

3. RESULTADOS EXPERIMENTALES

El propósito general de este capítulo es caracterizar de forma macro y microscópica el fenómeno de fatiga en aceros perlíticos trefilados. El análisis macroscópico se encaminó hacia la obtención de las curvas de Paris (crecimiento de fisuras largas por fatiga en régimen II) en alambón y en acero de pretensado. Además se estudió el efecto de las tensiones residuales producidas con el proceso de trefilado sobre la geometría del frente de fisura. El análisis microscópico consistió en la observación de la superficie de fractura por fatiga con el microscopio electrónico de barrido (MEB) y en la aplicación de técnicas fracto-materialográficas.

3.1. Caracterización macroscópica del fenómeno de fatiga

3.1.1. Alambón y acero de pretensado

Con el fin de caracterizar la evolución de los frentes de fisura durante el crecimiento de fisuras por fatiga en geometrías cilíndricas y poder obtener las curvas de Paris, se realizaron ensayos de fatiga sobre alambres del acero sin trefilar (alambón) y del último paso de trefilado (acero de pretensado). Estos ensayos se realizaron en control de carga, para una sucesión de escalones con un intervalo de oscilación de tensiones aplicado $\Delta\sigma$ constante y decreciente entre cada escalón y el siguiente. Se estudió también la influencia del empleo de distintos factores R (0, 0.25 y 0.50), como se indica esquemáticamente en la Fig. 4.6.

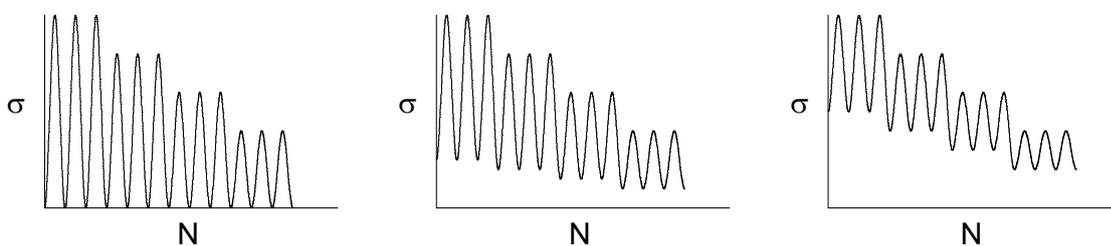


Fig. 4.6. Ciclos de carga para $R=0$, $R=0.25$ y $R=0.50$ (de izquierda a derecha).

Después de ser fatigados y fracturados se fotografió (con pocos aumentos) la superficie de fractura de los alambres para el alambón y para el acero de pretensado, ensayados con los distintos factores R (Fig. 4.7 a Fig. 4.12).

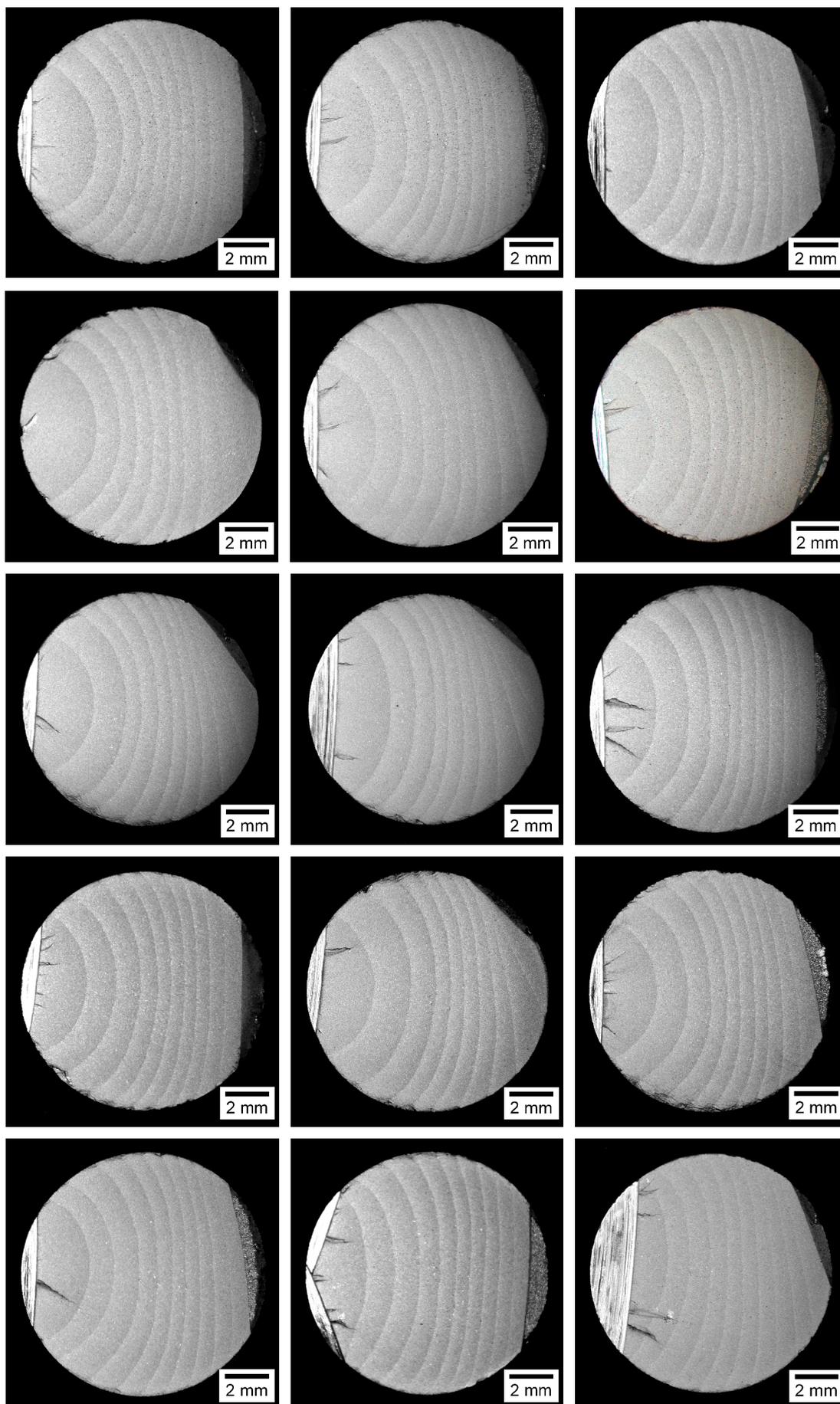


Fig. 4.7. Frentes de fisura $R=0$, alambrión.

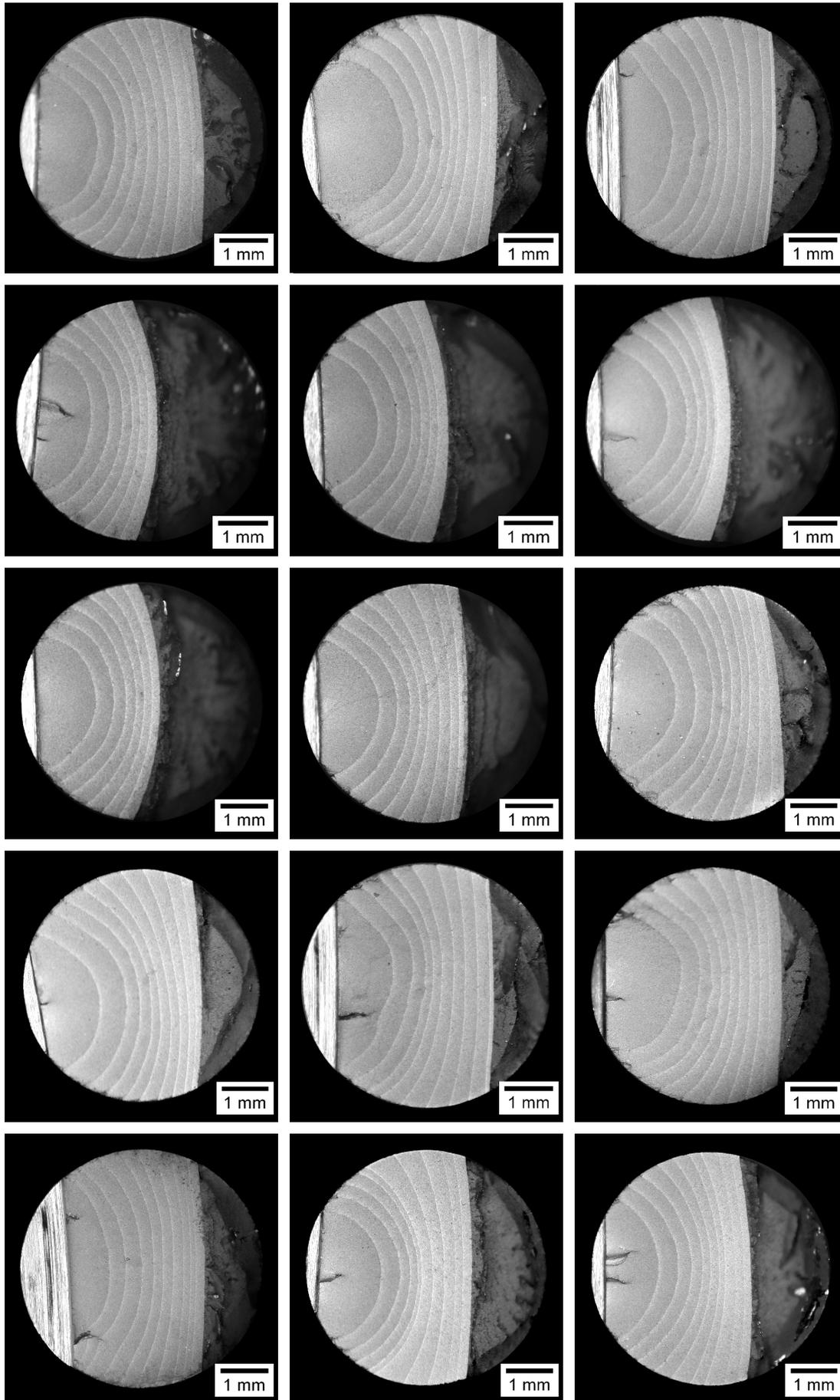
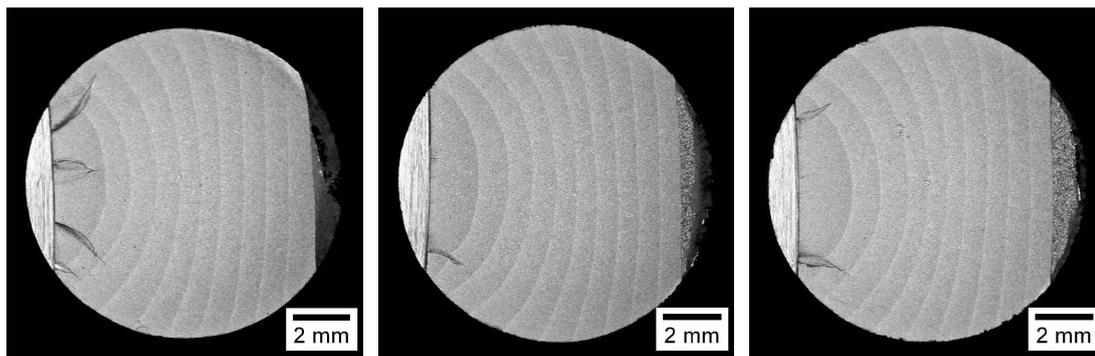
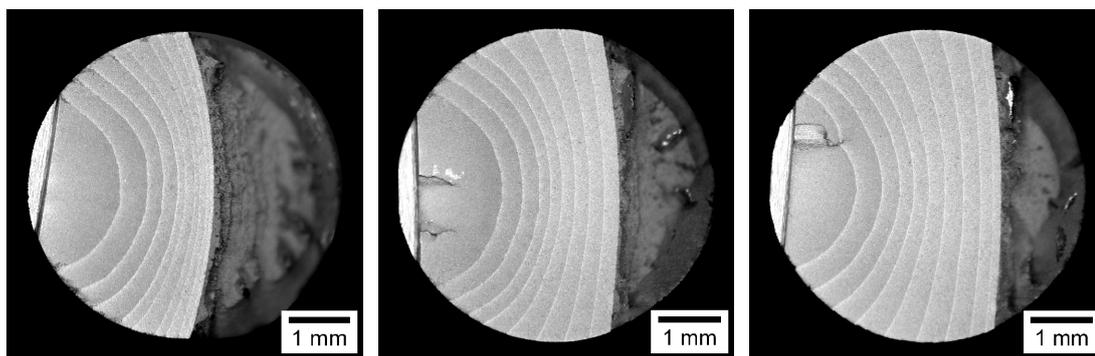
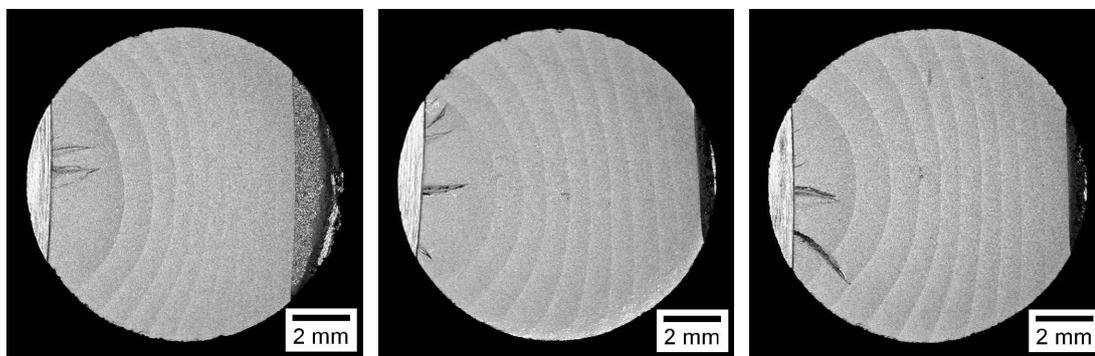
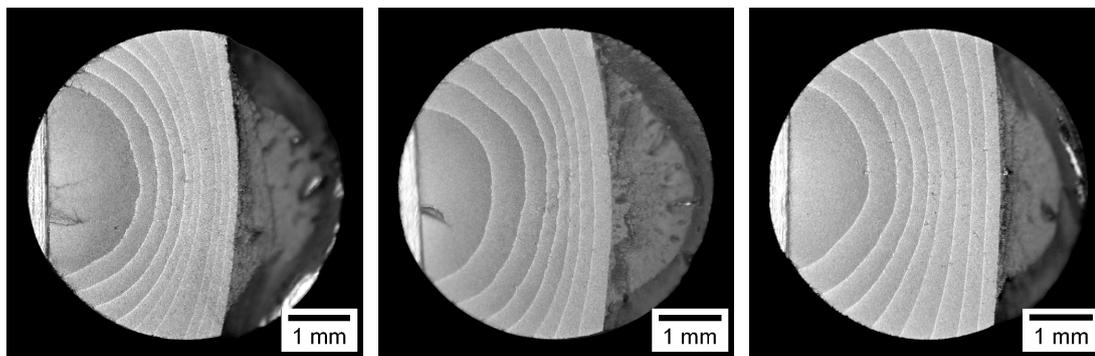


Fig. 4.8. Frentes de fisura $R=0$, acero de pretensado.

Fig. 4.9. Frentes de fisura $R=0.25$, alambión.Fig. 4.10. Frentes de fisura $R=0.25$, acero de pretensado.Fig. 4.11. Frentes de fisura $R=0.50$, alambión.Fig. 4.12. Frentes de fisura $R=0.50$, acero de pretensado.

Caracterización geométrica

La superficie de fatiga se produce siempre en modo I, pues está contenida en una sección perpendicular al eje del alambre, no mostrando macroscópicamente un carácter anisótropo con el proceso de trefilado, como ocurre en el ensayo de tracción simple. Además, si se observa esta superficie de fatiga a simple vista o con microscopía óptica, se ve que presenta una apariencia de aspecto más brillante que la superficie posterior de fractura. El alambrón posee una textura más granulada con marcas de fatiga menos pronunciadas, mientras que el acero de pretensado muestra unas marcas de playa mucho más acusadas.

Es posible observar también sobre la superficie de fractura por fatiga los frentes de fisura correspondientes al descenso brusco de carga en los cambios de escalón. Al aplicar una sollicitación cíclica axial sobre una geometría cilíndrica el frente de fisura se desarrolla en la sección transversal con forma elíptica, variando en su avance el factor de aspecto (relación entre los semiejes de la elipse) para cada profundidad de la fisura.

Cada uno de estos frentes de fisura se modelizaron como parte de una elipse con centro situado en la superficie de la varilla, a partir de un conjunto de puntos aproximadamente equidistantes tomados en dicho frente (concretamente trece) y utilizando un método de mínimos cuadrados, tal como se describe en el capítulo 3 de esta Tesis. Los parámetros característicos de este modelo del frente de fisura son el ángulo (del semieje correspondiente a la profundidad de fisura del frente actual respecto al inicial, φ), la profundidad relativa de fisura (relación entre profundidad de fisura y diámetro del alambre, a/D) y el factor de aspecto (relación entre semiejes de la elipse, a/b).

En las Fig. 4.13 a Fig. 4.18 se muestra cómo varía el ángulo del semieje de la elipse durante los ensayos. En el alambrón, las fisuras muestran una mayor desviación en su crecimiento (no es simétrico), debido a que su superficie de fisura es mayor (por el diámetro de las probetas), a la existencia de heterogeneidades en el material, a que la sección del alambre no es perfectamente circular y a otros aspectos.

El cambio geométrico en el frente de fisura respecto del crecimiento por fatiga se muestra a partir de la caracterización elíptica como la relación de aspecto para cada profundidad de fisura. En las Fig. 4.19 a Fig. 4.24 se presentan estas relaciones para el alambrón y el acero de pretensado con los distintos valores de R .

Las curvas de la relación de aspecto frente a la profundidad relativa de fisura se pueden ajustar mediante ecuaciones polinómicas de tercer orden, con un coeficiente de regresión $R > 0.995$ para todos los ensayos:

$$\frac{a}{b} = L_0 + L_1 \frac{a}{D} + L_2 \left(\frac{a}{D} \right)^2 + L_3 \left(\frac{a}{D} \right)^3 \quad (4.2)$$

Se ha calculado el valor de la flexibilidad (C), que aumenta a medida que la profundidad de fisura se hace mayor y a igual profundidad también se incrementa con la disminución de la relación de aspecto, a partir de las cargas aplicadas en los escalones de carga decrecientes y de los desplazamientos del extensómetro de base l ,

$$C = \frac{\Delta u}{\Delta F} \quad (4.3)$$

En el alambón se introdujo en el cálculo de la flexibilidad un valor de Δu corregido (Δu_{cor}),

$$C_{\text{cor}} = \frac{\Delta u_{\text{cor}}}{\Delta F} \quad (4.4)$$

ya que se empleó un extensómetro virtual a partir de los valores obtenidos en el extensómetro real, para mantener la proporcionalidad en el ensayo entre los diámetros (D_7/D_0) y las bases de medida del extensómetro (l_7/l_0),

$$\Delta u_{\text{cor}} = \Delta u + \frac{\left(\left(\frac{D_0 l_7}{D_7} - l_0 \right) \frac{\Delta F}{\pi \left(\frac{D_0}{2} \right)^2} \right)}{E} \quad (4.5)$$

Las curvas de rigidez adimensional, $1/CED$ vs a/D , para el alambón y para el acero de pretensado con distintos valores de R , se muestran en las Fig. 4.25 a Fig. 4.30. Los resultados de los cálculos geométricos de los ensayos realizados se expresan de forma numérica en el ANEXO IV.

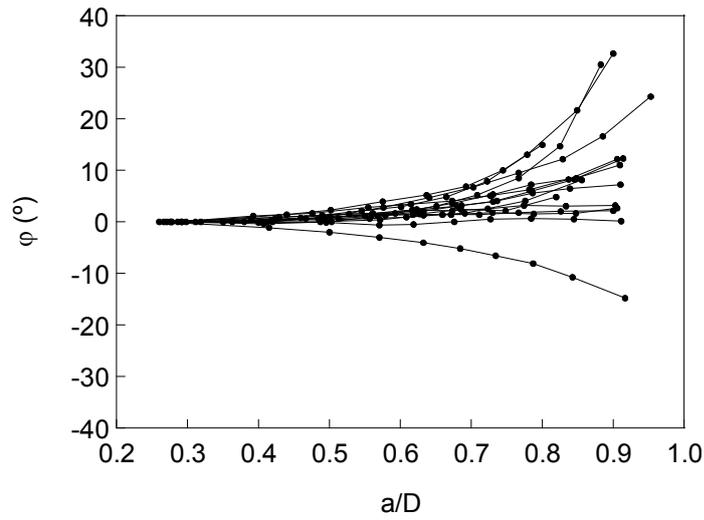


Fig. 4.13. Ángulo frente a la profundidad relativa de fisura, alambrazón y $R=0$.

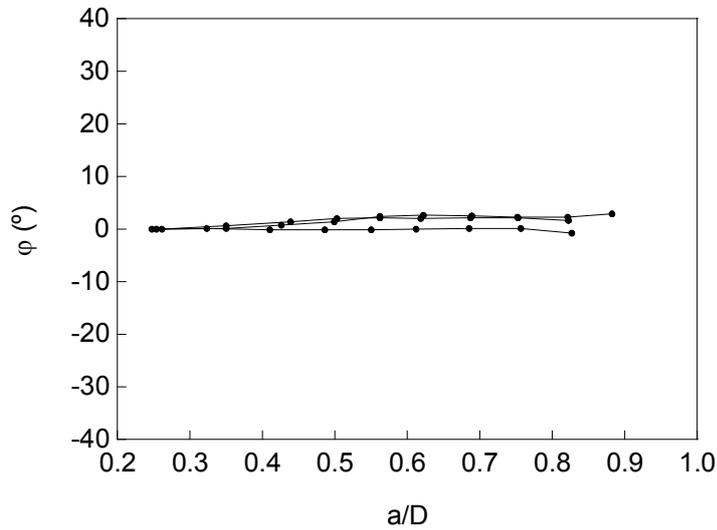


Fig. 4.14. Ángulo frente a la profundidad relativa de fisura, alambrazón y $R=0.25$.

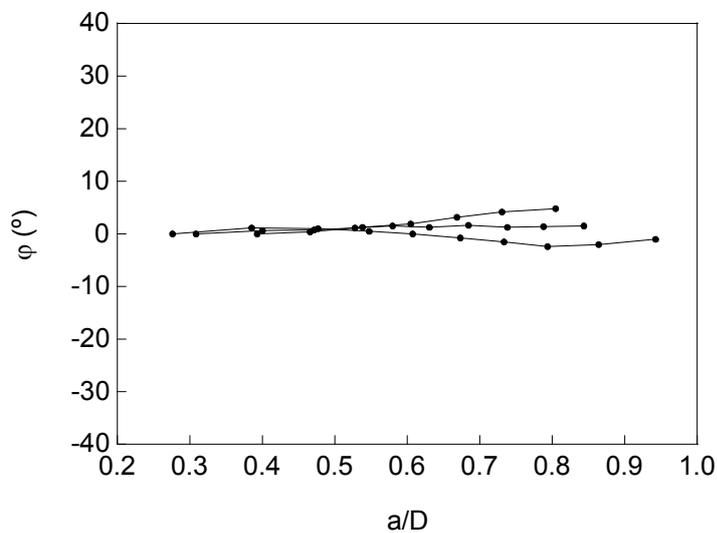


Fig. 4.15. Ángulo frente a la profundidad relativa de fisura, alambrazón y $R=0.50$.

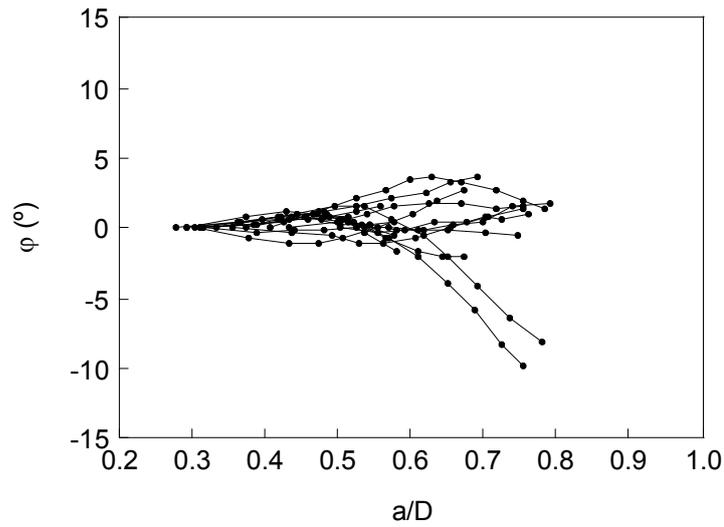


Fig. 4.16. Ángulo frente a la profundidad relativa de fisura, pretensado y $R=0$.

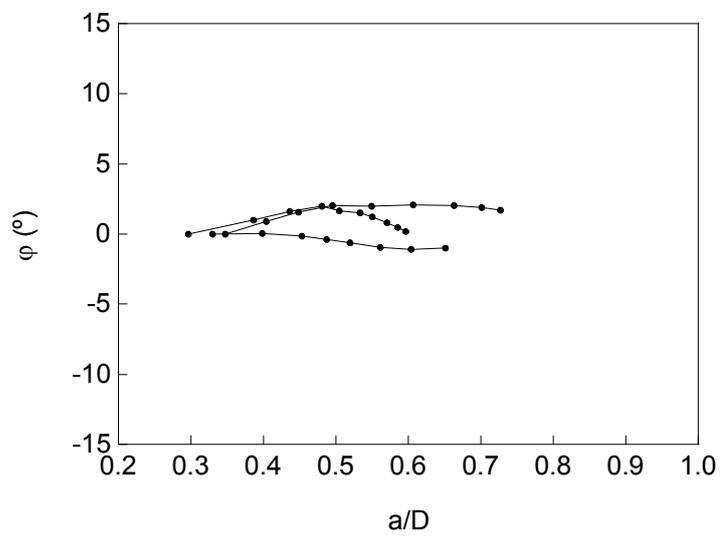


Fig. 4.17. Ángulo frente a la profundidad relativa de fisura, pretensado y $R=0.25$.

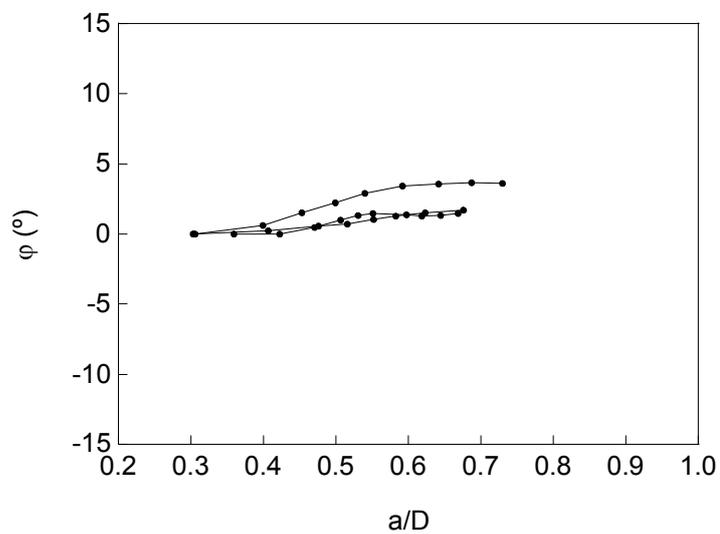


Fig. 4.18. Ángulo frente a la profundidad relativa de fisura, pretensado y $R=0.50$.

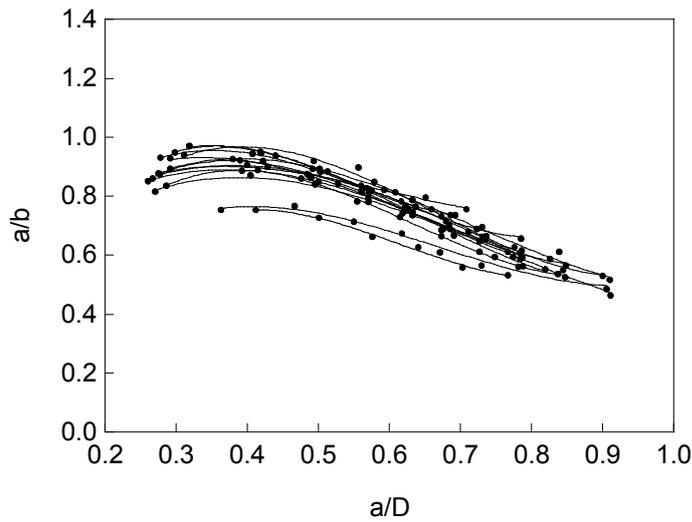


Fig. 4.19. Relación de aspecto frente a la profundidad relativa de fisura, alambción y $R=0$.

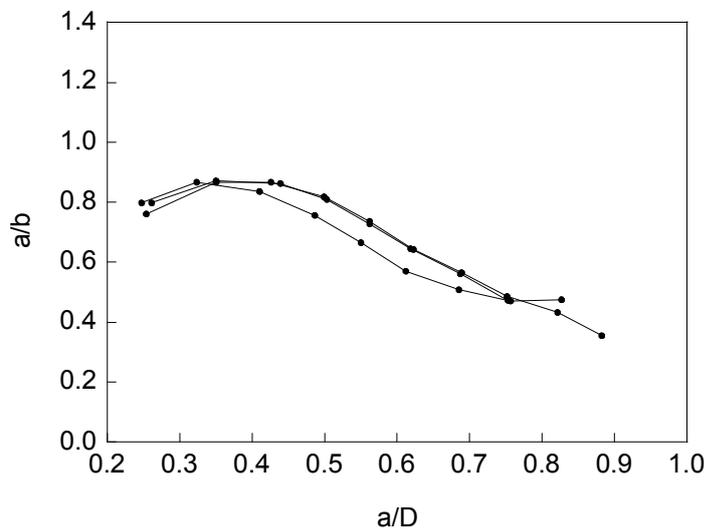


Fig. 4.20. Relación de aspecto frente a la profundidad relativa de fisura, alambción y $R=0.25$.

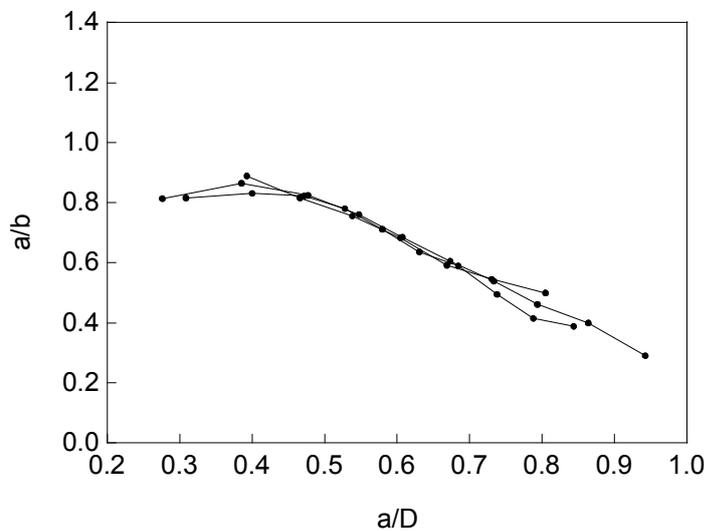


Fig. 4.21. Relación de aspecto frente a la profundidad relativa de fisura, alambción y $R=0.50$.

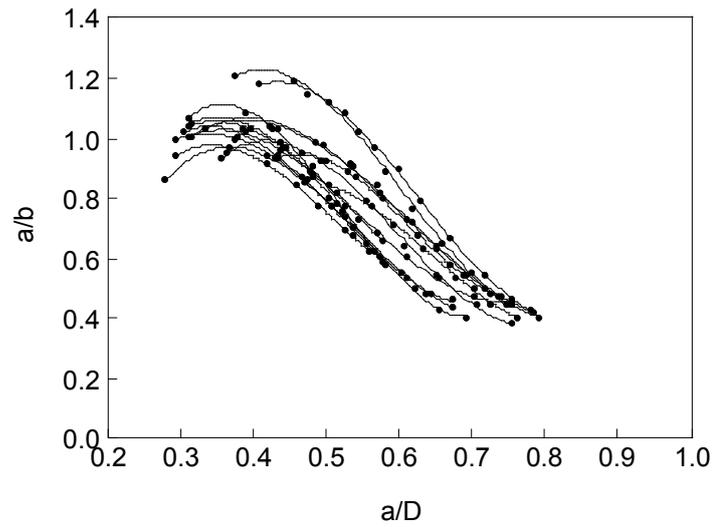


Fig. 4.22. Relación de aspecto frente a la profundidad relativa de fisura, pretensado y $R=0$.

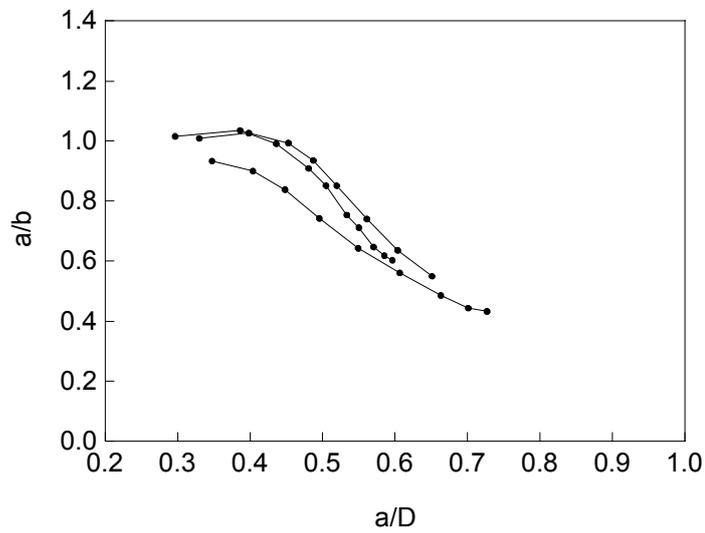


Fig. 4.23. Relación de aspecto frente a la profundidad relativa de fisura, pretensado y $R=0.25$.

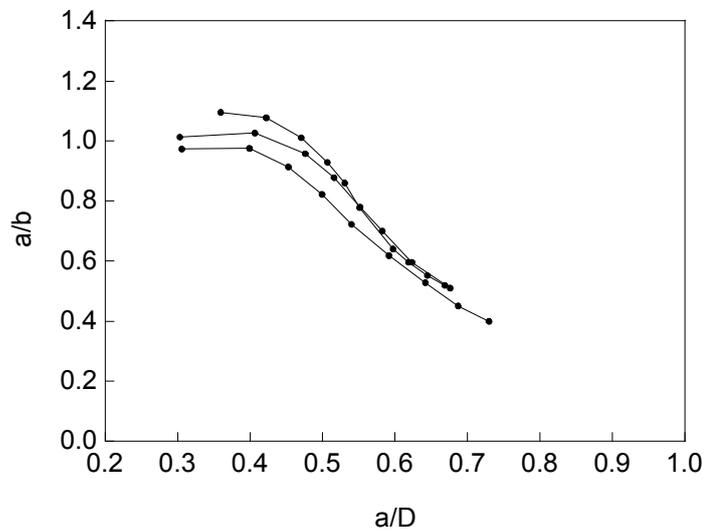


Fig. 4.24. Relación de aspecto frente a la profundidad relativa de fisura, pretensado y $R=0.50$.

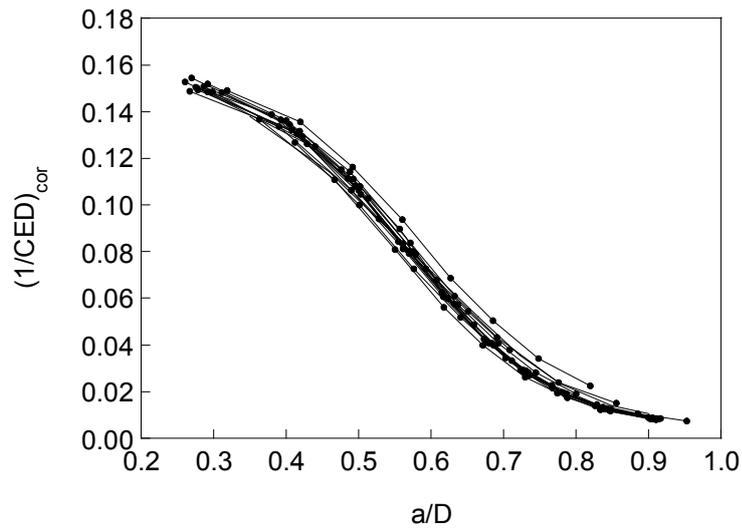


Fig. 4.25. Rigidez adimensional frente a la profundidad relativa de fisura, alambción y $R=0$.

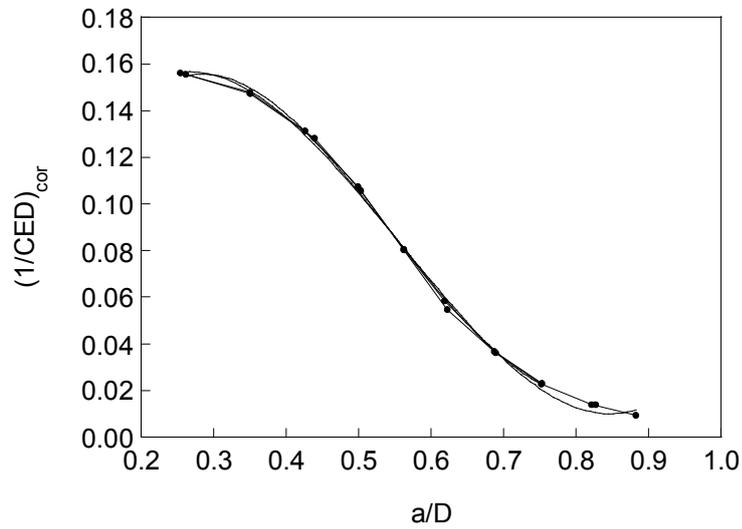


Fig. 4.26. Rigidez adimensional frente a la profundidad relativa de fisura, alambción y $R=0.25$.

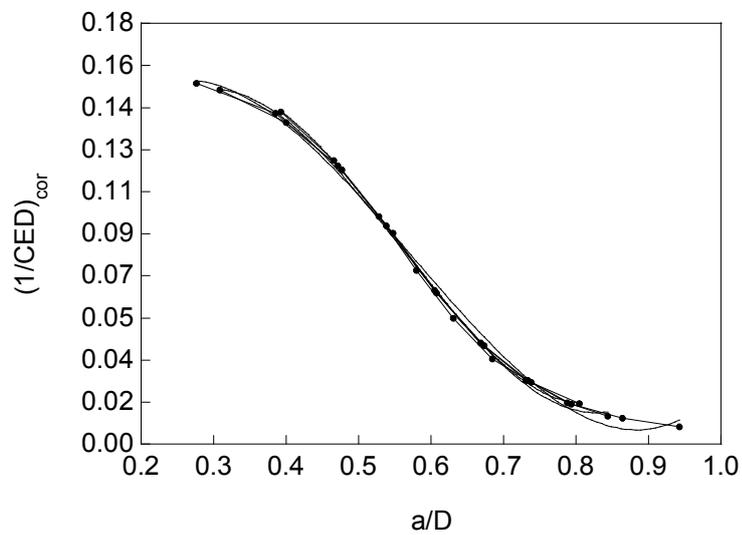


Fig. 4.27. Rigidez adimensional frente a la profundidad relativa de fisura, alambción y $R=0.50$.

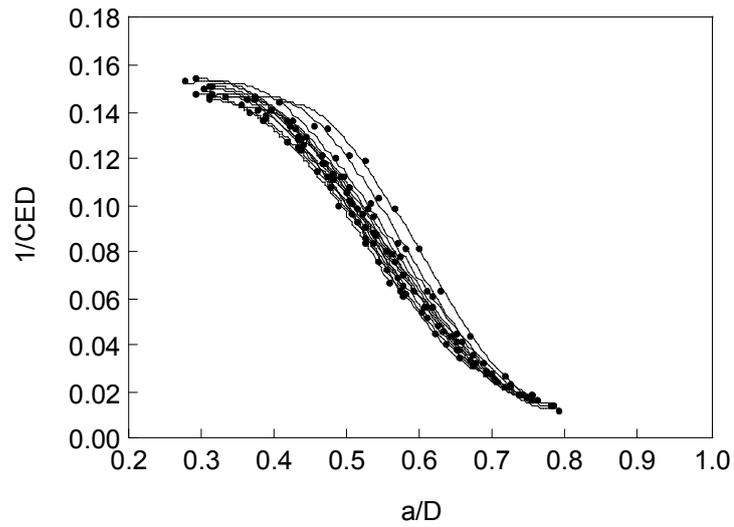


Fig. 4.28. Rigidez adimensional frente a la profundidad relativa de fisura, pretensado y $R=0$.

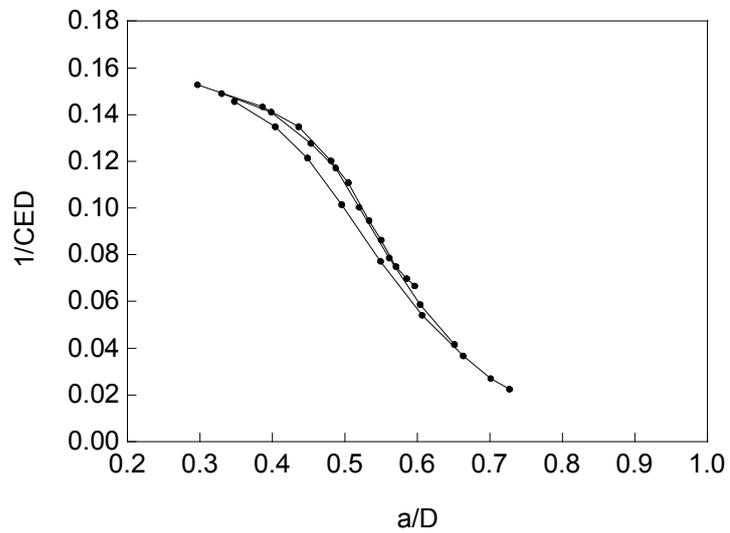


Fig. 4.29. Rigidez adimensional frente a la profundidad relativa de fisura, pretensado y $R=0.25$.

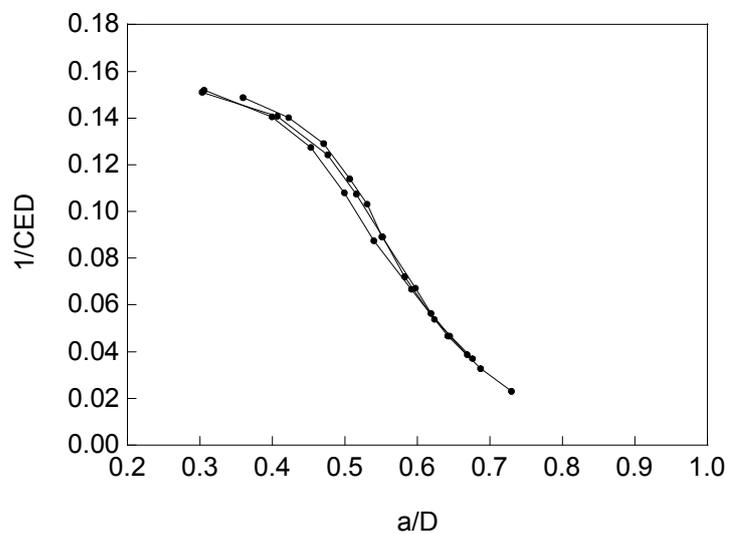


Fig. 4.30. Rigidez adimensional frente a la profundidad relativa de fisura, pretensado y $R=0.50$.

Las curvas de la rigidez adimensional frente a la profundidad relativa de fisura se ajustaron con ecuaciones polinómicas de tercer orden, obteniendo coeficientes de regresión $R > 0.995$, con una expresión del tipo:

$$\frac{1}{CED} = N_0 + N_1 \frac{a}{D} + N_2 \left(\frac{a}{D} \right)^2 + N_3 \left(\frac{a}{D} \right)^3 \quad (4.6)$$

También es posible ajustar las curvas de la profundidad relativa de fisura frente a la rigidez adimensional con ecuaciones polinómicas de tercer orden. La expresión que se consigue en este caso tiene más utilidad que la anterior para los cálculos experimentales, consiguiéndose además un coeficiente de regresión de un orden similar:

$$\frac{a}{D} = M_0 + M_1 \frac{1}{CED} + M_2 \left(\frac{1}{CED} \right)^2 + M_3 \left(\frac{1}{CED} \right)^3 \quad (4.7)$$

Caracterización del crecimiento cíclico de fisuras

En el análisis del crecimiento de fisuras por fatiga se empleó la Mecánica de Fractura Elástica Lineal. Para obtener la velocidad de propagación de fisuras no fue posible utilizar en los ensayos probetas normalizadas, ya que el material disponible tiene una gran longitud axial pero una pequeña superficie en su sección. Las probetas utilizadas fueron alambres que se ensayaron en varios escalones de carga a tracción en los que se calculó la velocidad de propagación de fisuras en el punto interior de mayor profundidad (SHIN y CAI, 2006), el centro del frente caracterizado como elíptico, donde se considera la condición de deformación plana debido al constreñimiento geométrico (así es en casi todo el frente de fisura salvo en el borde del alambre, donde hay tensión plana, y en una pequeña región de transición entre ambas).

Se caracterizó el crecimiento de fisuras largas por fatiga de acuerdo a la ecuación de Paris-Erdogan (PARIS y ERDOGAN, 1963). Esta ecuación tiene su fundamento principal en el hecho de que en un cuerpo fisurado que se deforma de manera elástico-lineal, la magnitud de la tensión en la punta de fisura está definida por el intervalo de oscilación del factor de intensidad de tensiones, ΔK . Paris y Erdogan propusieron un parámetro elástico para modelizar la propagación de una fisura por fatiga que crece por deformación plástica cíclica. Esta ecuación, propia del régimen II del crecimiento de fisuras subcríticas, relaciona la

velocidad cíclica de crecimiento de fisuras por fatiga, da/dN , con el intervalo de oscilación del factor de intensidad de tensiones, ΔK , a través de los parámetros de Paris, C y m ,

$$\frac{da}{dN} = C\Delta K^m \quad (4.8)$$

donde el cálculo del intervalo de oscilación del factor de intensidad de tensiones de acuerdo a la Mecánica de Fractura Elástica Lineal para la geometría de estudio, el tamaño de la fisura y el tipo de cargas aplicadas, es:

$$\Delta K = Y\Delta\sigma\sqrt{\pi a} \quad (4.9)$$

Se utilizó el factor de intensidad de tensiones (FIT) adimensional (Y) en el centro de la fisura, calculado por Astiz mediante el método de los elementos finitos (ASTIZ, 1986) en función de los parámetros profundidad relativa de fisura (a/D) y factor de aspecto (a/b),

$$Y = \sum_{\substack{i=0 \\ i \neq 1}}^4 \sum_{j=0}^3 C_{ij} \left(\frac{a}{D}\right)^i \left(\frac{a}{b}\right)^j \quad (4.10)$$

con los coeficientes C_{ij} indicados en la Tabla 4.1.

Tabla 4.1. Coeficientes de Astiz, C_{ij} .

i	$j=0$	$j=1$	$j=2$	$j=3$
0	1.118	-0.171	-0.339	0.130
2	1.405	5.902	-9.057	3.032
3	3.891	-20.370	23.217	-7.555
4	8.328	21.895	-36.992	12.676

El procedimiento seguido, una vez realizados los ensayos, fue el siguiente. En primer lugar se calcularon las curvas a/D vs $1/CED$ y a/b vs a/D a partir de los frentes obtenidos en el cambio de carga en los ensayos y se ajustaron ambas a ecuaciones polinómicas de tercer orden. Para cada instante registrado en el ensayo se tiene la rigidez adimensional, calculando a partir de ella a/D utilizando el primer ajuste y a/b con el segundo. Con estos datos es posible calcular el valor de ΔK en cada punto, mientras que da/dN se obtiene de la derivada del ajuste de a frente a N .

Se va a mostrar este proceso para obtener la curva de crecimiento de fisuras por fatiga $da/dN-\Delta K$ de uno de los ensayos realizados (en concreto el E0-01). A partir de la geometría del frente de fisura, en los cambios bruscos de carga observados sobre la superficie de fractura y con los datos registrados durante el ensayo en estos puntos, se obtiene la expresión que relaciona la rigidez adimensional con la profundidad relativa de fisura y también la dependencia entre ésta última y la relación de aspecto.

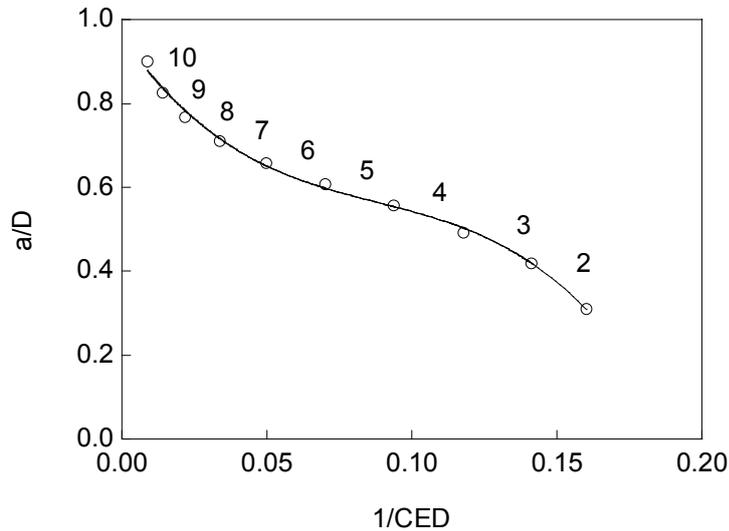


Fig. 4.31. Curva $a/D-1/CED$ en los cambios bruscos de carga (E0-01).

Después se calcula la curva de ajuste $a/D-1/CED$ mediante una ecuación polinómica de tercer orden (Fig. 4.31), que para este caso tiene un coeficiente de regresión de $R=0.998$,

$$\frac{a}{D} = 0.960 - 9.911 \frac{1}{CED} + 92.208 \left(\frac{1}{CED} \right)^2 - 347.676 \left(\frac{1}{CED} \right)^3 \quad (4.11)$$

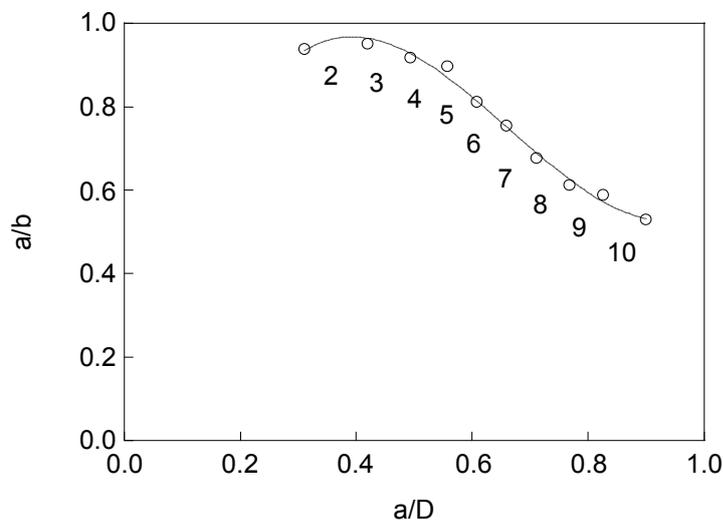


Fig. 4.32. Curva $a/b-a/D$ en los cambios bruscos de carga (E0-01).

Y también se obtiene la curva de ajuste a/b - a/D mediante una ecuación polinómica de tercer orden (Fig. 4.32), cuyo coeficiente de regresión es $R=0.997$,

$$\frac{a}{b} = -0.071 + 6.146 \frac{a}{D} - 11.113 \left(\frac{a}{D} \right)^2 + 5.588 \left(\frac{a}{D} \right)^3 \quad (4.12)$$

Estas curvas de ajuste se utilizan para calcular los resultados del ensayo, a partir del valor de la rigidez adimensional el valor de la profundidad relativa de fisura y a partir de ésta el valor de la relación de aspecto, de tal manera que en cada punto del ensayo se tiene la caracterización geométrica del frente de fisura (Fig. 4.33 y Fig. 4.34).

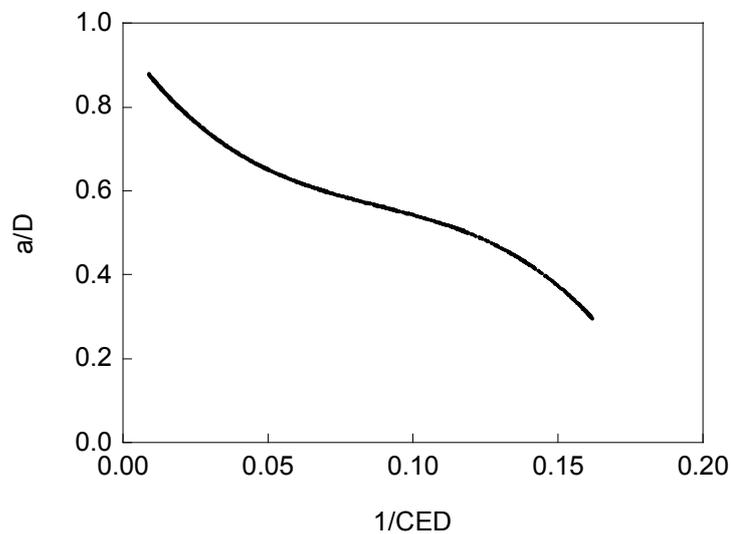


Fig. 4.33. Curva a/D - $1/CED$ durante el ensayo (E0-01).

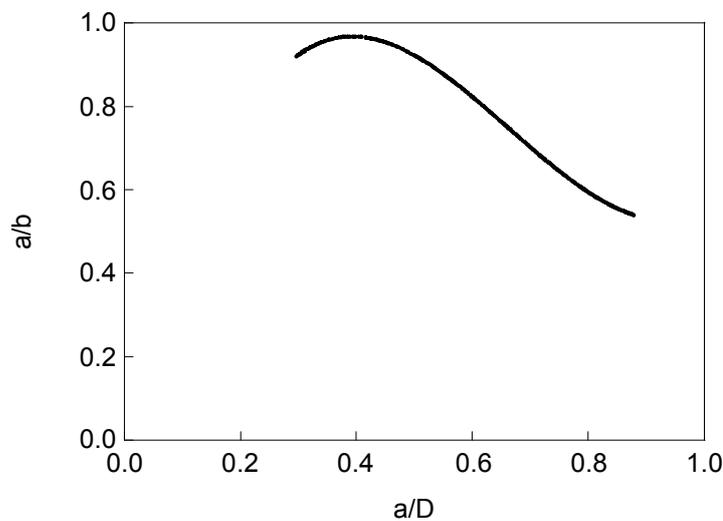


Fig. 4.34. Curva a/b - a/D durante el ensayo (E0-01).

En la Fig. 4.35 se representa cómo cambia la profundidad de fisura con el número de ciclos realizados durante el ensayo para cada uno de los escalones, tomando el primer escalón como una prefisuración que elimina la plasticidad originada mecánicamente e inicia el crecimiento de la fisura y por ello no se tiene en cuenta. El número junto a cada tramo de la curva en la Fig. 4.35 indica el orden de realización del escalón.

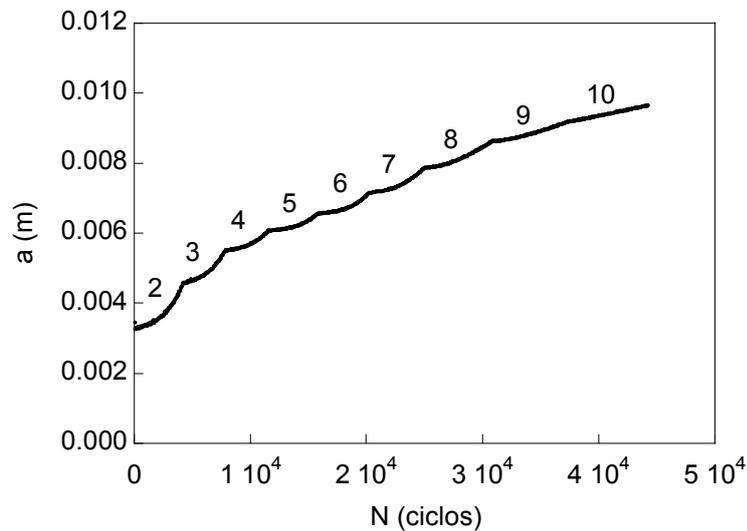


Fig. 4.35. Curva a - N durante el ensayo (E0-01).

La velocidad cíclica de crecimiento de fisura (obtenida a partir de la derivada de la curva a - N) frente al intervalo de oscilación del FIT durante el ensayo se muestra en la Fig. 4.36, que aparece para cada escalón en diferentes tramos, todos ellos convergiendo asintóticamente a una rama de Paris común (*rama estacionaria*).

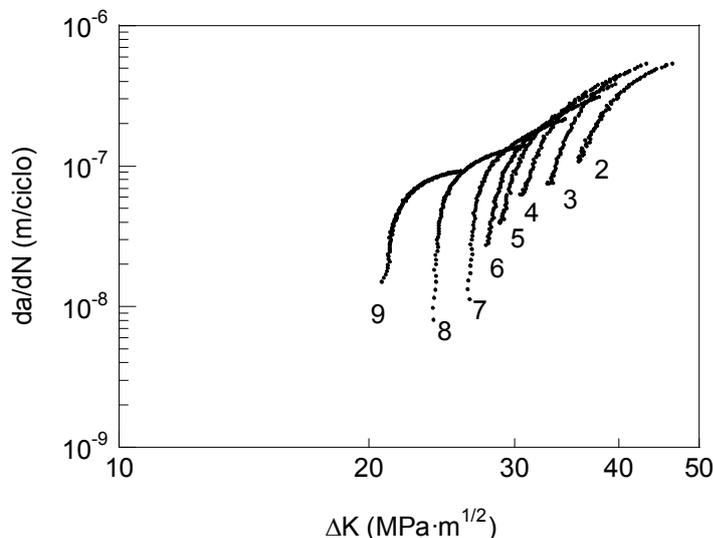


Fig. 4.36. Curva da/dN - ΔK : rama estacionaria + estados transitorios (E0-01).

Durante el ensayo, en cada escalón con $\Delta\sigma$ constante, existe un aumento en el valor del intervalo de oscilación del FIT y por tanto de la velocidad cíclica de crecimiento de fisura. Por el contrario, la disminución brusca de carga al pasar de un escalón al siguiente supone una disminución en el valor del intervalo de oscilación del FIT y por tanto en la velocidad cíclica de crecimiento de fisura, iniciándose cada tramo con un FIT menor que el último valor del tramo anterior.

El efecto que origina la variación brusca de la carga es la inducción de un *estado transitorio* de propagación de la fisura, en el que la velocidad de propagación muestra una suerte de retardo (origen de los ramales en la representación gráfica de la Fig. 4.36) en el avance motivado por la sobretensión producida al cambiar de un incremento de carga mayor a otro menor durante el transcurso del ensayo, de acuerdo con un mecanismo análogo al de retardo por sobrecarga que se genera por la zona plástica próxima al extremo de la fisura (SURESH, 1994; YAREMA, 1994). Una vez atravesada esta zona se restablece la velocidad correspondiente a la rama estacionaria. El efecto transitorio se ha eliminado en la Fig. 4.37, donde solamente se muestra el régimen estacionario de la fisuración por fatiga en el alambión.

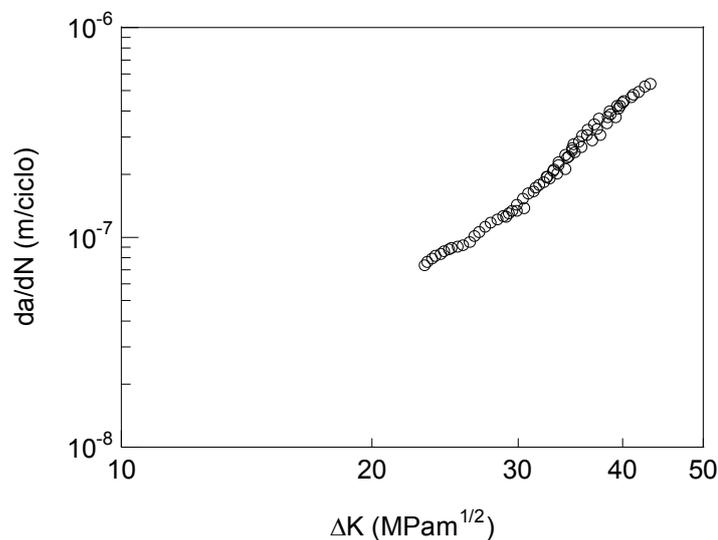


Fig. 4.37. Curva da/dN - ΔK : rama estacionaria (E0-01).

El estudio de la influencia macroscópica del factor R en el crecimiento de fisuras por fatiga se ha realizado con la rama estacionaria, como se muestra en las Fig. 4.38 a Fig. 4.43 para distintos valores de R (0, 0.25 y 0.50). En el ANEXO V se puede consultar el cálculo del resto de las curvas de crecimiento de fisuras por fatiga.

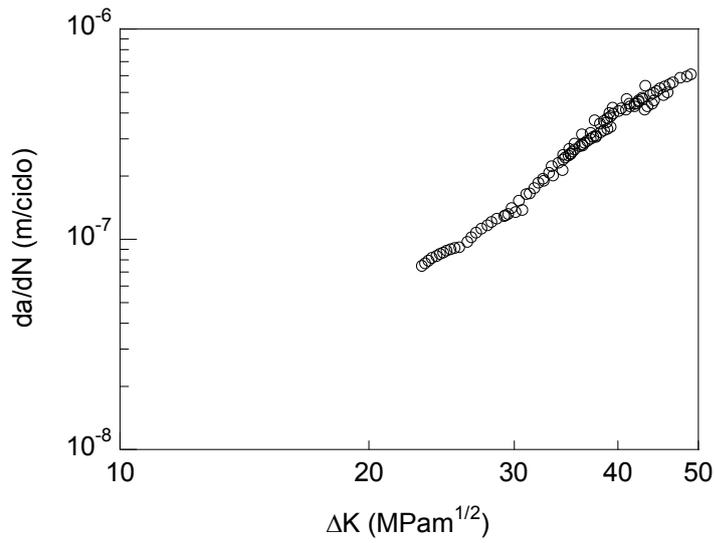


Fig. 4.38. Velocidad cíclica de crecimiento de fisura, E0 ($R=0$).

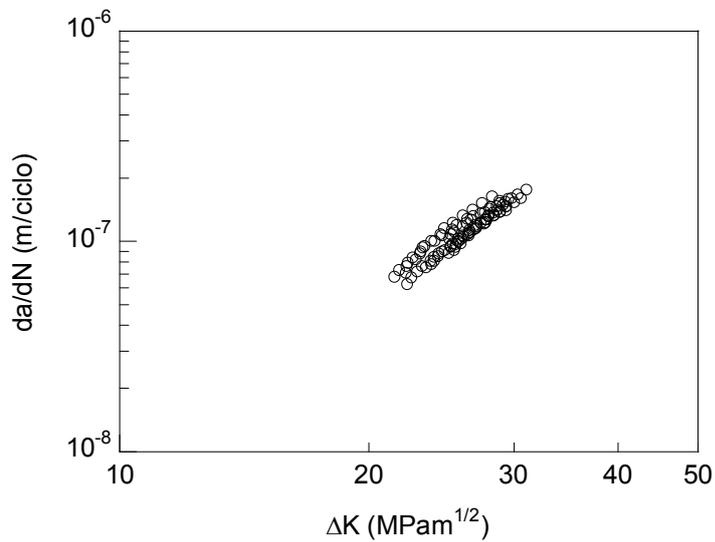


Fig. 4.39. Velocidad cíclica de crecimiento de fisura, E0 ($R=0.25$).

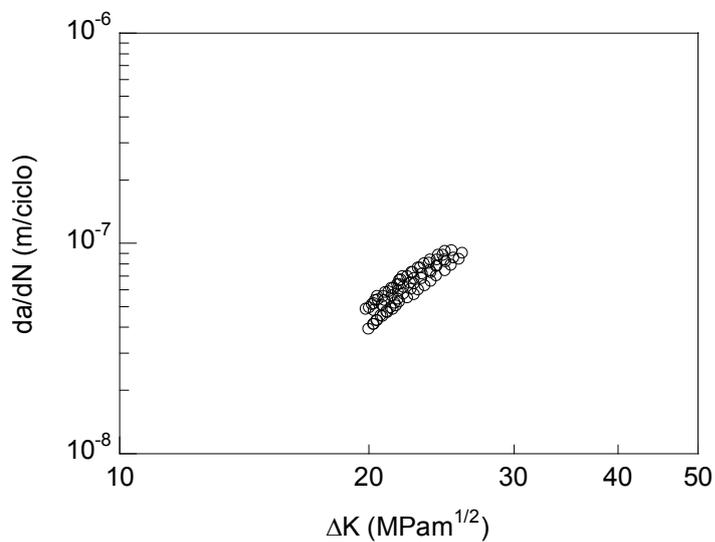
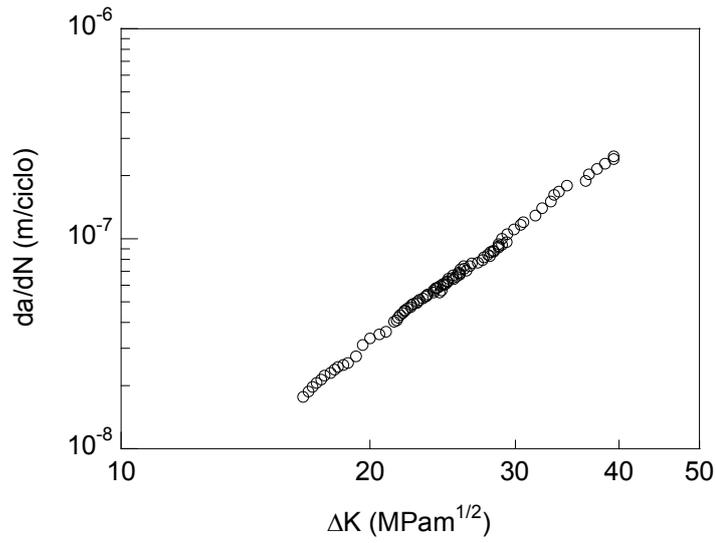
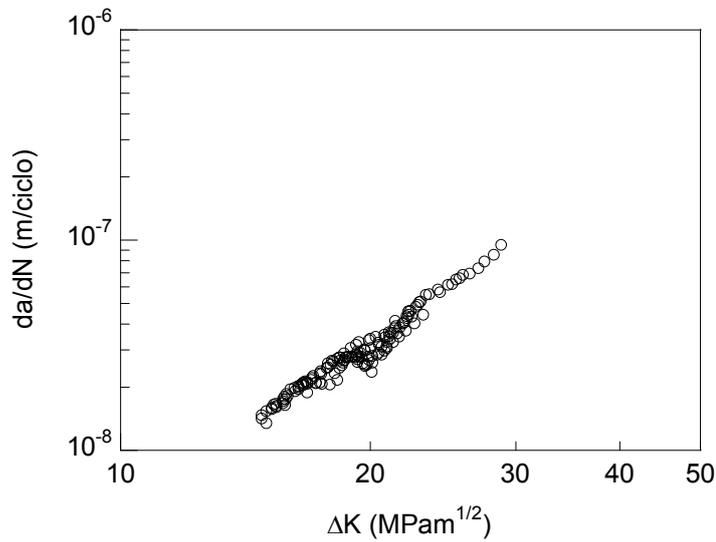
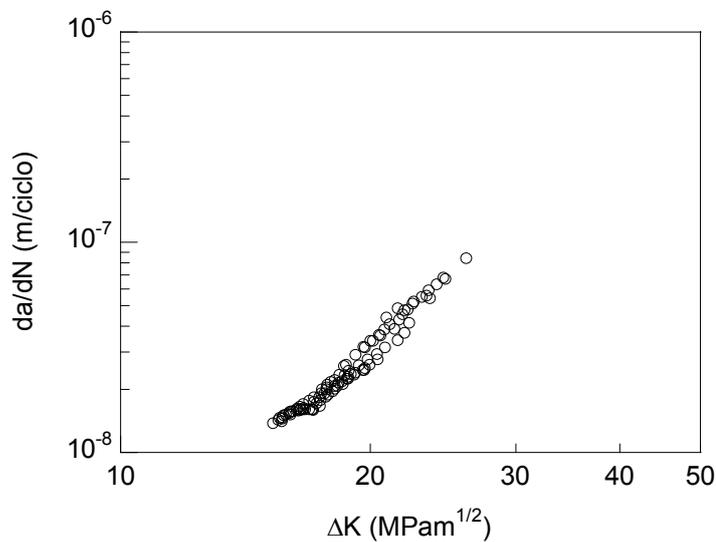


Fig. 4.40. Velocidad cíclica de crecimiento de fisura, E0 ($R=0.50$).

Fig. 4.41. Velocidad cíclica de crecimiento de fisura, E7 ($R=0$).Fig. 4.42. Velocidad cíclica de crecimiento de fisura, E7 ($R=0.25$).Fig. 4.43. Velocidad cíclica de crecimiento de fisura, E7 ($R=0.50$).

En el cálculo de la velocidad cíclica de crecimiento de fisura no se ha tenido en cuenta el parámetro K_{op} , factor de intensidad de tensiones a partir del cual existe apertura de fisura, y que permite calcular el intervalo de oscilación del FIT efectivo, ΔK_{eff} , mediante la expresión:

$$\Delta K_{eff} = K_{max} - K_{op} \quad (4.13)$$

Algunos autores consideran que el hecho de que no haya apertura de fisura en un intervalo de oscilación del FIT se debe a un supuesto cierre de fisura, basándose en la rugosidad superficial de las fisuras para el acero perlítico. En cualquier caso no se han observado en ningún momento pruebas de la existencia de cierre de fisura y por tanto no ha sido considerado en los ensayos el parámetro K_{op} para el estudio de fisuras largas en aceros perlíticos, como han hecho algunos autores (LLORCA y SÁNCHEZ GÁLVEZ, 1989; TORIBIO y TOLEDANO, 1999; SUBRAMANYA *et al.*, 2000; EL-SHABASY y LEWANDOWSKI, 2004; WETSCHER, STOCK y PIPPAN, 2007), aunque otros sí lo hayan tenido en cuenta fundamentalmente para el crecimiento cerca del umbral de fisuración ΔK_{th} o de fisuras cortas (SANKARAN *et al.*, 2003).

Tamaño de zona plástica

Existen varios modelos que permiten estimar el tamaño de la zona plástica en la punta de una fisura. IRWIN (1960) realizó una extensión relativamente simple de la Mecánica de Fractura Elástica Lineal (MFEL), obteniendo para un material sin endurecimiento, en deformación plana, la siguiente expresión,

$$r_p = \frac{1}{3\pi} \left(\frac{K}{\sigma_Y} \right)^2 \quad (4.14)$$

DUGDALE (1960), y en una forma ligeramente diferente BARENBLATT (1962), desarrollaron una teoría más elaborada basada en el modelo de las bandas de cedencia, considerando una zona plástica larga y delgada en la punta de la fisura, para un material sin endurecimiento y en estado de tensión plana. En el resultado, para deformación plana, se ha introducido un factor de 1/3, alcanzado la expresión,

$$r_p = \frac{\pi}{24} \left(\frac{K}{\sigma_Y} \right)^2 \quad (4.15)$$

RICE (1967) obtuvo la zona plástica producto del flujo inverso, denominada zona plástica cíclica (r_{pc}), en el extremo de una fisura sometida a fatiga para un material elástico perfectamente plástico, aplicando el método de superposición. El resultado para el caso de deformación plana es,

$$r_{pc} = \frac{1}{3\pi} \left(\frac{\Delta K}{2\sigma_Y} \right)^2 \quad (4.16)$$

TORIBIO y KHARIN (2004, 2006) estimaron el tamaño de la zona plástica a partir de una modelización numérica de las tensiones y deformaciones en la punta de fisura ocurridas durante la fatiga. Consideraron un material elasto-plástico siguiendo una ley tipo Ramberg-Osgood y endurecimiento mixto (isótropo y cinemático). La zona plástica a partir de la carga inversa se obtuvo de acuerdo al criterio de velocidad de deformación plástica equivalente positiva, alcanzando las siguientes expresiones para deformación plana:

- En el tramo de subida del primer ciclo de carga,

$$r_p = 0.0335 \left(\frac{K_{\max}}{\sigma_Y} \right)^2 \quad (4.17)$$

- En el tramo de descenso del primer ciclo de carga,

$$r_p = 0.0065 \left(\frac{K_{\max}}{\sigma_Y} \right)^2 \quad (4.18)$$

- En los ciclos siguientes al primero de carga,

$$r_p(K) = \begin{cases} 0 & \text{si } K \leq 0.2K_{\max} \\ 0.0065 \left(\frac{K_{\max}}{\sigma_Y} \right)^2 & \text{si } 0.2K_{\max} < K \leq K_{\max} \\ 0.0335 \left(\frac{K_{\max}}{\sigma_Y} \right)^2 & \text{si } K > K_{\max} \end{cases} \quad (4.19)$$

En esta Tesis se ha realizado una estimación experimental de la zona plástica considerando que es la responsable del retardo por sobrecarga, para los ensayos realizados en alambres de acero perlítico sometidos a cargas cíclicas de tracción, con escalones de carga constante y decrecientes entre sí. Se considera que el retardo se produce mientras la zona plástica originada en la punta de fisura por los últimos ciclos de un escalón es atravesada por la zona plástica, de menor tamaño, consecuencia de los ciclos iniciales del escalón posterior.

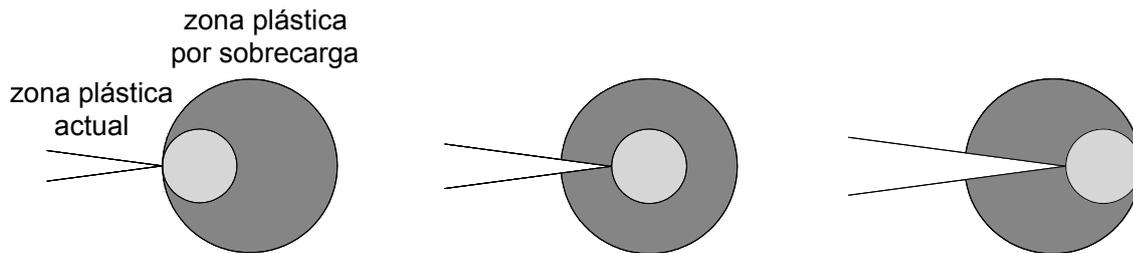


Fig. 4.44. Propagación a través de la zona plástica por sobrecarga.

El fenómeno de retardo por sobrecarga se ha comprobado que depende del número de ciclos que lo provocan (POMMIER y DE FREITAS, 2002), aunque se admitió que el último ciclo de carga es el principal responsable. En las Fig. 4.45 a Fig. 4.52 se muestran los resultados experimentales obtenidos para el tamaño de zona plástica (r_p), en el alambrcn y en el acero de pretensado, para distintos valores del factor R (0, 0.25 y 0.50). Se han representado frente a diversos parámetros, K_{\max}^2 , K_{\min}^2 , ΔK^2 y $K_{\max}\Delta K$, buscando una expresión similar a la obtenida por los diferentes autores analizados.

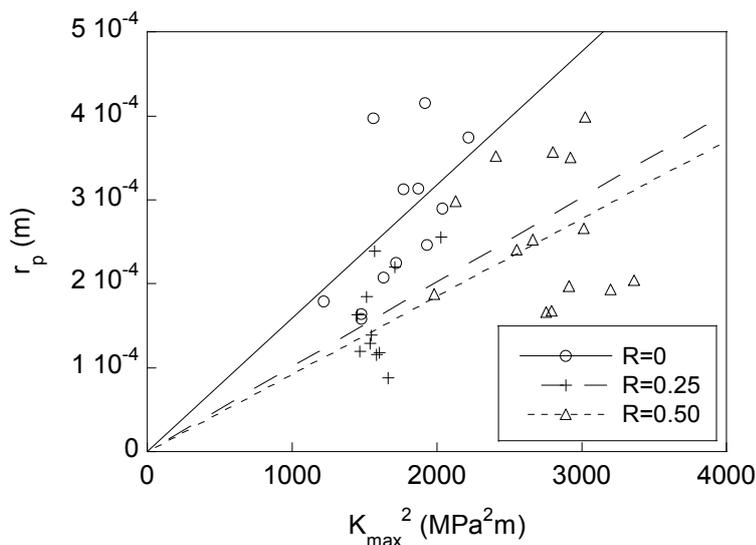


Fig. 4.45. Tamaño de zona plástica frente a K_{\max}^2 , alambrcn.

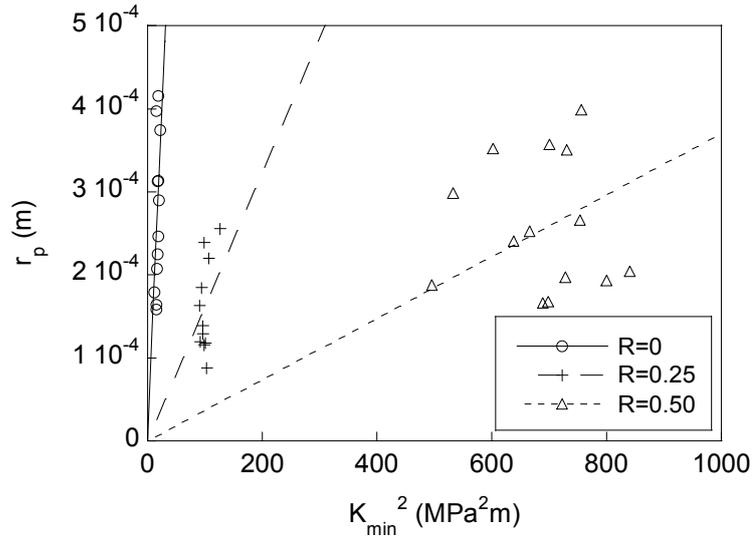


Fig. 4.46. Tamaño de zona plástica frente a K_{\min}^2 , alambción.

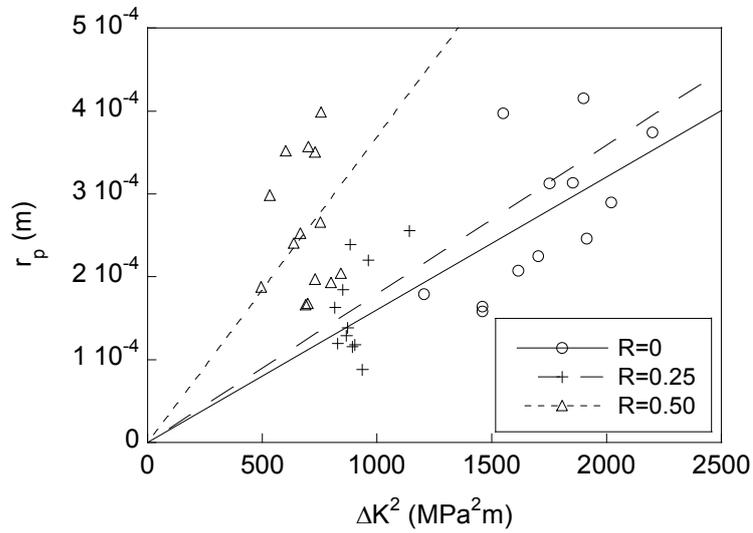


Fig. 4.47. Tamaño de zona plástica frente a ΔK^2 , alambción.

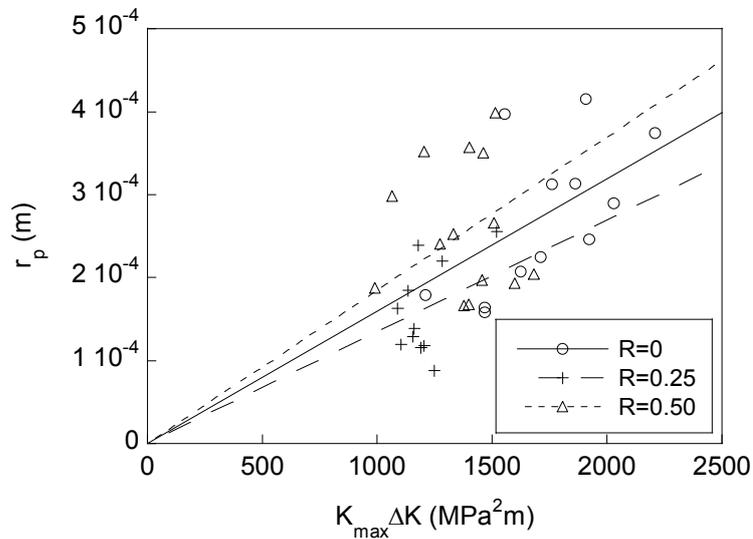


Fig. 4.48. Tamaño de zona plástica frente a $K_{\max} \Delta K$, alambción.

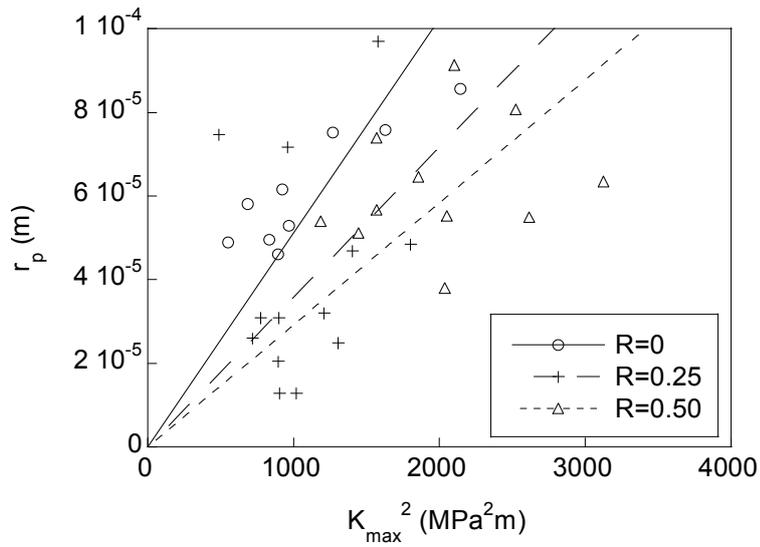


Fig. 4.49. Tamaño de zona plástica frente a K_{max}^2 , acero de pretensado.

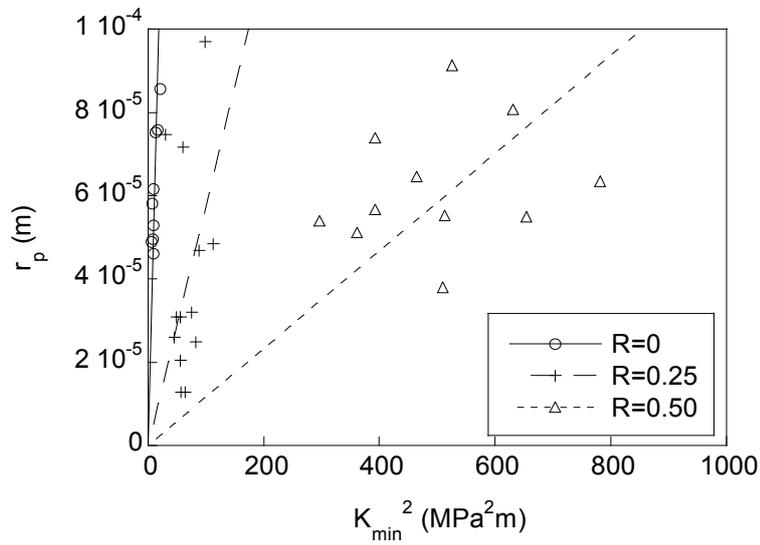


Fig. 4.50. Tamaño de zona plástica frente a K_{min}^2 , acero de pretensado.

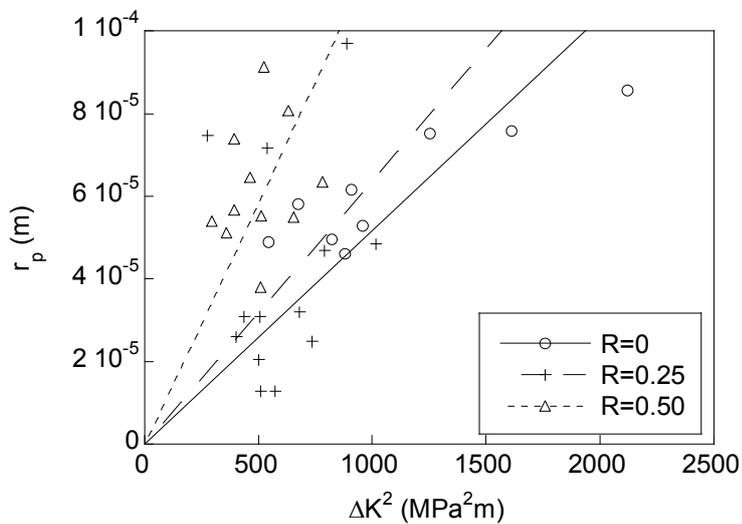


Fig. 4.51. Tamaño de zona plástica frente a ΔK^2 , acero de pretensado.

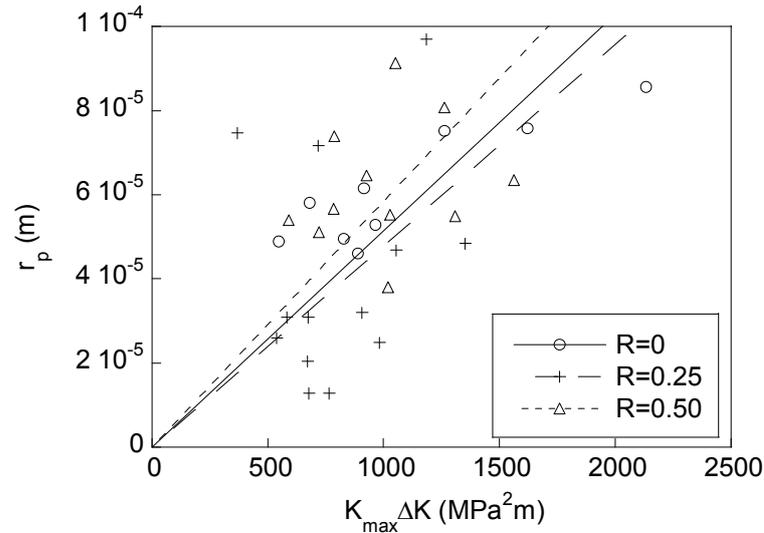


Fig. 4.52. Tamaño de zona plástica frente a $K_{\max} \Delta K$, acero de pretensado.

El tamaño de zona plástica depende del valor de K_{\max} pero también del valor de R , proponiéndose una dependencia con el factor $K_{\max} \Delta K$ como la solución más adecuada, que contempla los parámetros que gobiernan los mecanismos en la punta de fisura (SADANANDA y VASUDEVAN, 2004; STOYCHEV y KUJAWSKI, 2005; ZHANG, HE y DU, 2005). En el acero perlítico, material con endurecimiento por deformación, en el denominador de la expresión de la zona plástica se ha empleado el valor medio del límite elástico y de la resistencia a tracción, obtenidos en el ensayo de tracción simple. La expresión a la que se llega para el alambión es:

$$r_p = 0.15 \frac{K_{\max} \Delta K}{\left(\frac{\sigma_Y + \sigma_R}{2} \right)^2} \quad (4.20)$$

y para el acero de pretensado:

$$r_p = 0.14 \frac{K_{\max} \Delta K}{\left(\frac{\sigma_Y + \sigma_R}{2} \right)^2} \quad (4.21)$$

Experimentalmente se ha observado que la zona plástica es más extensa en el alambión (de menor límite elástico y resistencia a tracción) que en el acero de pretensado, deduciéndose una única expresión para el cálculo del tamaño de zona plástica que presenta un coeficiente de 0.14, del orden al obtenido por varios de los autores revisados.

3.1.2. Pasos intermedios de trefilado

Los ensayos de fatiga se han realizado sobre alambres correspondientes a aceros de los pasos intermedios de trefilado (E1, E2, E3, E4, E5 y E6), en escalones de carga constante y decrecientes cada uno respecto del anterior, con un factor $R=0$ (Fig. 4.53).

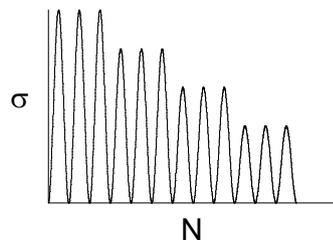


Fig. 4.53. Ciclos de carga ($R=0$).

Después de realizados los ensayos, y una vez fracturados los alambres, es posible ver los frentes de fisura correspondientes al descenso brusco de carga. Se observa cómo en los pasos intermedios de trefilado el frente de fisura, que inicialmente tiene una forma elíptica, presenta un retardo en el crecimiento en la zona central del alambre, produciendo una forma de *gaviota* en la geometría del frente (Fig. 4.54).

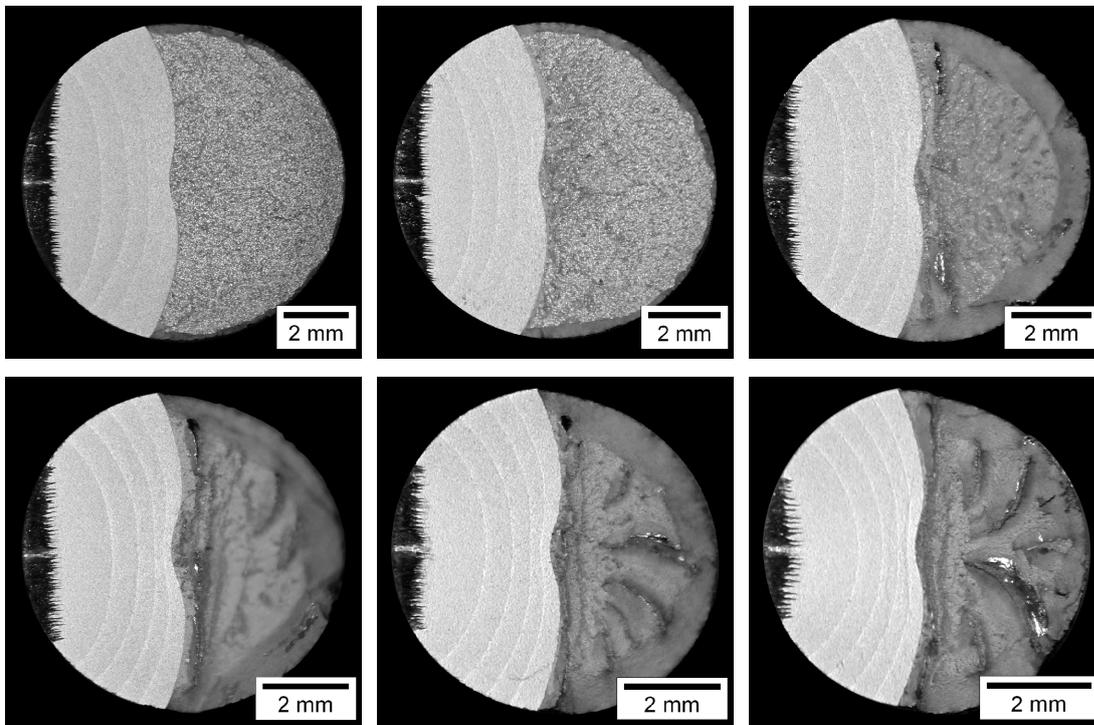


Fig. 4.54. Frente de fisura con forma de *gaviota* en los pasos intermedios de trefilado E1, E2, E3, E4, E5 y E6 (de izquierda a derecha y de arriba a abajo).

Se conoce que toda desviación respecto al comportamiento normal en cuanto a crecimiento de fisuras largas puede deberse a la presencia de tensiones residuales (VASUDEVAN, SADANANDA y GLINKA, 2001). Además, algunos estudios realizados indican que las tensiones residuales de tracción producen sólo un ligero incremento en la velocidad de propagación, mientras que las de compresión crean un gran descenso (TOYOSADA, NIWA y SAKAI, 1997).

Se ha realizado una estimación de las tensiones residuales generadas por el trefilado, modelizando mediante el método de los elementos finitos con el programa MSC Marc (MSC MARC, 2001), el proceso de trefilado de un alambre de acero perlítico de 12.0 mm de diámetro para obtener un diámetro final de 10.5 mm (deformación plástica de 0.27).

El problema considerado tiene simetría cilíndrica, una varilla que pasa a través de una hilera de trefilado, y se ha simulado mediante la mitad del corte por un plano que contiene al eje de la probeta imponiendo la condición de simetría de revolución. Se han usado coordenadas cilíndricas, siendo z el eje de trefilado y r la componente radial cuyo valor cero está en el centro del alambre.

La malla de la probeta es más fina en el borde y en el eje de simetría pues estas zonas son las que se encuentran sometidas a más tensión durante el proceso de trefilado. Se han utilizado elementos QUAD (4), cuadrados de 4 nodos (Fig. 4.55), para simular el alambre de acero perlítico a trefilar, y el material se ha caracterizado mecánicamente mediante la curva tensión-deformación obtenida a partir del ensayo de tracción simple.

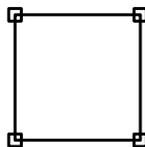


Fig. 4.55. Elemento QUAD (4).

El perfil de la hilera de trefilado se ha modelizado mediante una curva rígida, considerando la existencia de contacto entre la hilera y el alambre pero sin tener en cuenta el rozamiento. Las condiciones de contorno fueron las adecuadas para simular la simetría y que la probeta pasase a través de la hilera. El trefilado se realiza en control de sollicitación imponiendo un desplazamiento al extremo de la probeta (Fig. 4.56).

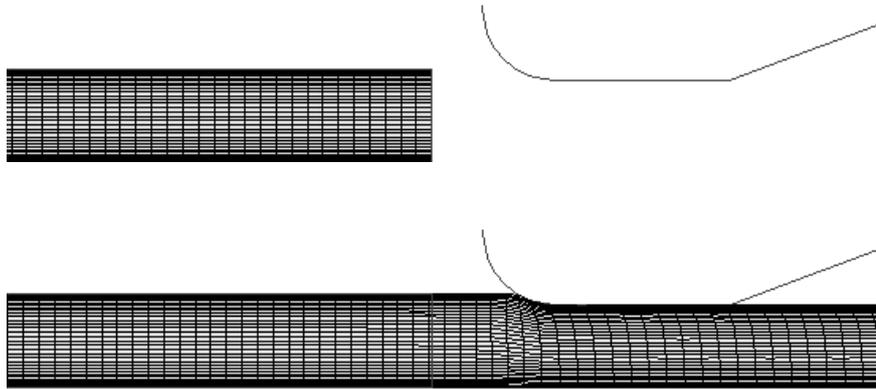


Fig. 4.56. Esquema del proceso de trefilado.

La probeta tiene la suficiente longitud para evitar en el análisis la no homogeneidad que aparece en el inicio y en el final del alambre. En el cálculo se ha tenido también en cuenta la existencia de grandes desplazamientos y de grandes deformaciones. Las componentes de la tensión residual en coordenadas cilíndricas tienen para cada uno de los pasos de trefilado una forma similar a la mostrada en la Fig. 4.57, donde la coordenada de abscisas está adimensionalizada en la forma r/R (siendo r el valor de la coordenada radial y R el radio de la probeta), con valores $r=0$ en el centro y $r=R$ en la superficie del alambre.

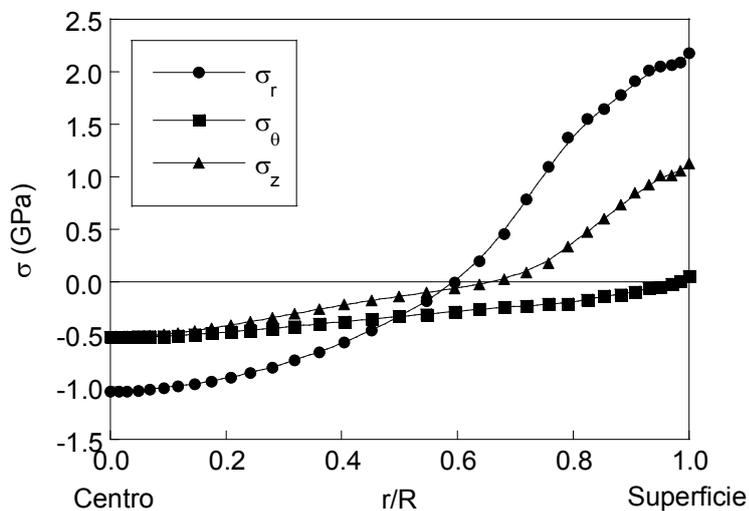


Fig. 4.57. Tensiones residuales en el acero trefilado.

Se ha encontrado que el proceso de trefilado genera un perfil axisimétrico de tensiones residuales, debido a la deformación plástica heterogénea ocurrida en la hilera de trefilado. Estas tensiones residuales en la probeta serán de tracción en las capas externas del alambre, disminuyendo su valor hasta transformarse en tensiones de compresión cerca del eje de simetría de revolución de la probeta. Los valores más altos de las tensiones tanto en el centro

como en la superficie son, respectivamente, los de la tensión radial, axial, angular y por último las tensiones cortantes que son prácticamente cero. Las tensiones son mayores en la superficie que en el centro del alambre.

ATIENZA *et al.* (2005a; 2005b) han calculado estas tensiones residuales en barras de acero ferrítico y perlítico trefilado de forma experimental y mediante simulación con elementos finitos (considerando también el efecto de la temperatura), concluyendo que aparecen en cada paso de trefilado fundamentalmente como efecto del paso por la última hilera.

Estas tensiones residuales influyen sobre cualquier fenómeno que suceda en el alambre. En el caso de la fatiga se sabe que influyen notablemente sobre el umbral de iniciación (ΔK_{th}), siendo su influencia mayor a menores valores del umbral. Las tensiones residuales también pueden modificar el frente de propagación de la fisura por fatiga en la sección transversal del alambre en la zona de Paris. Así, en los pasos intermedios de trefilado, la geometría elíptica del frente pasa a mostrar una forma de *gaviota*, al verse el crecimiento fuertemente retardado en la zona central de la probeta. En cambio en el alambrón (procedente de una laminación en caliente) y en el acero de pretensado (sometido a un proceso que elimina las tensiones residuales) este retardo no aparece (Fig. 4.7 a Fig. 4.12).

Se han efectuado una serie de procesos de recocido para intentar eliminar las tensiones residuales, no realizando un estudio más profundo debido a que el material disponible para los pasos intermedios de trefilado era escaso. Las probetas cilíndricas de acero de composición eutectoide y fuertemente trefilado del acero E6 (con seis pasos de trefilado), se sometieron a tratamientos isotérmicos a diferentes temperaturas y tiempos.

El procedimiento consistió en elevar la temperatura del horno con la probeta en su interior a una velocidad de 5°C por minuto hasta alcanzar la temperatura T (°C) de tratamiento y mantenerlo un tiempo t (horas), dejando a continuación que la pieza se enfriara lentamente dentro del horno (Fig. 4.58).

Posteriormente se realizaron sobre los alambres ensayos de fatiga en varios pasos (intentando repetir la misma secuencia de ensayo) y ensayos de tracción simple, puesto que el tratamiento, además de aliviar las tensiones residuales, modifica las propiedades mecánicas del acero.

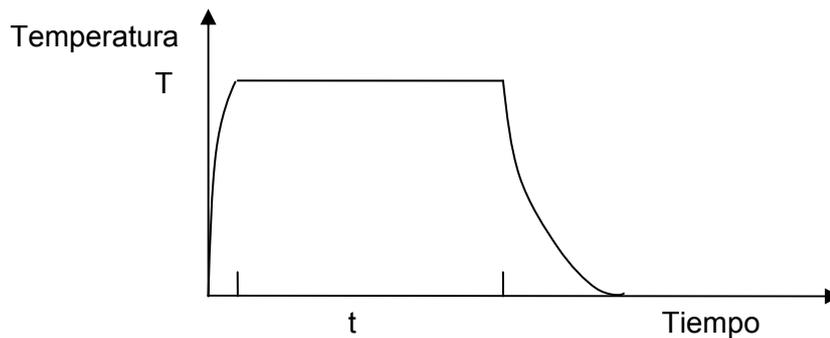


Fig. 4.58. Esquema del tratamiento térmico.

Los tratamientos en el horno, descritos mediante la temperatura del horno y el tiempo de permanencia en el mismo (T/t), fueron los siguientes: 350°C/269h, 400°C/2h, 400°C/4h, 400°C/6h, 400°C/48h. Los ensayos correspondientes a 400°C/6h y 350°C/269h deberían tener el mismo efecto sobre el alivio de las tensiones residuales, según la ecuación de Larson-Miller, que correlaciona el efecto del alivio de las tensiones residuales con los parámetros temperatura-tiempo:

$$\text{Efecto} = T(\log t + 20)10^{-3} \quad (4.22)$$

donde T es la temperatura en Rankine y t es el tiempo en horas (ASM METALS HANDBOOK, 1990).

Con las probetas obtenidas se realizaron ensayos de fatiga en escalones de carga constante y decreciente de cada paso al siguiente, con la finalidad de observar de forma cualitativa como el alivio de parte de las tensiones residuales disminuye el *efecto gaviota* en el frente de fisura, cuando ésta alcanza la parte central del alambre sometido a los distintos tratamientos térmicos propuestos. En la Fig. 4.59 se muestran la superficie de fatiga del acero E6 sin tratamiento, así como la de los aceros recocidos con la temperatura y el tiempo de permanencia en el horno.

Se observa en las superficies de fatiga de las fotografías a pocos aumentos que el tratamiento a 350°C/269h es el que menos tensiones residuales ha eliminado (el frente de fisura muestra el *efecto gaviota* en la zona central), mientras que a 400°C la reducción es notable desde el recocido a menor tiempo en el horno (a 2h el frente de fisura en la parte central aparece casi-recta), siendo mayor la reducción con el número de horas (a 48h el frente de fisura en la zona central es curvado). La ecuación de Larson-Miller parece no ser muy adecuada para el acero perlítico.

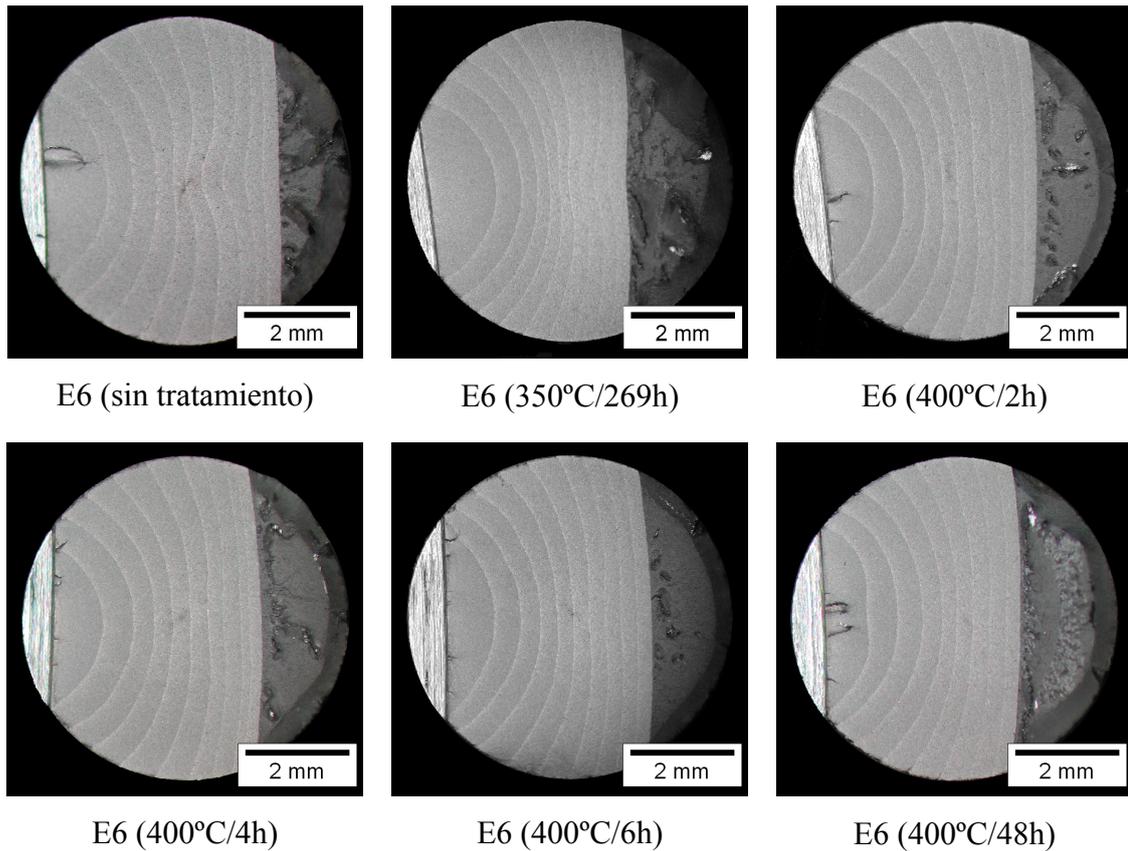


Fig. 4.59. Superficie de fatiga de los aceros recocidos, E6.

Se han realizado también ensayos de tracción axial en algunos de los aceros sometidos a los tratamientos de recocido propuestos y se han comparado los resultados obtenidos con el acero sin tratar (Fig. 4.60). Se observa como el recocido no sólo reduce las tensiones residuales, sino que también cambia la curva tensión-deformación obtenida en el ensayo de tracción simple, modificando sus parámetros característicos y su forma.

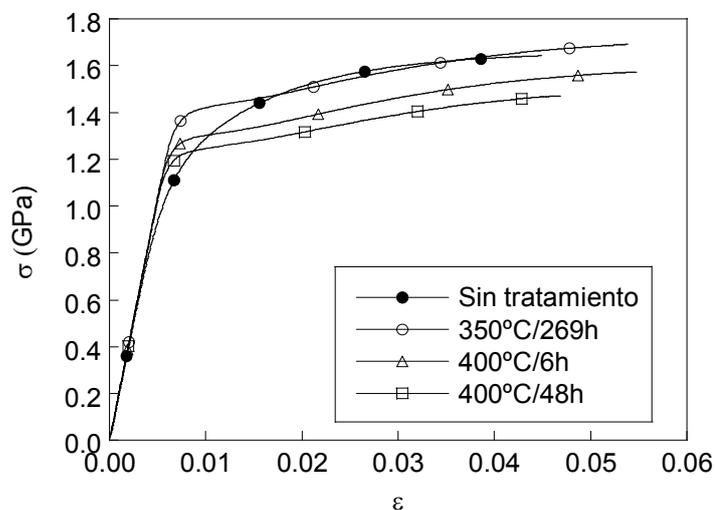
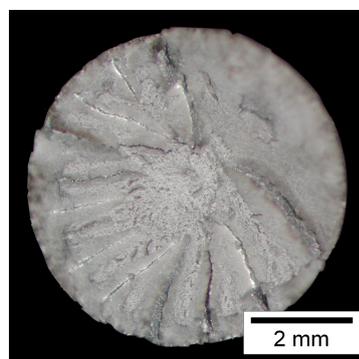


Fig. 4.60. Ensayos de tracción simple, E6.

Los aceros recocidos muestran un tramo plástico de cedencia que no aparece en el acero laminado o trefilado sin tratar, y su representación está desplazada hacia abajo respecto al eje de ordenadas de forma prácticamente paralela con el aumento de la temperatura y del tiempo. A partir de las curvas tensión-deformación se obtuvieron los parámetros mecánicos característicos del material (Tabla 4.2), observándose que el módulo de Young es ligeramente mayor en el acero recocido. El límite elástico aumenta al recocer el acero, descendiendo con la temperatura y con el tiempo de permanencia en el horno, aunque su valor es mayor que el del acero sin tratar. La tensión de rotura del acero recocido es mayor a la temperatura de 350°C y menor a la de 400°C (respecto al no tratado) y disminuye su valor con el tiempo.

Tabla 4.2. Parámetros característicos del ensayo de tracción simple.

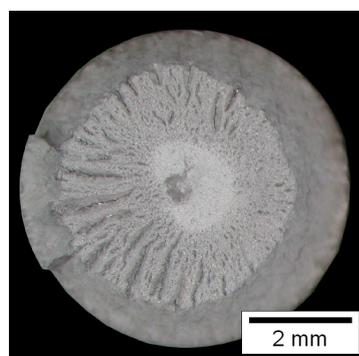
Probeta	E (GPa)	$R(E)$	σ_Y (GPa)	σ_R (GPa)	ε_R
E6 (sin tratamiento)	201	0.99995	1.197	1.643	0.045
E6 (350°C/269h)	206	0.99999	1.407	1.691	0.054
E6 (400°C/6h)	208	0.99999	1.286	1.573	0.055
E6 (400°C/48h)	206	0.99999	1.228	1.472	0.047



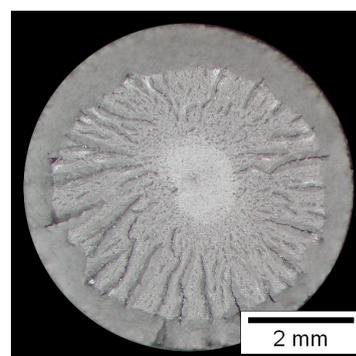
E6 (sin tratamiento)



E6 (350°C/269h)



E6 (400°C/6h)



E6 (400°C/48h)

Fig. 4.61. Superficie de fractura del ensayo de tracción simple, E6.

En la Fig. 4.61 se muestra la superficie de fractura obtenida tras el ensayo de tracción simple, donde se observa una zona fibrosa interior origen de la fractura, una corona exterior y una zona intermedia de microfisuración vertical radial. A medida que aumenta la temperatura de permanencia en el horno la corona exterior se hace más visible y muestra un espesor más uniforme, mientras que la microfisuración vertical tiene una menor extensión, apareciendo más definida la zona fibrosa.

3.1.3. Efecto Bauschinger (*ratcheting*)

Se realizaron ensayos utilizando probetas de longitud 175 mm que se mecanizaron a partir de los alambres de acero perlítico sin ningún paso de trefilado (alambrón), con simetría de revolución y la geometría mostrada en la Fig. 4.62, manteniéndose la relación $d/L > 0.15$ para evitar el pandeo durante los ensayos donde se sobrepasó el límite elástico en sollicitación axial de tracción-compresión. Se empleó un extensómetro de base de medida 25 mm situado en la parte central de la longitud L .

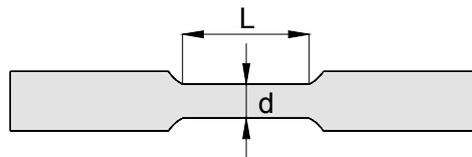


Fig. 4.62. Probeta para los ensayos Bauschinger.

El alambrón, cuyo límite elástico es 0.70 GPa (obtenido mediante el ensayo de tracción simple), se ensayó bajo sollicitación cíclica simétrica de tracción-compresión en control de desplazamiento de las mordazas con una velocidad de 2 mm/min, y tensión límite en la tracción-compresión 10% superior a su límite elástico, ± 0.80 GPa (Fig. 4.63).

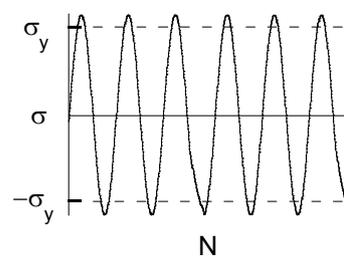


Fig. 4.63. Sollicitación simétrica para el alambrón (± 0.80 GPa).

El lazo de histéresis cíclico bajo sollicitación uniaxial se muestra en la Fig. 4.64, donde se observa la existencia de endurecimiento cinemático para el acero perlítico, con una amplitud del endurecimiento del orden del dominio elástico.

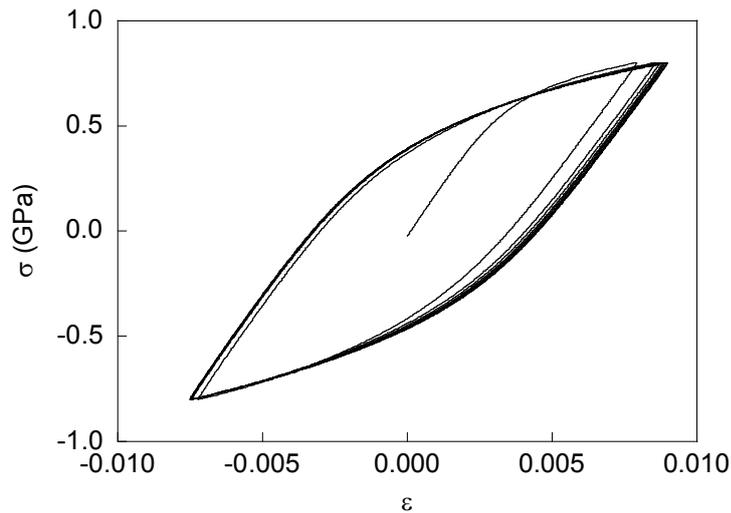


Fig. 4.64. Lazos de histéresis cíclicos simétricos para el alambón (± 0.80 GPa).

Las deformaciones pico y valle de los ciclos de histéresis simétricos (para los diez primeros ciclos) se muestran en la Fig. 4.65, donde se observa (antes de la obtención de un lazo de histéresis estable) un ablandamiento durante la parte inicial de la vida del material (AHLSTRÖM y KARLSSON, 2005).

El micromecanismo origen del efecto *Bauschinger* (BAUSCHINGER 1886) es relativo al cambio en la subestructura de dislocaciones inducida por la carga inversa y los cambios en el sistema de tensiones internas. La carga inversa en la punta de fisura que sucede en la fatiga está relacionada con la respuesta σ - ε que se observa en el efecto Bauschinger.

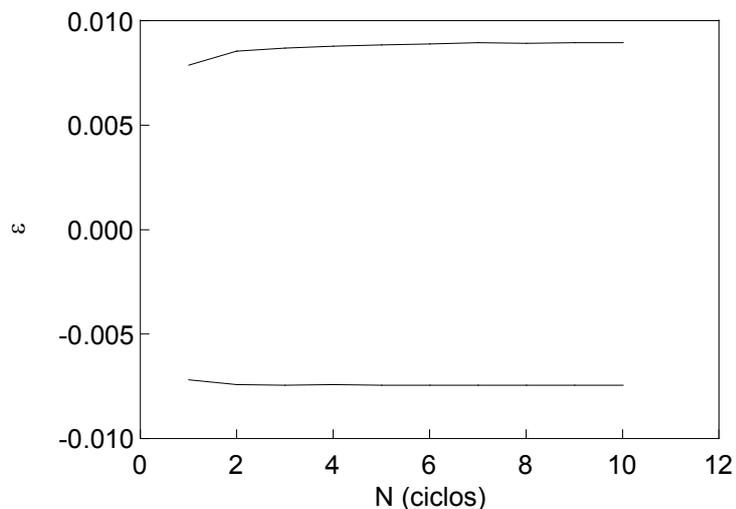


Fig. 4.65. Ablandamiento inicial para el alambón (± 0.80 GPa).

Se ensayaron también probetas del alambroón bajo condiciones de sollicitación cíclica asimétrica de tracción-compresión con carga 0.04 ± 0.86 GPa, es decir, con una tensión media de 0.04 GPa y una amplitud de tensión de 0.86 GPa, tal como se esquematiza en la Fig. 4.66.

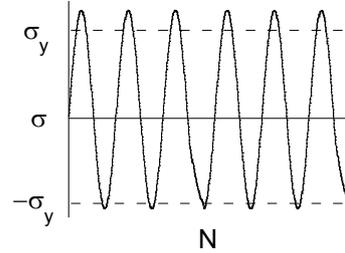


Fig. 4.66. Sollicitación asimétrica para el alambroón (0.04 ± 0.86 GPa).

El resultado se muestra en la Fig. 4.67 sólo para algunos de los ciclos de sollicitación, donde se observa el fenómeno de *ratcheting* o acumulación de la deformación plástica media en cada ciclo, en la dirección en la cual se aplica la sollicitación de fatiga. Se define la deformación *ratcheting* (ε_r) como,

$$\varepsilon_r = \frac{1}{2}(\varepsilon_{\max} + \varepsilon_{\min}) \quad (4.23)$$

donde ε_{\max} es el máximo de la deformación axial en cada ciclo y ε_{\min} es el mínimo, siendo la velocidad de deformación *ratcheting* el incremento de la deformación *ratcheting* en cada ciclo aplicado.

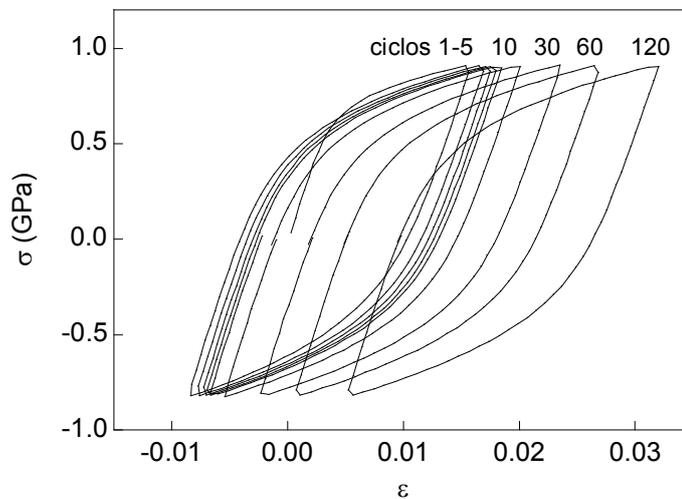


Fig. 4.67. Lazos de histéresis cíclicos asimétricos para el alambroón (0.04 ± 0.86 GPa).

La deformación *ratcheting* para el alambrcn se relaja (su incremento es menor), al tiempo que el lazo de histéresis se hace más pequeño con el paso del número de ciclos. La representación de la deformación *ratcheting* frente al número de ciclos se muestra en la Fig. 4.68.

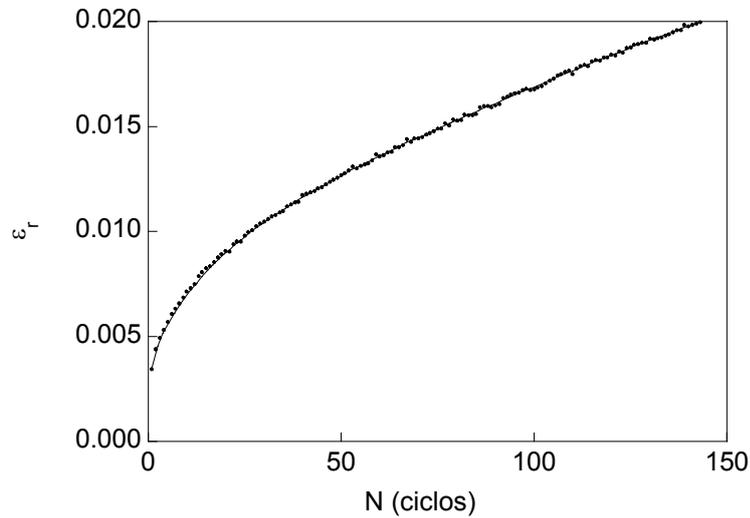


Fig. 4.68. Deformación *ratcheting* para el alambrcn (0.04 ± 0.86 GPa).

La velocidad de la deformación *ratcheting* (Fig. 4.69) se observa que presenta una gran disminuci3n inicial, que se transformará en una disminuci3n muy lenta y gradual después de los 25 ciclos iniciales, con sollicitaci3n de 0.04 ± 0.86 GPa. Este acero responde a cambios en la tensi3n media, mas que a su magnitud absoluta (BOWER, 1989).

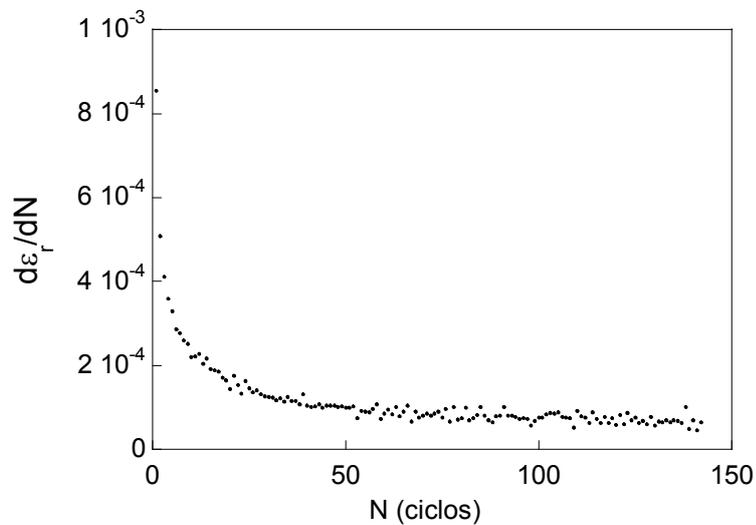


Fig. 4.69. Velocidad de la deformaci3n de *ratcheting* para el alambrcn (0.04 ± 0.86 GPa).

3.2. Caracterización microscópica del fenómeno de fatiga

La caracterización microscópica tiene por objeto establecer los mecanismos de crecimiento de la fisura por fatiga en la perlita, estudiando el efecto que tiene sobre ella la intensidad de la fatiga a través de ΔK y del factor R , así como los cambios microestructurales producidos por el proceso de trefilado, analizando las diferencias existentes entre alambrión y acero de pretensado.

Tras la separación de la probeta en dos partes y mediante la observación al microscopio electrónico de barrido de la superficie de fractura obtenida por fatiga, se realizó un análisis fractográfico. También se efectuó un estudio fracto-materialográfico del camino de propagación de fisuras por fatiga, a partir de cortes longitudinales en ensayos donde no se llegó a producir una separación total de la probeta. En las fotografías de ambos análisis, superficie de fractura y cortes fracto-materialográficos, el avance de la fisura ha sucedido siempre de izquierda a derecha (Fig. 4.70).

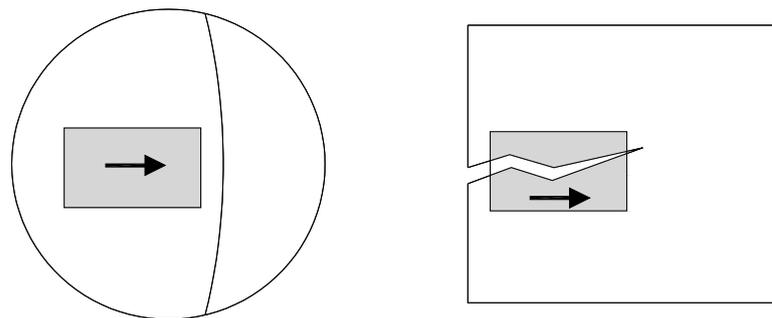


Fig. 4.70. Dirección de avance de fisura en las fotografías, fractografía en planta (izqda.) y fracto-materialografía según corte longitudinal (dcha.).

3.2.1. Análisis fractográfico

La superficie de fatiga en el acero perlítico está formada por microdesgarros, mecanismo de fractura dúctil con evidencia de flujo plástico que proporciona una apariencia típica al proceso de fatiga. El modo de propagación de las fisuras no muestra estrías, cómo ocurre en metales puros y aleaciones dúctiles (como aluminio o titanio), las cuales representan, bajo ciertas circunstancias, la extensión de fisura por fatiga durante un ciclo de carga único, permitiendo predecir la vida en fatiga (LENETS y BELLOWS, 2000). Sin embargo, en algunas zonas de la superficie de fatiga del acero perlítico se observan microdesgarros orientados (Fig. 4.71), que podrían considerarse posibles estrías de fatiga (SUBRAMANYA *et al.*, 2000) o láminas de perlita que apenas hayan sufrido deformación plástica antes de su rotura.

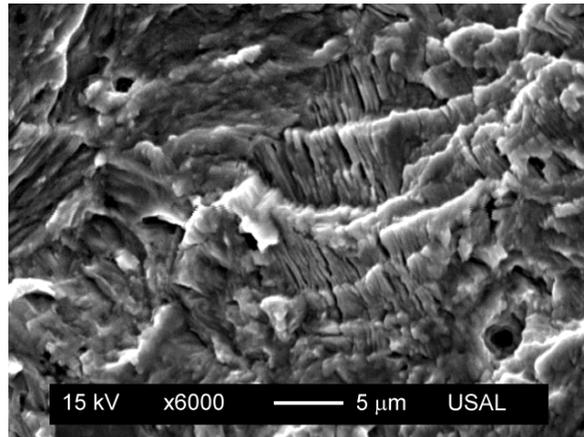


Fig. 4.71. Superficie de fatiga con desgarros orientados, E0.

En acero perlítico con distintos pasos de trefilado, la *iniciación* de fisuras por fatiga en alambres lisos se origina en pequeñas imperfecciones superficiales poco uniformes donde falta material y cuyo tamaño va disminuyendo con el proceso de trefilado. Así, para el alambroón su profundidad es del orden de unas cien micras, mientras que para el acero de pretensado está en torno a algunas decenas de micra (Fig. 4.72 a Fig. 4.74).

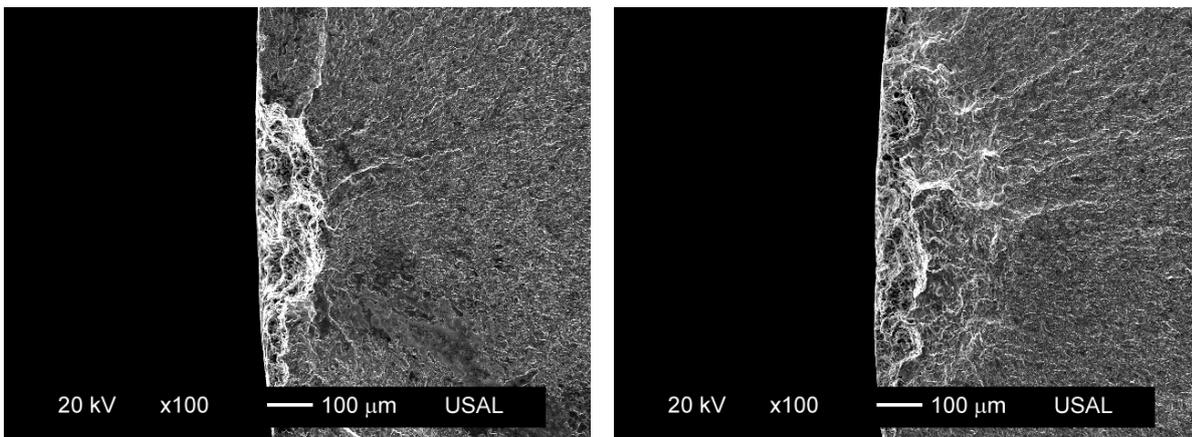


Fig. 4.72. Defectos superficiales iniciadores de fatiga, E0.

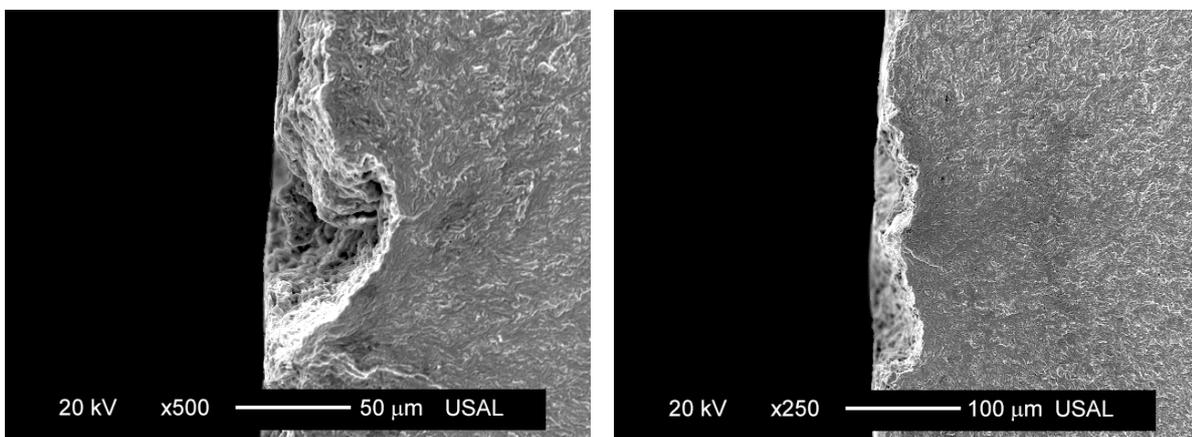


Fig. 4.73. Defectos superficiales iniciadores de fatiga, E5 (izqda.) y E6 (dcha.).

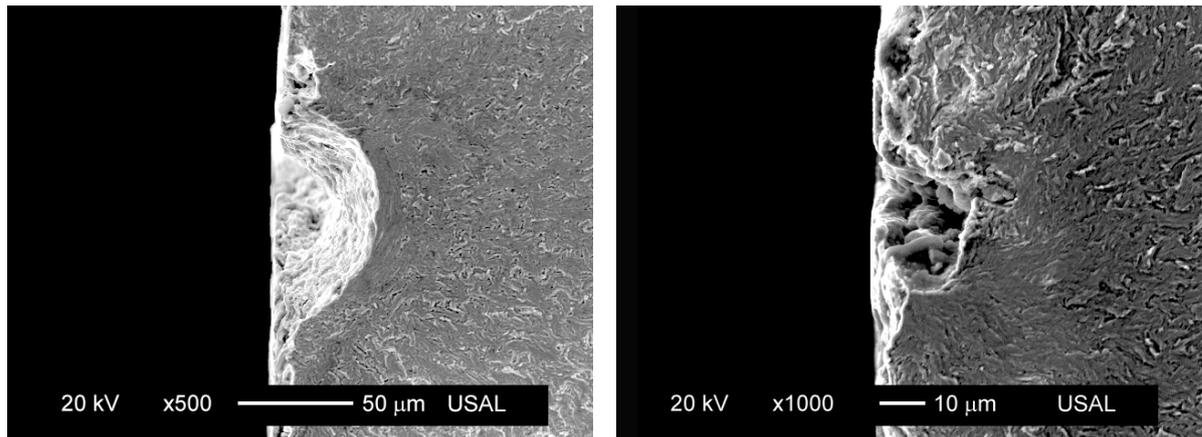


Fig. 4.74. Defectos superficiales iniciadores de fatiga, E7.

La iniciación del proceso de fatiga a partir de los defectos superficiales se debe a que éstos actúan como concentradores de tensiones, siendo posible observar tanto a nivel microscópico como macroscópico la existencia de cierta direccionalidad en el crecimiento de la fatiga, que se produce de forma radial a partir del borde de estos defectos superficiales. La zona de iniciación presenta un aspecto más brillante respecto al resto de la fatiga si se analiza con microscopía óptica, mientras que se muestra más oscura con microscopía electrónica de barrido.

En los alambres de acero eutectoide de alta resistencia el fallo por fatiga también es posible que se origine en defectos causados por el proceso de trefilado (BERETTA y MATTEAZZI, 1996), así en la Fig. 4.75 se muestra el daño que ha podido provocar la existencia de una partícula dura en la superficie del alambre durante el proceso de trefilado, ya que aparece un rastro longitudinal superficial de arrastre. Además, en los alrededores del defecto (de geometría muy regular) y sobre la superficie de fatiga inicial, aparece cierta direccionalidad en los desgarros que se originan de forma concéntrica al hueco.

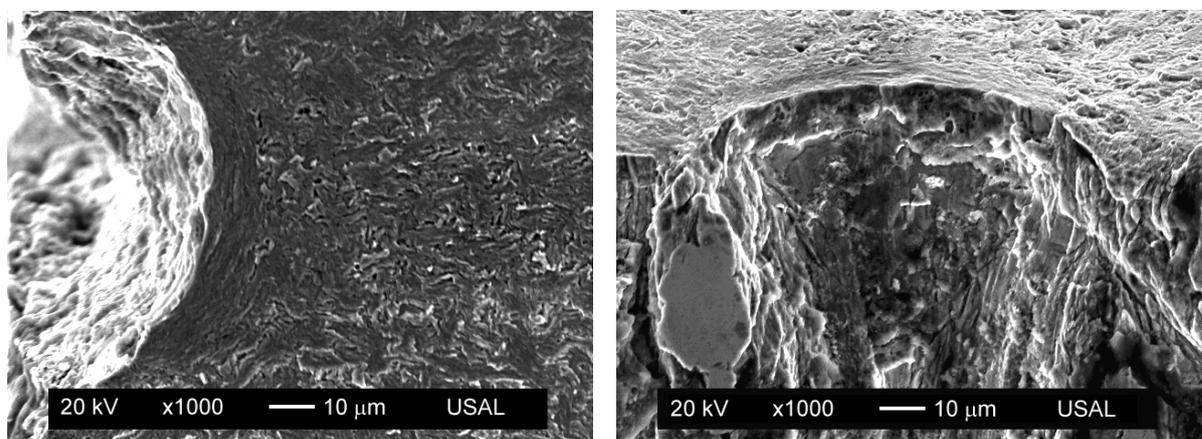


Fig. 4.75. Defecto superficial iniciador de fatiga introducido por el trefilado, E7.

La fractografía de iniciación de fatiga, formada por microdesgarros dúctiles bastante planos y con orientación en la dirección principal del avance de la fisura, es de tipo *Tearing Topography Surface* o TTS (THOMPSON y CHESNUTT, 1979; COSTA y THOMPSON, 1982; GRAY, THOMPSON y WILLIAMS, 1985; BERETTA y MATTEAZZI, 1996). Estos microdesgarros presentan un espaciado considerablemente menor en el pretensado que en el alambión (Fig. 4.76 a Fig. 4.78).

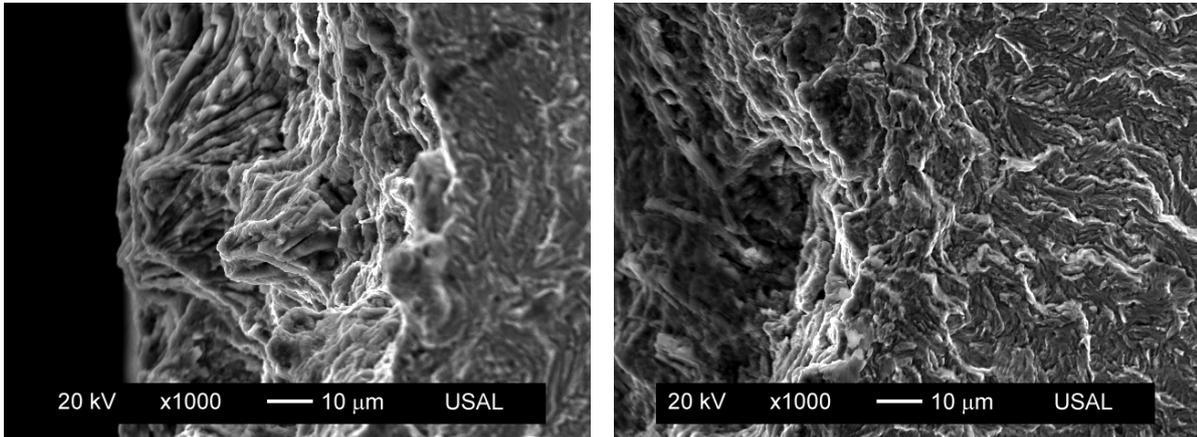


Fig. 4.76. Iniciación de la fatiga, E0.

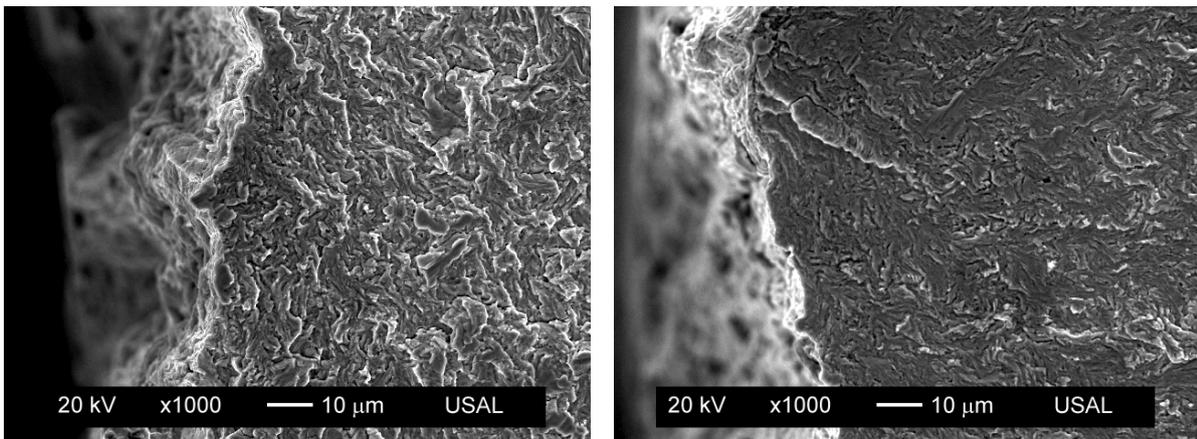


Fig. 4.77. Iniciación de la fatiga, E6.

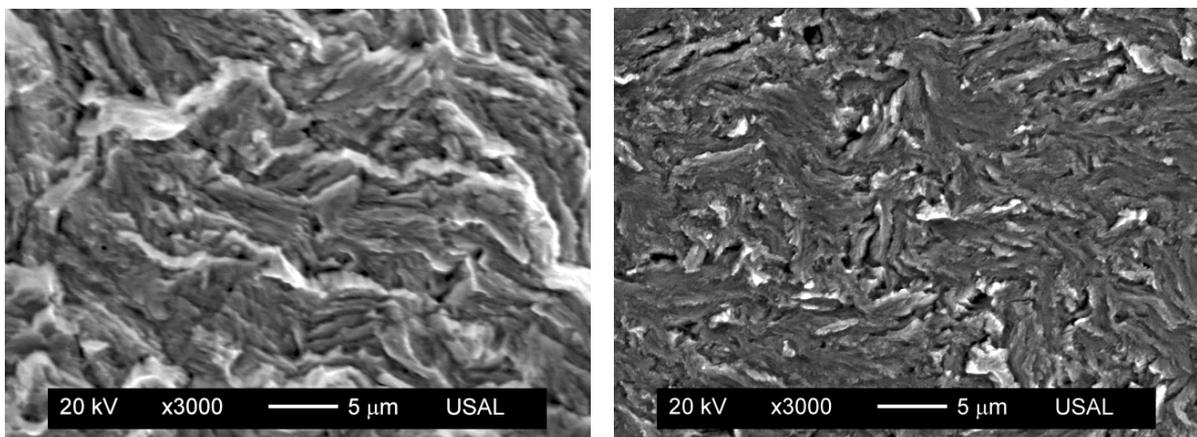


Fig. 4.78. Microdesgarros de inicio de fatiga, E0 (izqda.) y E7 (dcha.).

Este modo de fractura tipo TTS se ha llegado a asociar con el proceso de fragilización por hidrógeno en acero perlítico y se produce a una velocidad de crecimiento muy lenta, del orden de un micrómetro por segundo (TORIBIO, LANCHA y ELICES, 1991).

Para analizar la topografía de fractura por fatiga, y consecuentemente el patrón de microdesgarros a diversos niveles de ΔK , se realizaron ensayos tipo Wöhler. En ellos la probeta lisa fue sometida a una oscilación de carga constante hasta producir su rotura, por iniciación y propagación de una fisura por fatiga que llega a alcanzar un tamaño crítico. La geometría del frente de fisura final de la fatiga indica de una forma aproximada donde se encuentra el origen de la misma, aunque el crecimiento puede no haber sido totalmente simétrico. Este crecimiento muestra una forma elíptica en el frente de fisura durante el régimen de Paris. Aún así, en el tramo final próximo a rotura y donde el valor del FIT se acerca al de la tenacidad de fractura, es posible observar que el frente final no mantiene esa geometría elíptica (principalmente en el acero de pretensado), en una zona donde la fractografía corresponde a varios micromecanismos de fractura (Fig. 4.79 y Fig. 4.80).

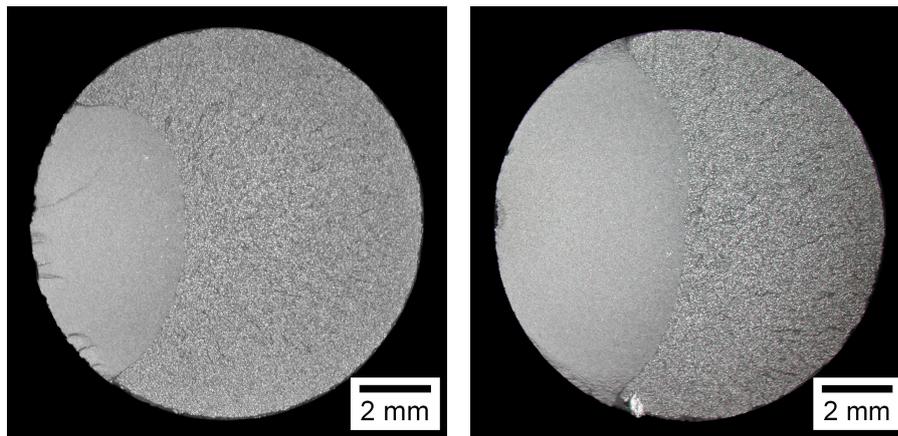


Fig. 4.79. Superficie de fractura, alambre.

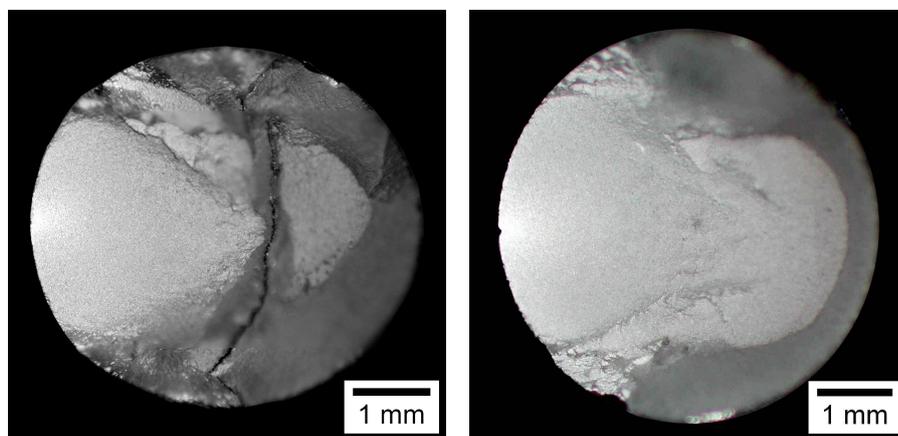


Fig. 4.80. Superficie de fractura, acero de pretensado.

Las Fig. 4.81 a Fig. 4.86 muestran fractografías de fatiga para diferentes valores del intervalo de oscilación del factor intensidad de tensiones, de alambroón sometido a sollicitación cíclica sinusoidal en control de carga con $\Delta\sigma=347$ MPa y $R=0$ hasta su rotura final. La vida en fatiga fue de 308201 ciclos.

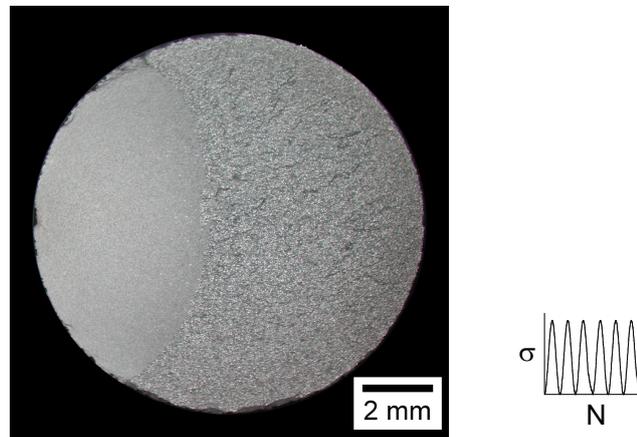


Fig. 4.81. Superficie de fractura, alambroón ($\Delta\sigma=347$ MPa y $R=0$).

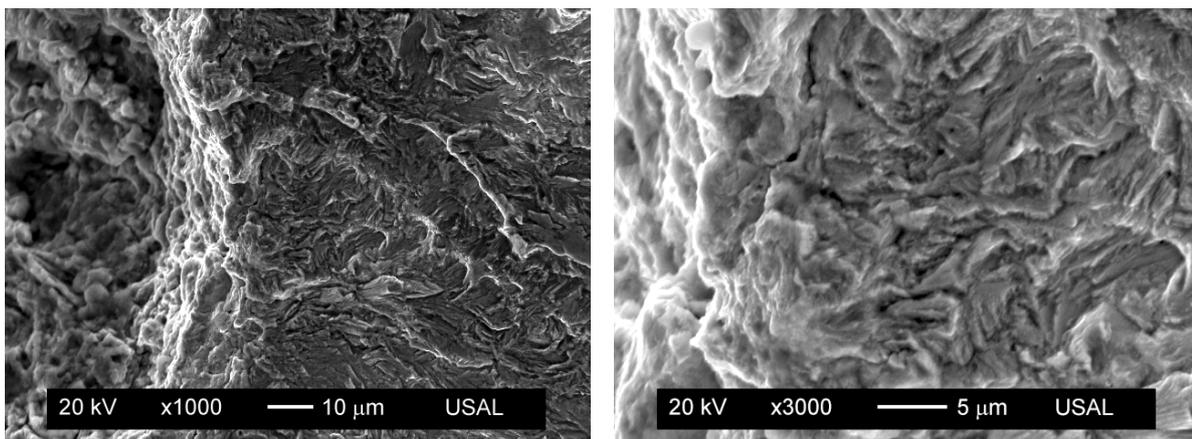


Fig. 4.82. Fractografía correspondiente a $\Delta K \approx 5$ MPam^{1/2} y $R=0$, alambroón.

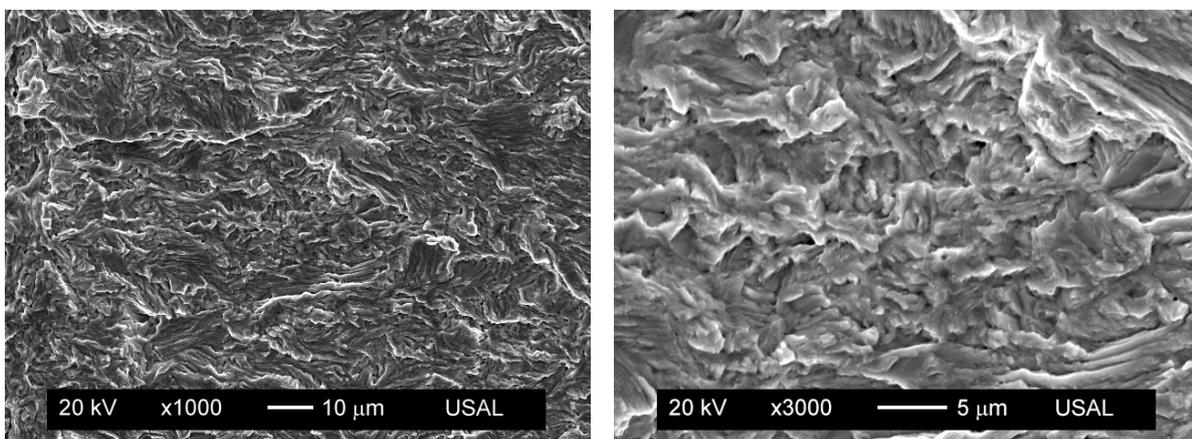


Fig. 4.83. Fractografía correspondiente a $\Delta K \approx 10$ MPam^{1/2} y $R=0$, alambroón.

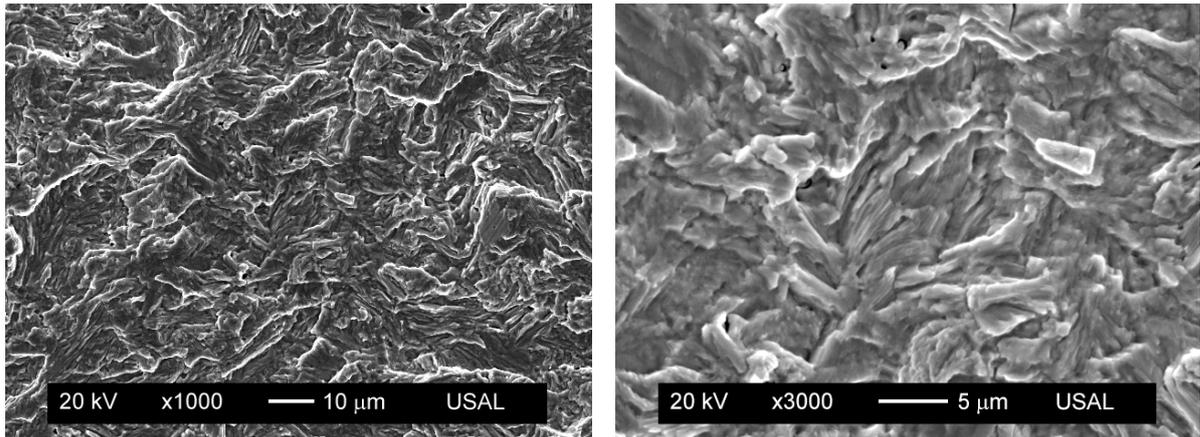


Fig. 4.84. Fractografía correspondiente a $\Delta K \approx 27 \text{ MPam}^{1/2}$ y $R=0$, alambión.

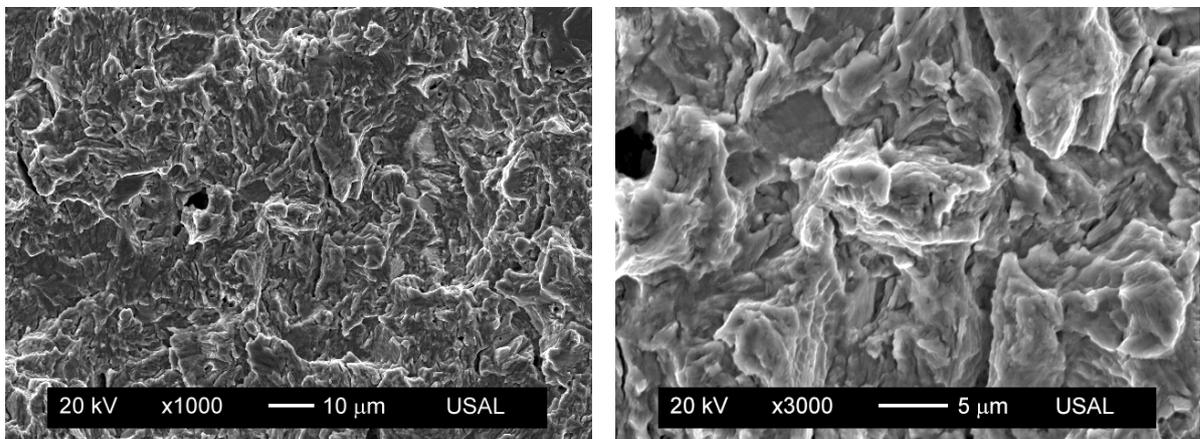


Fig. 4.85. Fractografía correspondiente a $\Delta K \approx 52 \text{ MPam}^{1/2}$ y $R=0$, alambión.

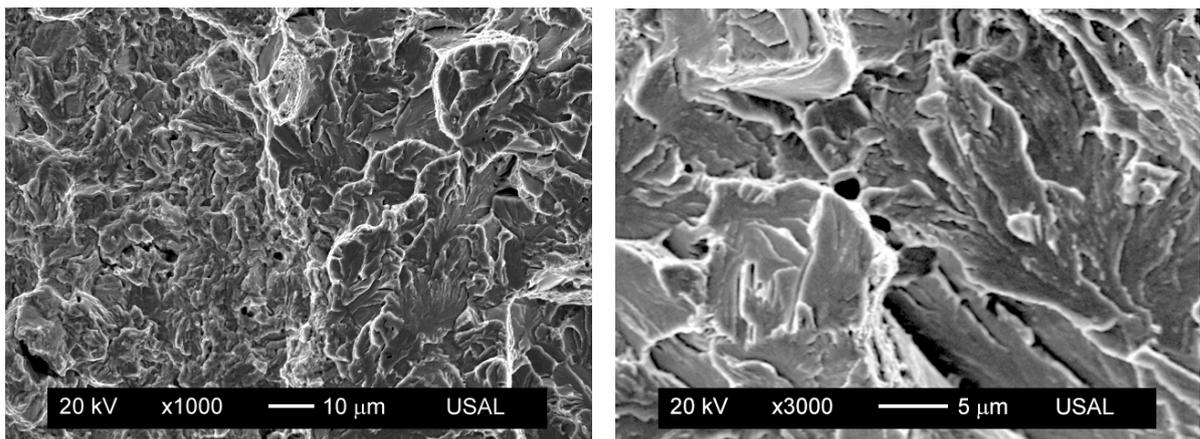


Fig. 4.86. Fractografía de fatiga final ($R=0$) y fractura por clivaje, alambión.

El tipo de fractografía correspondiente a la fractura de este acero es el de clivaje, que aparece ya de forma aislada en la última zona de la fatiga. En el paso de fatiga a fractura aparece alguna pequeña región de microhuecos.

El ensayo en las Fig. 4.87 a Fig. 4.92 corresponde a un alambre liso de acero de pretensado, sometido a carga cíclica sinusoidal con $\Delta\sigma=790$ MPa y $R=0$ hasta su rotura final. La vida en fatiga fue de 312906 ciclos. Se tomaron diversas fotografías del patrón de microdesgarros dúctiles sobre su superficie de fractura por fatiga para diferentes valores de ΔK .

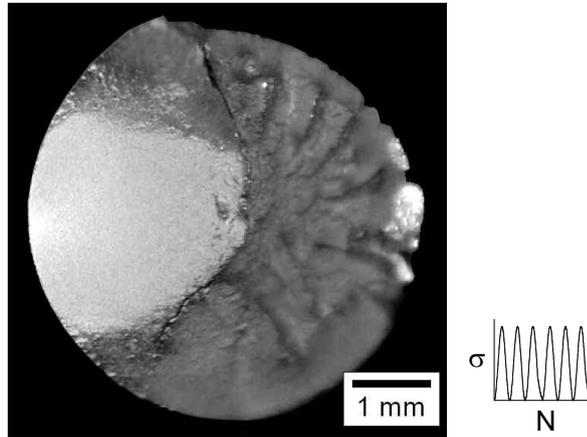


Fig. 4.87. Superficie de fractura, acero de pretensado ($\Delta\sigma=790$ MPa y $R=0$).

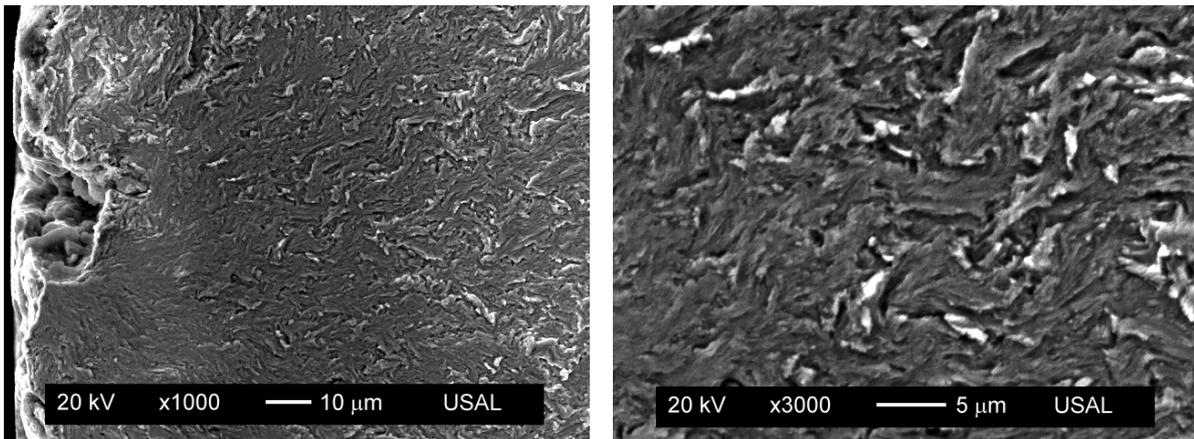


Fig. 4.88. Fractografía correspondiente a $\Delta K \approx 6$ MPam^{1/2} y $R=0$, acero de pretensado.

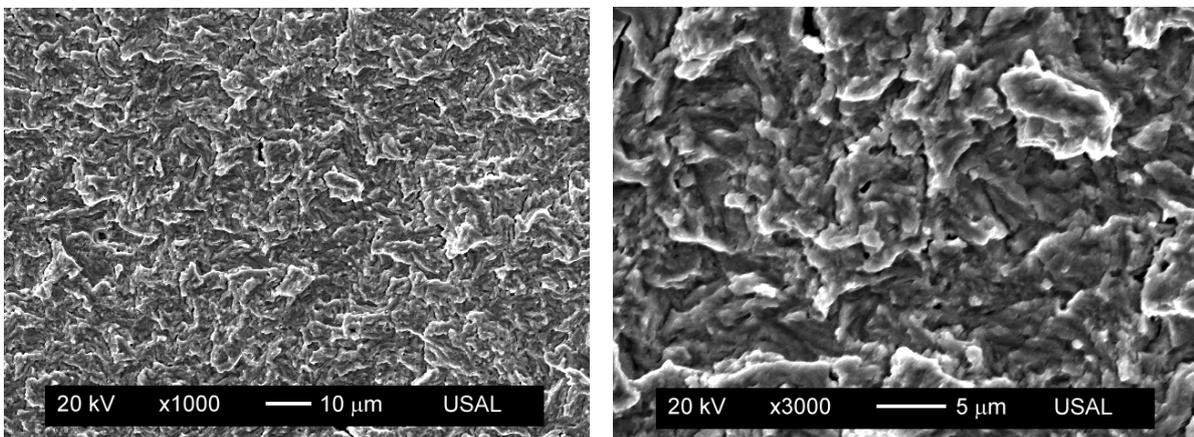


Fig. 4.89. Fractografía correspondiente a $\Delta K \approx 27$ MPam^{1/2} y $R=0$, acero de pretensado.

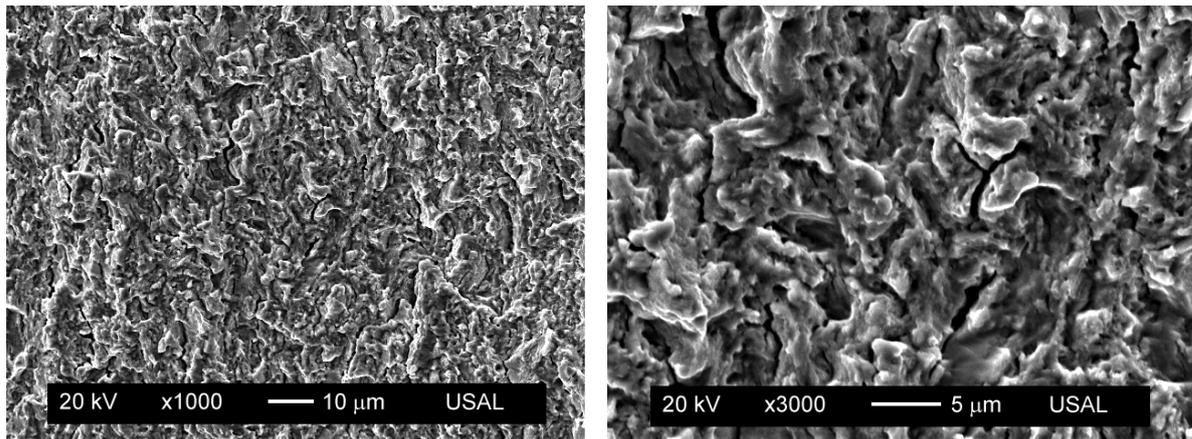


Fig. 4.90. Fractografía correspondiente a $\Delta K \approx 54 \text{ MPam}^{1/2}$ y $R=0$, acero de pretensado.

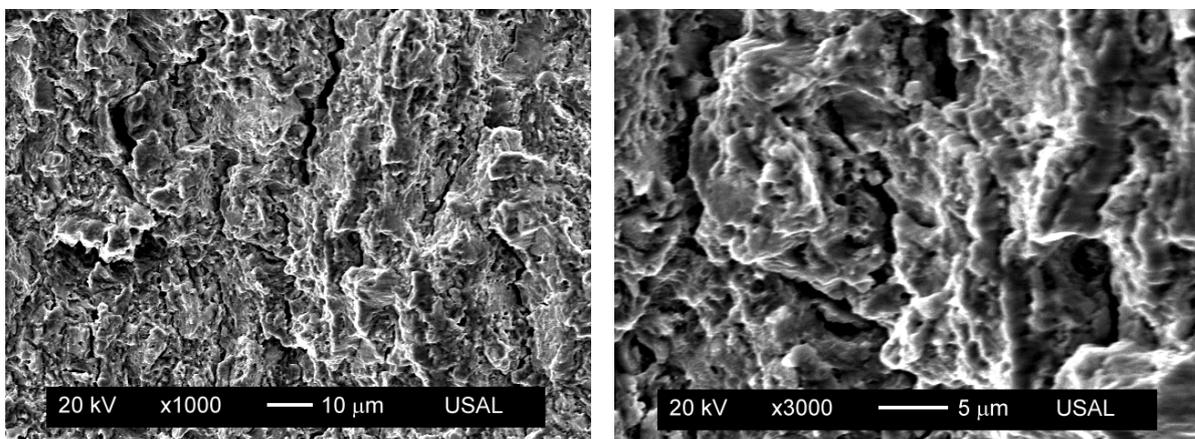


Fig. 4.91. Fractografía correspondiente a $\Delta K \approx 117 \text{ MPam}^{1/2}$ y $R=0$, acero de pretensado.

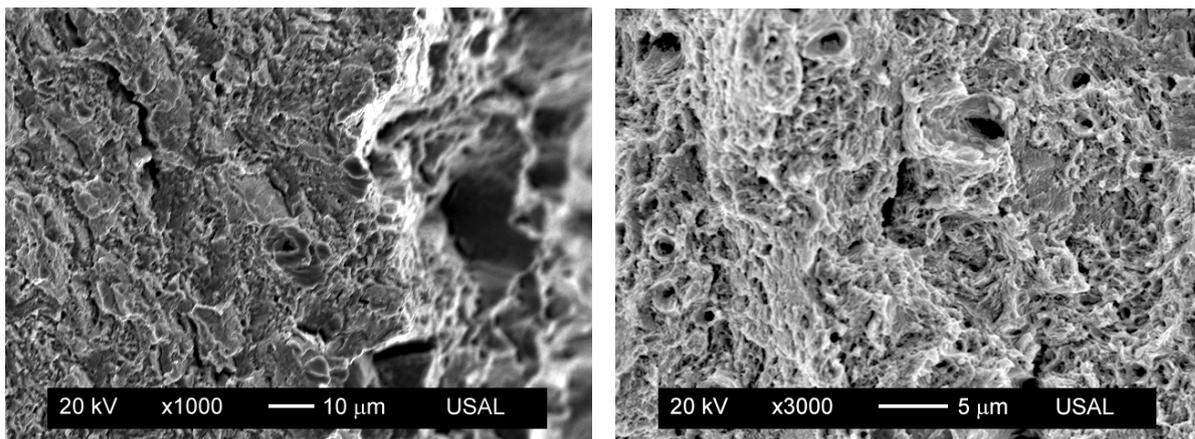


Fig. 4.92. Fractografía de fatiga final ($R=0$) y fractura por CMH, acero de pretensado.

La fractografía de fractura en el acero de pretensado está formada principalmente por coalescencia de microhuecos (CMH) y clivajes alargados en paredes que contienen la dirección axial, ya que su fractura anisótropa presenta microfisuración vertical.

El valor del ΔK correspondiente a cada fractografía se ha calculado de forma aproximada con la expresión del FIT adimensional (en el centro de la fisura) obtenida por Astiz (ASTIZ, 1986), considerando la forma de la propagación del frente de fisura obtenido con los ensayos experimentales a partir de las curvas $a/b-a/D$ o de la extrapolación de las mismas.

La diferencia entre la fractografía del alambión y del acero de pretensado se debe a los cambios microestructurales y a la deformación plástica que ha sufrido el acero durante el proceso de trefilado. En el acero de pretensado los microdesgarros muestran un tamaño más pequeño y curvado. En ambos aceros, para pequeños valores de ΔK los microdesgarros son más ordenados, con una relativa orientación en la dirección de avance de la fatiga. A medida que aumenta el valor de ΔK la fractografía presenta una mayor deformación plástica y se hace más “revuelta”, aumentando la distancia entre las diferentes alturas y cambiando aparentemente la direccionalidad de los microdesgarros hacia la dirección perpendicular al avance. Con valores elevados de ΔK aparece una abundante microfisuración secundaria de tamaño de unas micras, paralela al frente de fisura y por tanto perpendicular a la dirección de avance. Además, en la fractografía final de fatiga aparecen de forma aislada clivaje en el alambión y CMH en el acero de pretensado, debidos a la interacción existente entre la fatiga y los mecanismos de fractura de estos aceros en la región III de la curva de crecimiento de fisuras por fatiga.

A veces crece más de una fisura por fatiga en una misma superficie de fractura, debido a la existencia de varios defectos en la periferia del alambre con un tamaño suficiente como para que el intervalo de oscilación de tensiones y el número de ciclos aplicados produzca iniciación y crecimiento a partir de ellos. En la Fig. 4.93 izquierda se aprecia la existencia de cuatro puntos iniciadores, y cómo dos de las fisuras han llegado a coalescer en una durante su crecimiento.

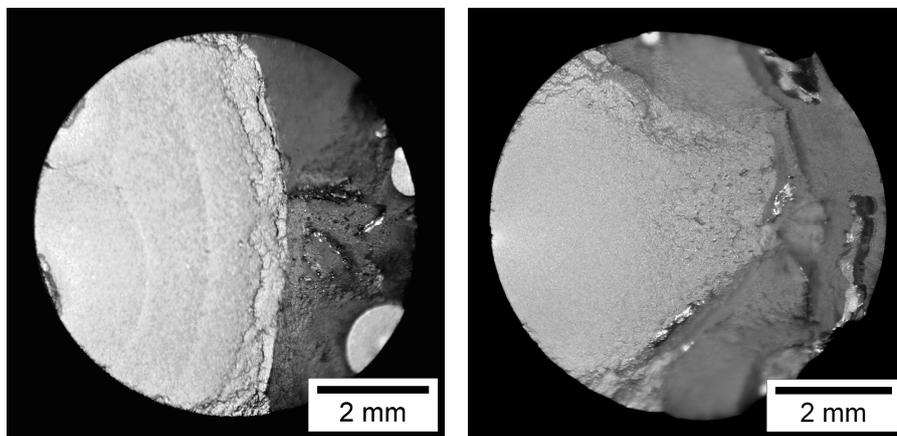


Fig. 4.93. Varias fisuras de fatiga iniciadas en una misma superficie de fractura, E5.

En la Fig. 4.93 derecha se aprecia una pequeña fisura secundaria en la superficie, situada en el borde superior de la fotografía, junto con una fisura de tamaño mucho mayor en el mismo plano de fractura, que no llegaron a unirse pues la probeta rompió antes. Esta pequeña fisura por fatiga, originada en un defecto superficial donde falta material, muestra un frente final de geometría prácticamente circular y presenta una topografía formada por microdesgarros que avanzan de forma radial, como se muestra en las ampliaciones de la Fig. 4.94.

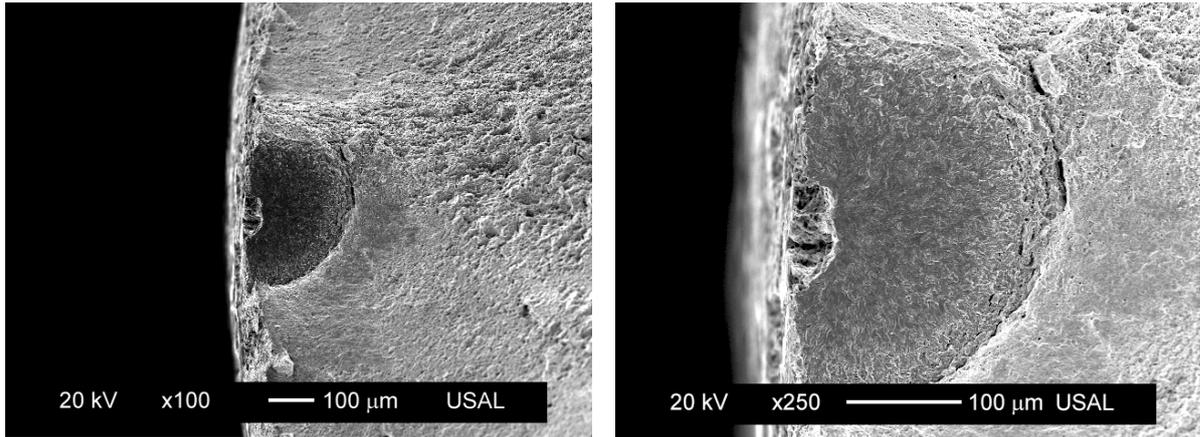


Fig. 4.94. Fisura secundaria, E5.

En la fractografía de la fisura se pueden observar dos patrones de fatiga muy diferentes (Fig. 4.95). El primero (Fig. 4.95 izquierda), casi en la totalidad de la superficie de fisura, es de iniciación, muestra desgarros más planos y orientados en la dirección de avance, y se ve más oscuro al ser observado con microscopía electrónica de barrido. La fractografía de la Fig. 4.95 derecha, situada en la parte final de la fisura de fatiga, presenta microdesgarros más deformados plásticamente, una topografía más rugosa y gran número de microfisuraciones perpendiculares a la dirección de avance.

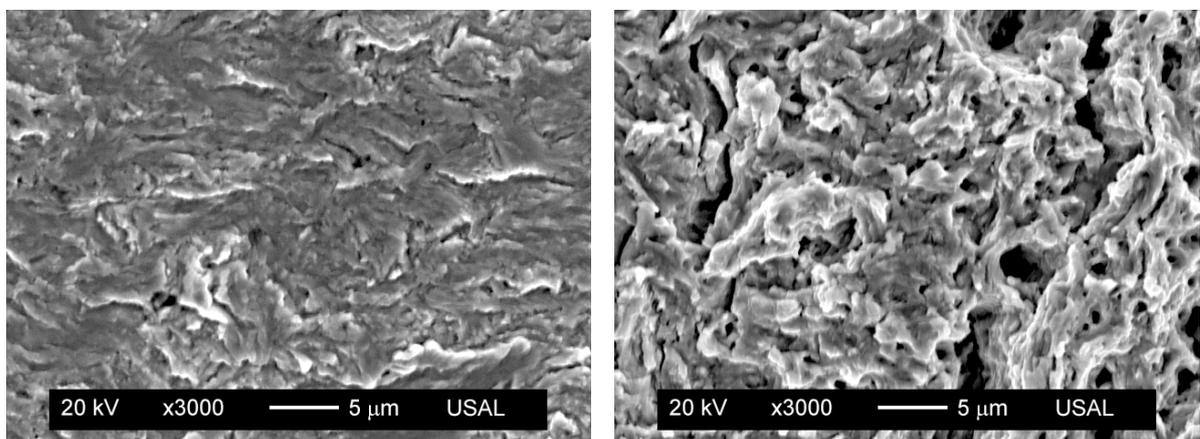


Fig. 4.95. Patrón de microdesgarros inicial (izqda.) y final (dcha.), fisuración secundaria, E5.

La influencia de ΔK y del factor R sobre la superficie de fatiga, para alambón y para acero de pretensado, se ha estudiado mediante ensayos cíclicos en dos escalones de carga, la misma en cada uno de ellos pero distinta entre ambos pasos. Los casos estudiados fueron los siguientes:

- Distinto $\Delta\sigma$ e igual R (Fig. 4.96).

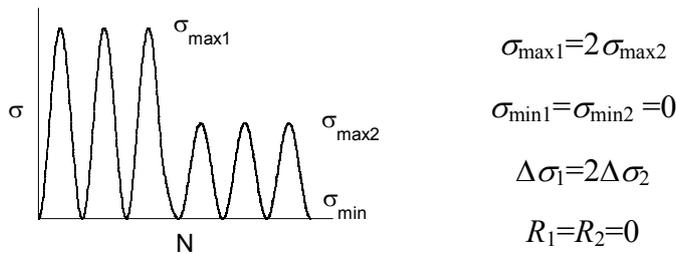


Fig. 4.96. Escalones de carga para distinto $\Delta\sigma$ e igual R .

- Igual $\Delta\sigma$ y distinto R (Fig. 4.97).

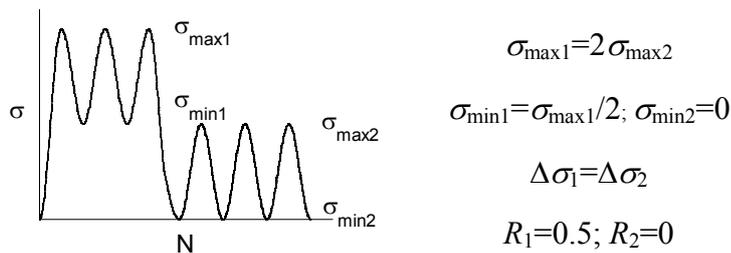


Fig. 4.97. Escalones de carga para igual $\Delta\sigma$ y distinto R .

- Distinto $\Delta\sigma$ y distinto R (Fig. 4.98).

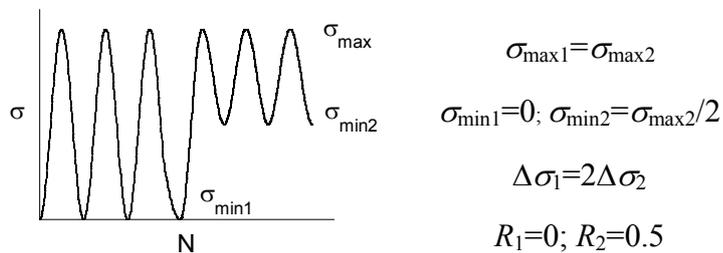


Fig. 4.98. Escalones de carga para distinto $\Delta\sigma$ y distinto R .

Los datos registrados durante los ensayos y las superficies de fractura obtenidas en el cambio repentino de las condiciones de carga, en la zona anterior y en la zona posterior de este cambio de escalón, se muestran en las Fig. 4.99 a Fig. 4.134 para el alambón y para el acero de pretensado.

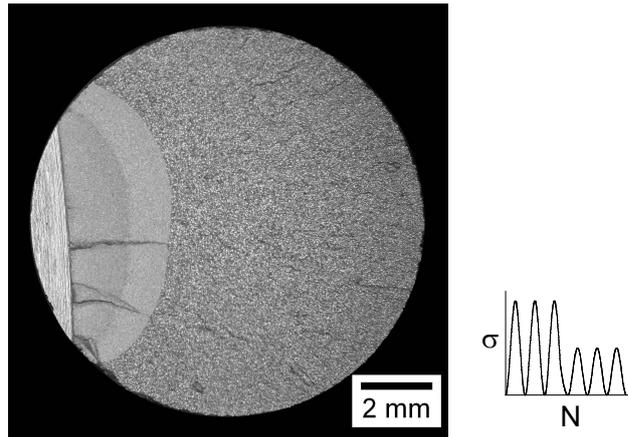


Fig. 4.99. Superficie de fractura, alambrcn ($\Delta\sigma_1=2\Delta\sigma_2$; $R_1=R_2=0$).

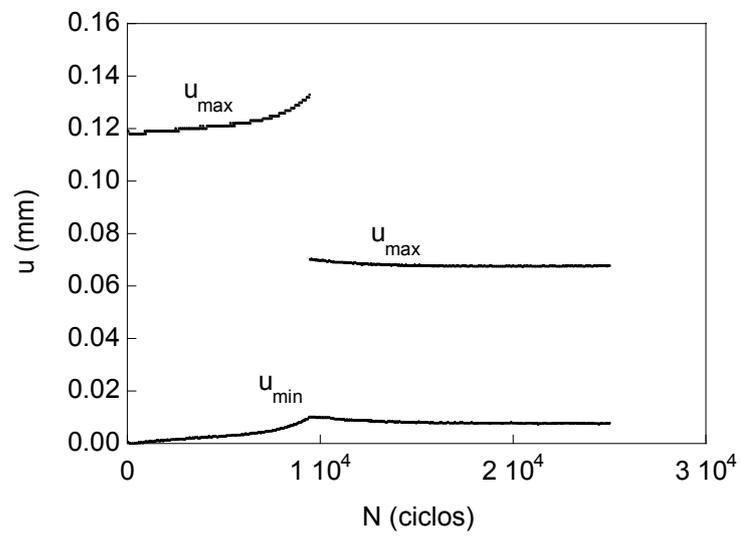


Fig. 4.100. Desplazamiento del extens6metro, alambrcn ($\Delta\sigma_1=2\Delta\sigma_2$; $R_1=R_2=0$).

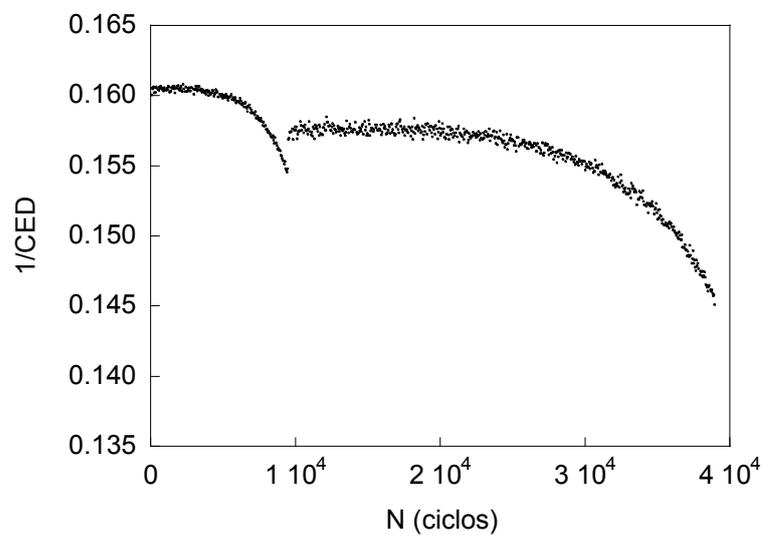


Fig. 4.101. Rigidez adimensional, alambrcn ($\Delta\sigma_1=2\Delta\sigma_2$; $R_1=R_2=0$).

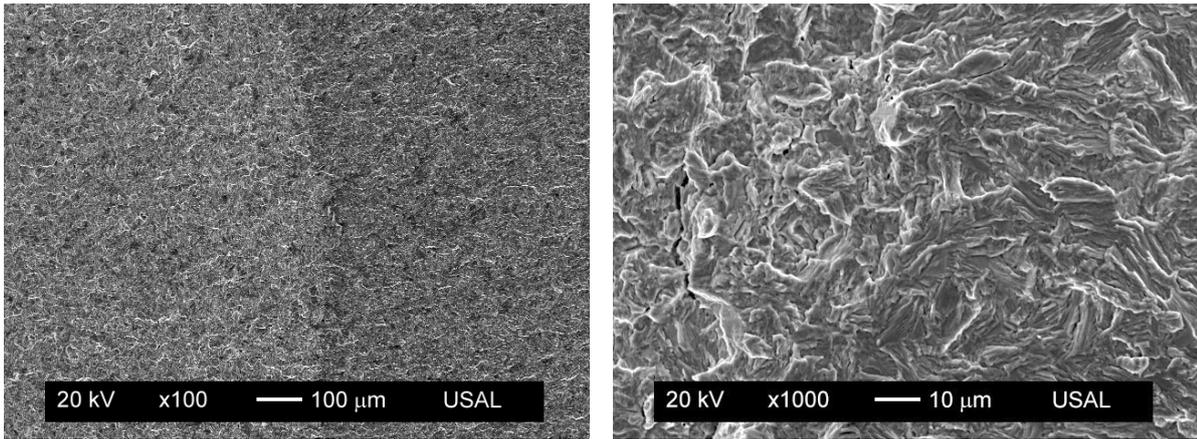


Fig. 4.102. Fractografía en el cambio de $\Delta K=46$ a $23 \text{ MPam}^{1/2}$, $R=0$, alambción.

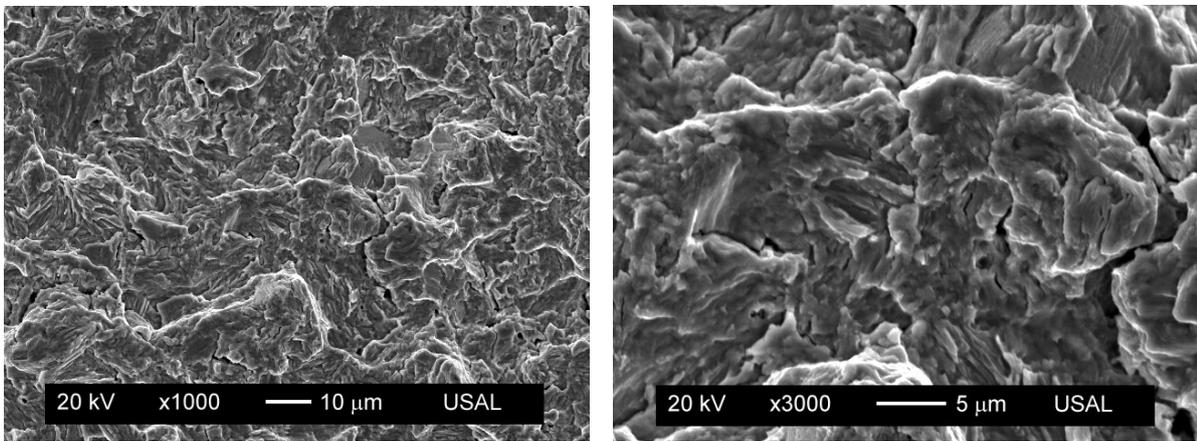
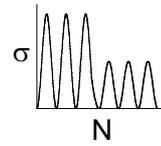


Fig. 4.103. Fractografía para $R=0$ y $\Delta K=46 \text{ MPam}^{1/2}$, alambción.

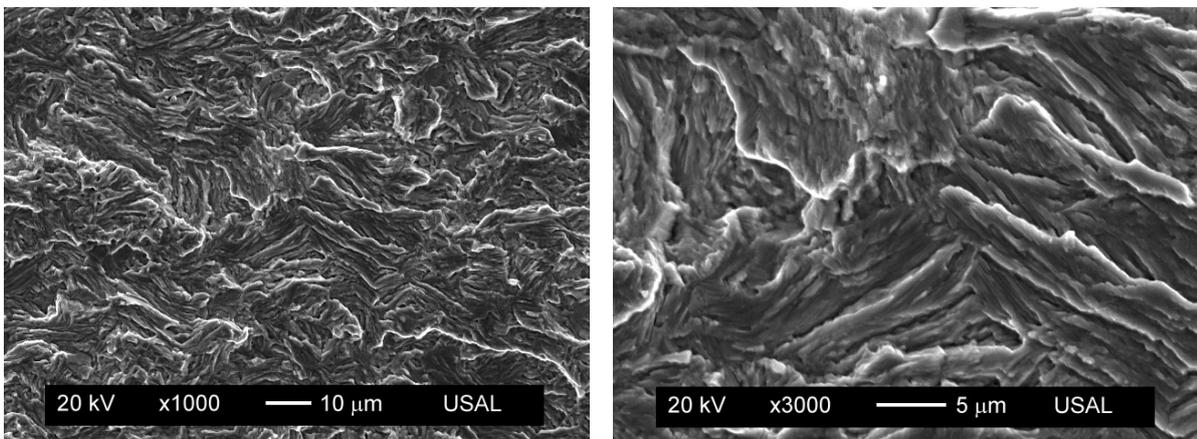
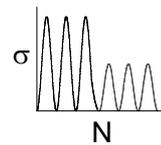
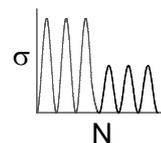


Fig. 4.104. Fractografía para $R=0$ y $\Delta K=23 \text{ MPam}^{1/2}$, alambción.



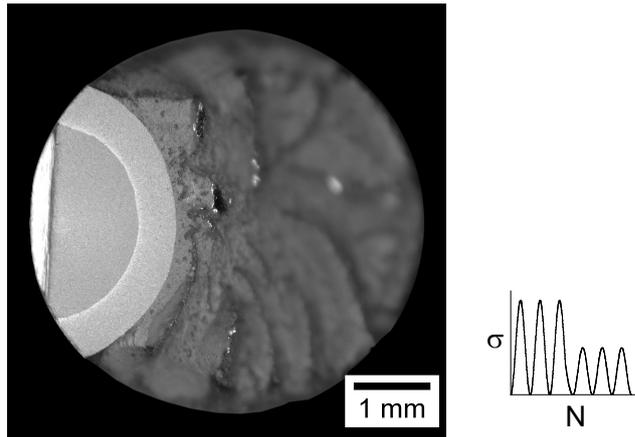


Fig. 4.105. Superficie de fractura, pretensado ($\Delta\sigma_1=2\Delta\sigma_2$; $R_1=R_2=0$).

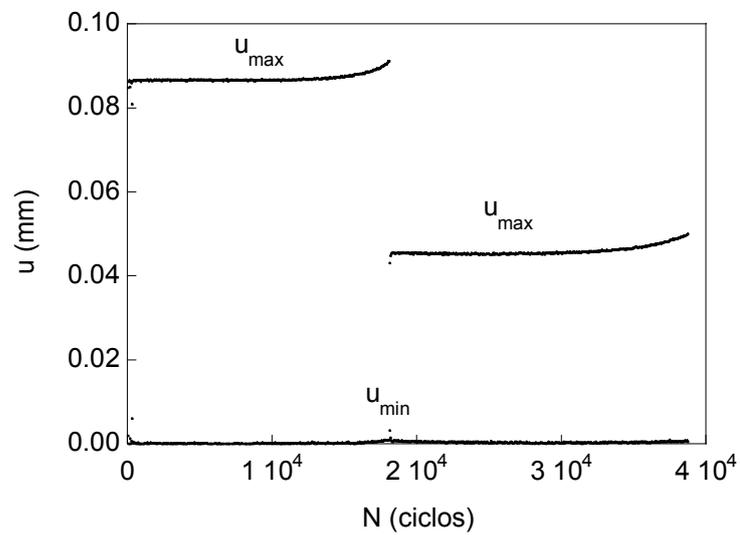


Fig. 4.106. Desplazamiento del extensómetro, pretensado ($\Delta\sigma_1=2\Delta\sigma_2$; $R_1=R_2=0$).

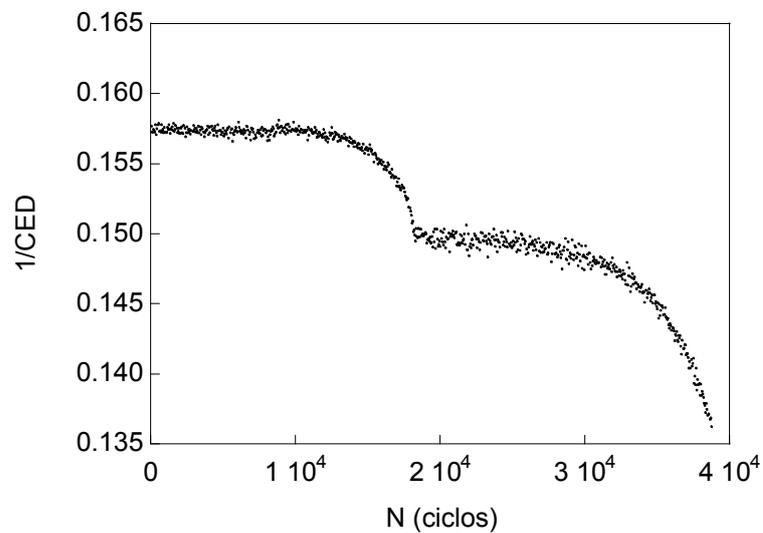


Fig. 4.107. Rigidez adimensional, pretensado ($\Delta\sigma_1=2\Delta\sigma_2$; $R_1=R_2=0$).

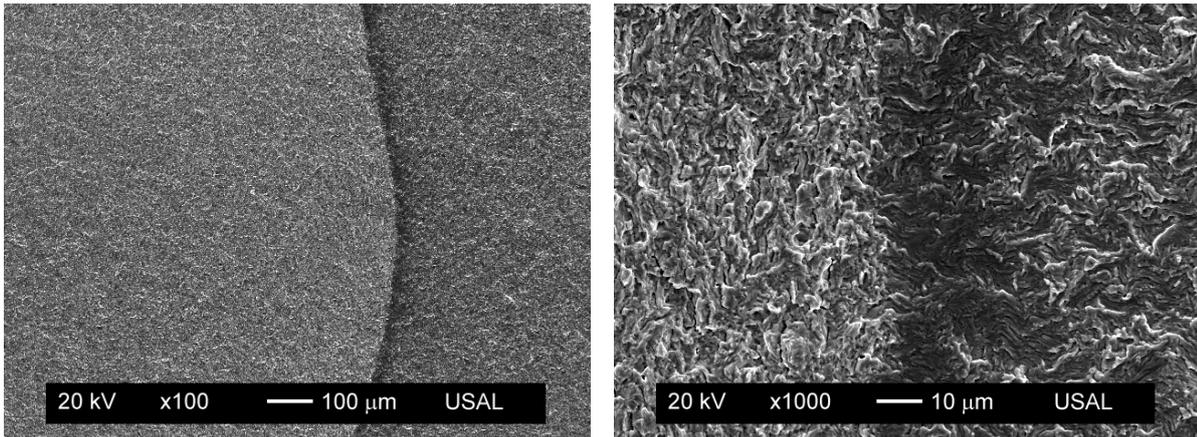


Fig. 4.108. Fractografía en el cambio de $\Delta K=40$ a $20 \text{ MPam}^{1/2}$, $R=0$, pretensado.

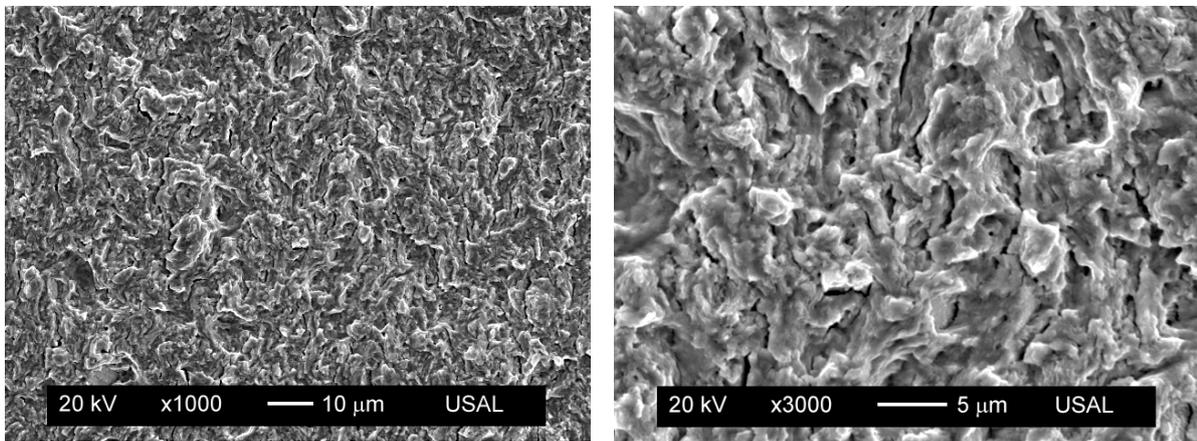
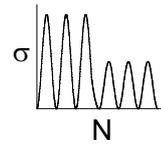


Fig. 4.109. Fractografía para $R=0$ y $\Delta K=40 \text{ MPam}^{1/2}$, pretensado.

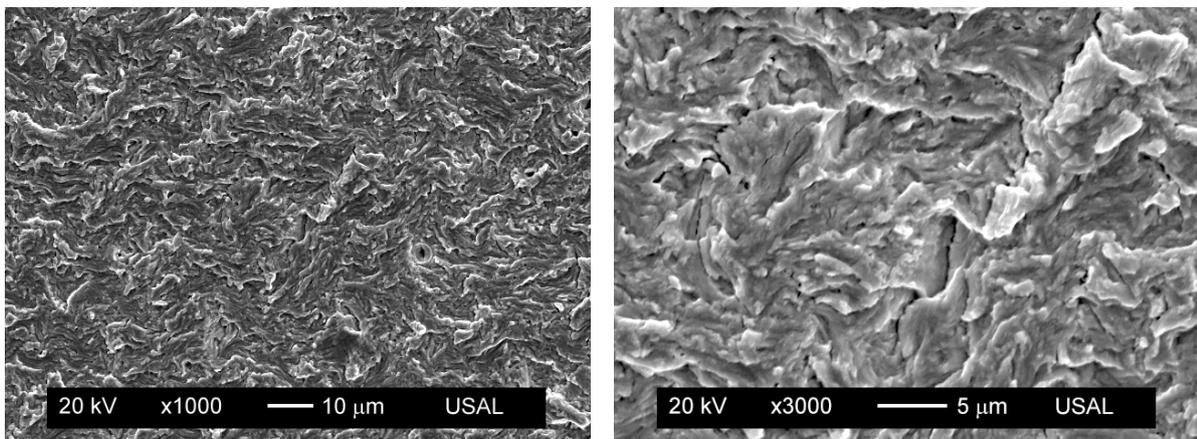
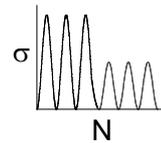
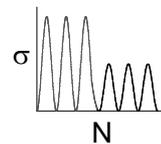


Fig. 4.110. Fractografía para $R=0$ y $\Delta K=20 \text{ MPam}^{1/2}$, pretensado.



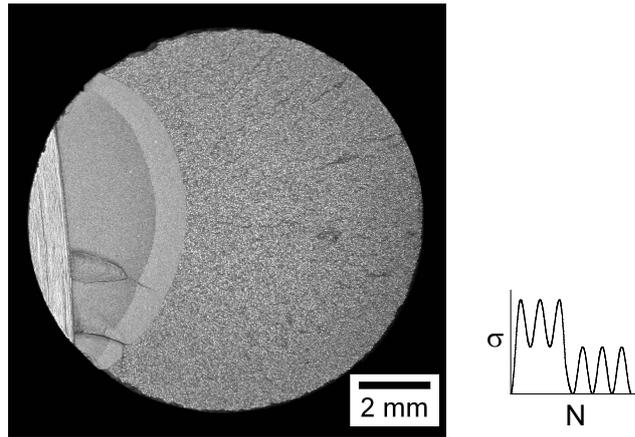


Fig. 4.111. Superficie de fractura, alambrcn ($\Delta\sigma_1=\Delta\sigma_2$; $R_1=0.5$; $R_2=0$).

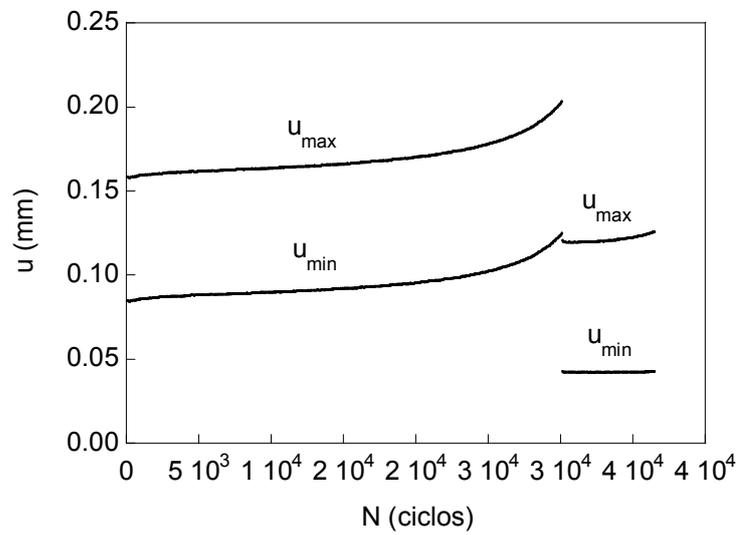


Fig. 4.112. Desplazamiento del extens3mter, alambrcn ($\Delta\sigma_1=\Delta\sigma_2$; $R_1=0.5$; $R_2=0$).

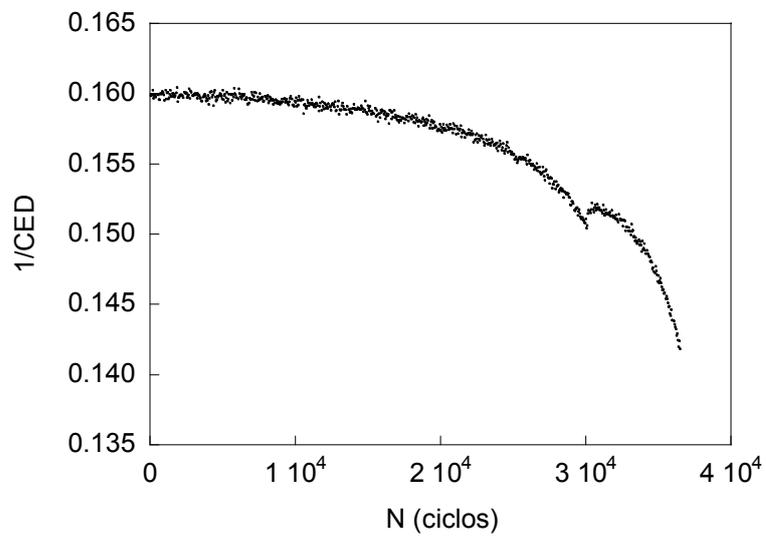


Fig. 4.113. Rigidez adimensional, alambrcn ($\Delta\sigma_1=\Delta\sigma_2$; $R_1=0.5$; $R_2=0$).

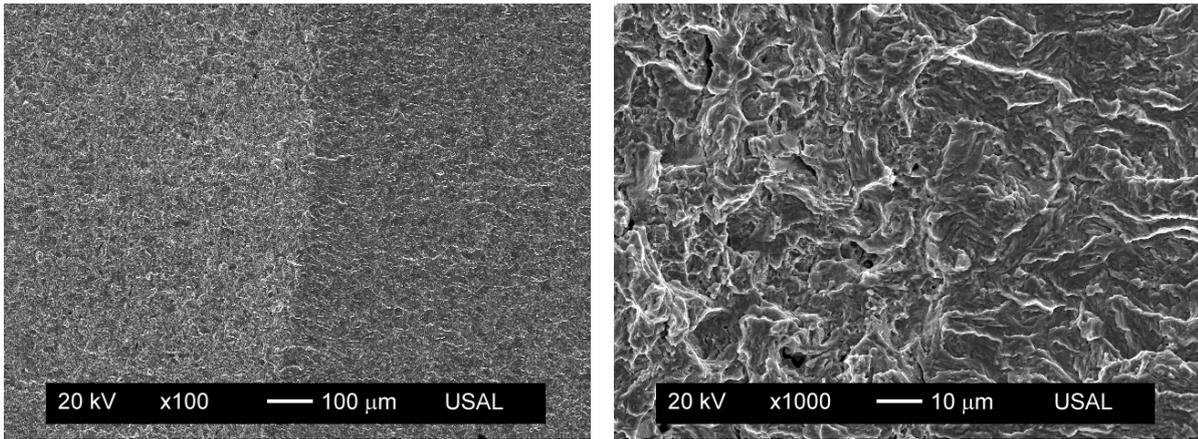


Fig. 4.114. Fractografía en el cambio de $R=0.5$ a 0 , $\Delta K=33 \text{ MPam}^{1/2}$, alambción.

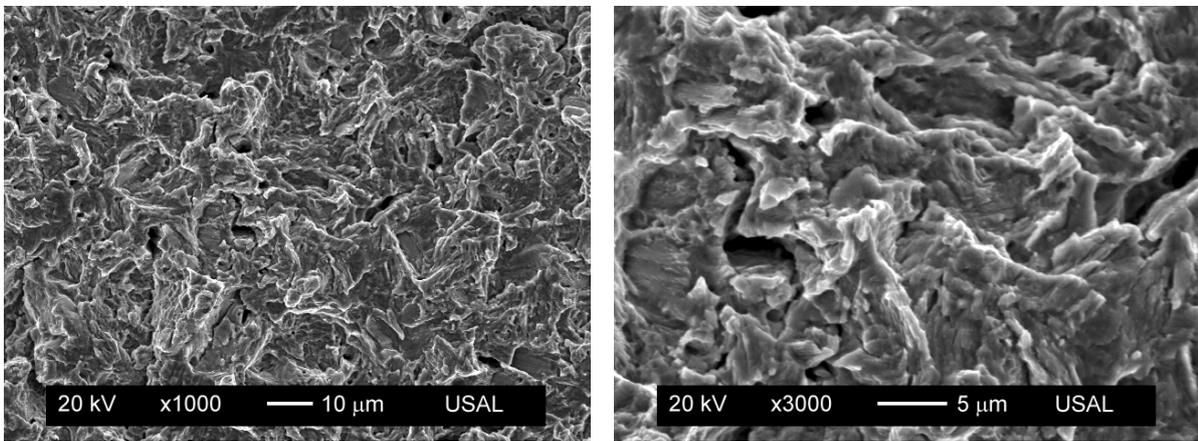
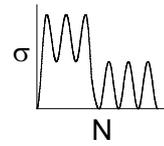


Fig. 4.115. Fractografía para $R=0.5$ y $\Delta K=33 \text{ MPam}^{1/2}$, alambción.

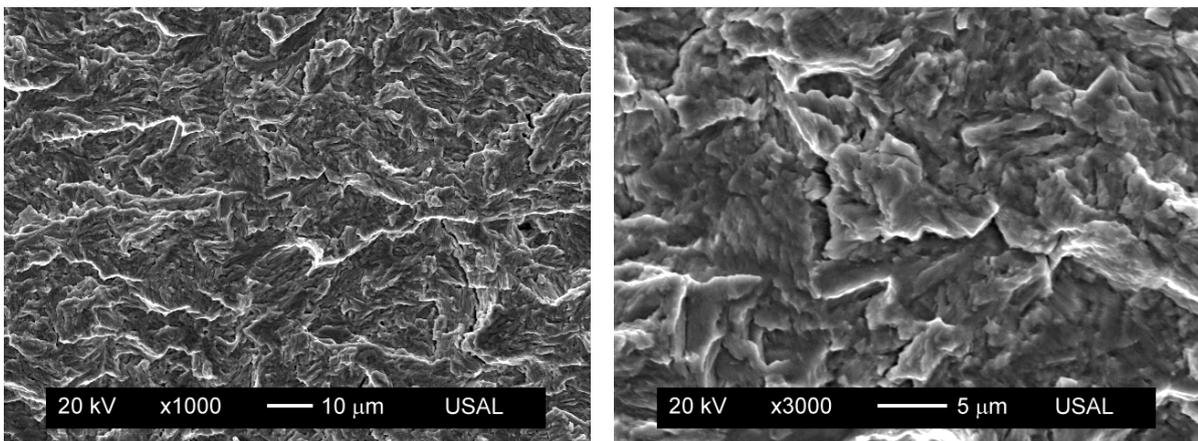
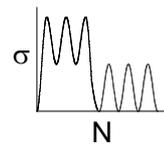
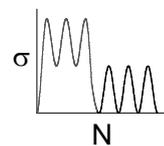


Fig. 4.116. Fractografía para $R=0$ y $\Delta K=33 \text{ MPam}^{1/2}$, alambción.



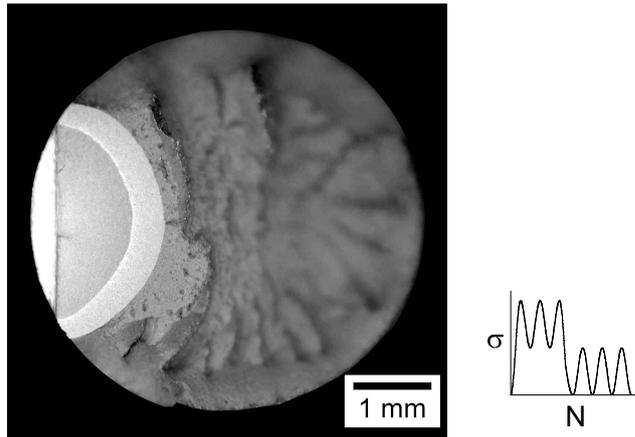


Fig. 4.117. Superficie de fractura, pretensado ($\Delta\sigma_1=\Delta\sigma_2$; $R_1=0.5$; $R_2=0$).

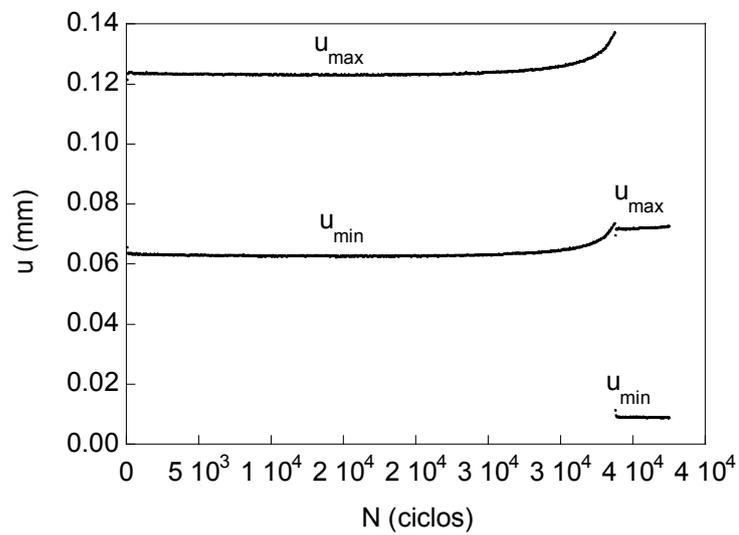


Fig. 4.118. Desplazamiento del extensómetro, pretensado ($\Delta\sigma_1=\Delta\sigma_2$; $R_1=0.5$; $R_2=0$).

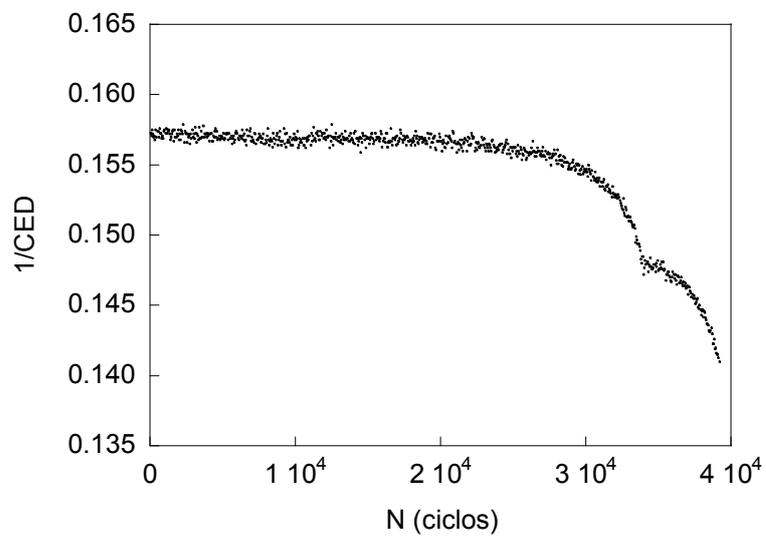


Fig. 4.119. Rigidez adimensional, pretensado ($\Delta\sigma_1=\Delta\sigma_2$; $R_1=0.5$; $R_2=0$).

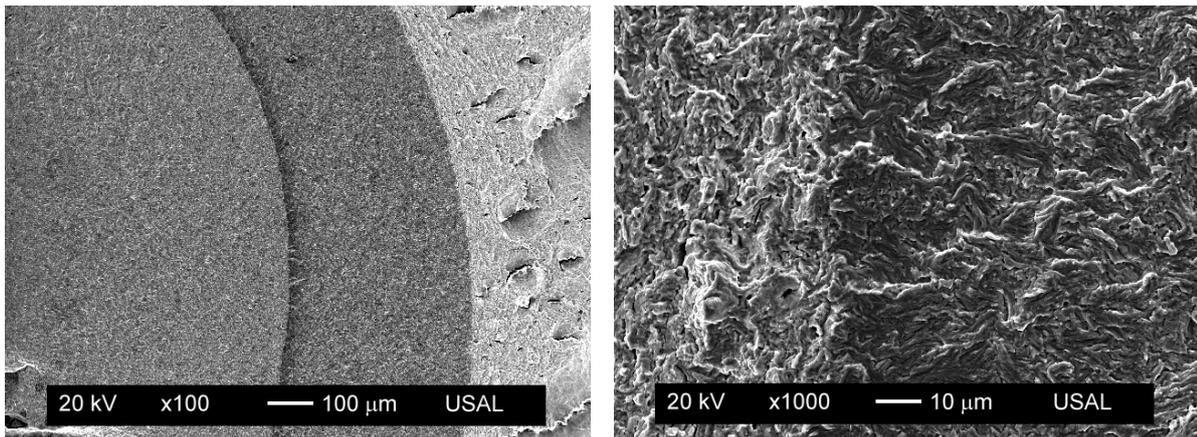


Fig. 4.120. Fractografía en el cambio de $R=0.5$ a 0 , $\Delta K=27 \text{ MPam}^{1/2}$, pretensado.

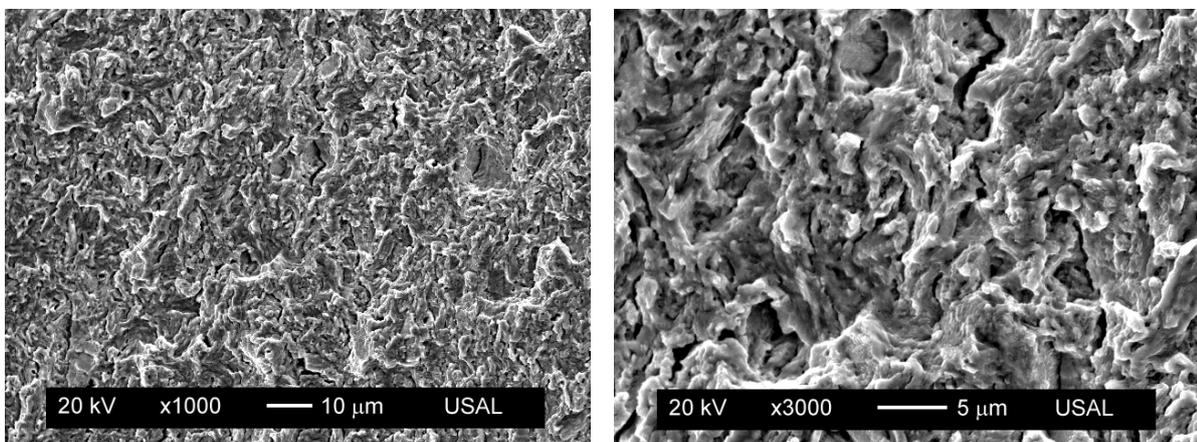
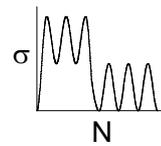


Fig. 4.121. Fractografía para $R=0.5$ y $\Delta K=27 \text{ MPam}^{1/2}$, pretensado.

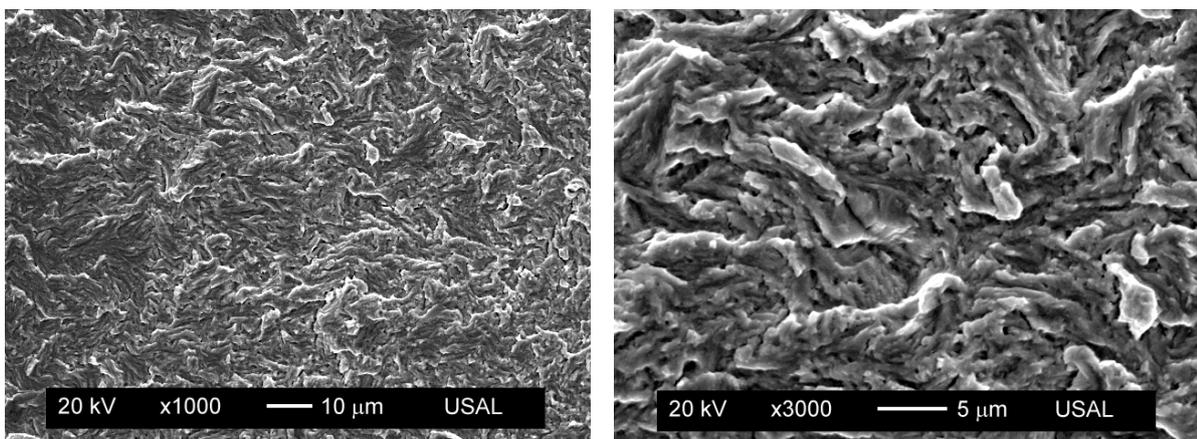
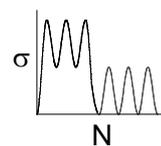
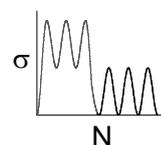


Fig. 4.122. Fractografía para $R=0$ y $\Delta K=27 \text{ MPam}^{1/2}$, pretensado.



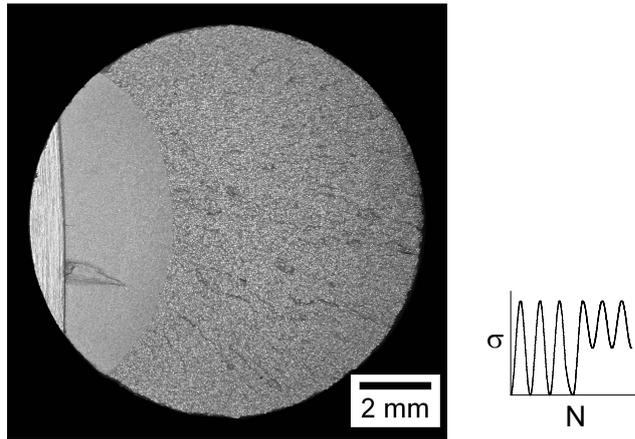


Fig. 4.123. Superficie de fractura, alambión ($\Delta\sigma_1=2\Delta\sigma_2$; $R_1=0$; $R_2=0.5$).

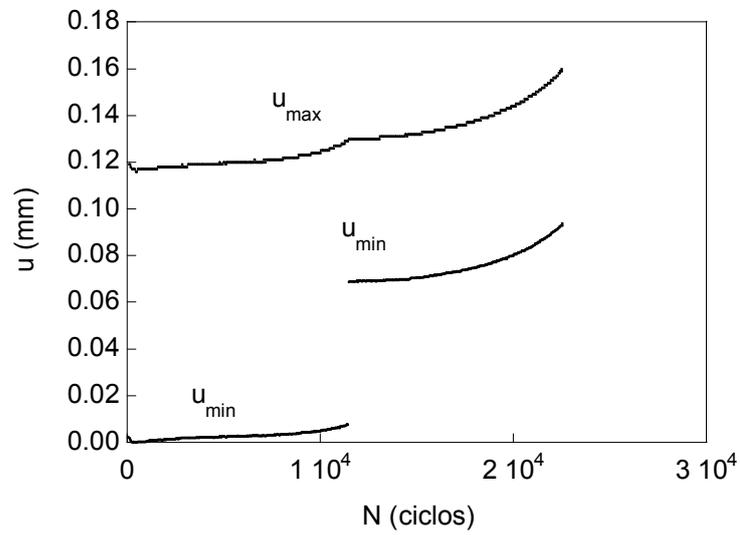


Fig. 4.124. Desplazamiento del extensómetro, alambión ($\Delta\sigma_1=2\Delta\sigma_2$; $R_1=0$; $R_2=0.5$).

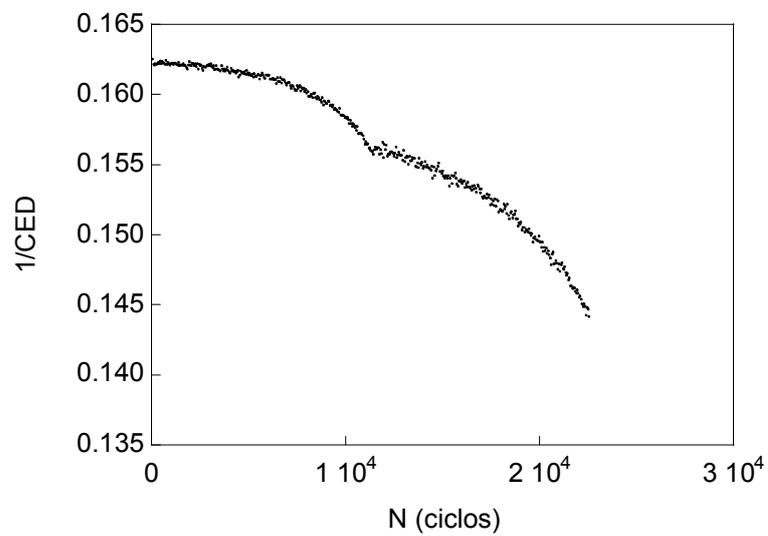


Fig. 4.125. Rigidez adimensional, alambión ($\Delta\sigma_1=2\Delta\sigma_2$; $R_1=0$; $R_2=0.5$).

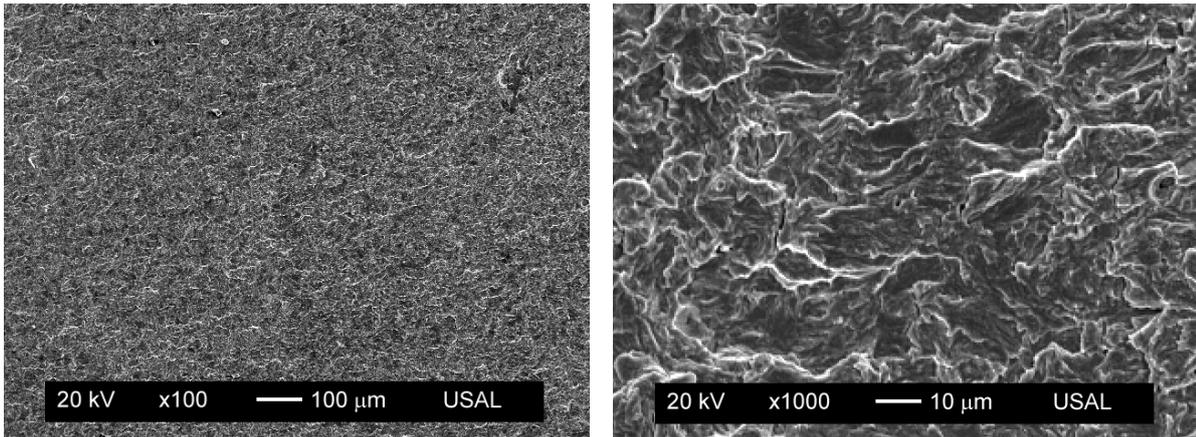


Fig. 4.126. Fractografía en el cambio de $R=0$ y $\Delta K=46 \text{ MPam}^{1/2}$ a $R=0.5$ y $\Delta K=23 \text{ MPam}^{1/2}$, alambión.

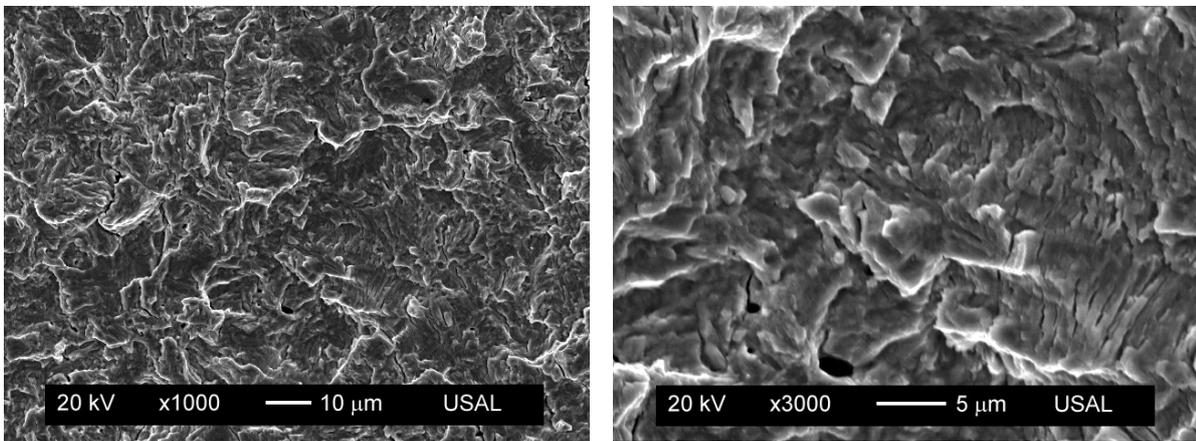
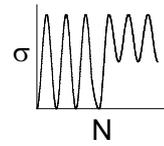


Fig. 4.127. Fractografía para $R=0$ y $\Delta K=46 \text{ MPam}^{1/2}$, alambión.

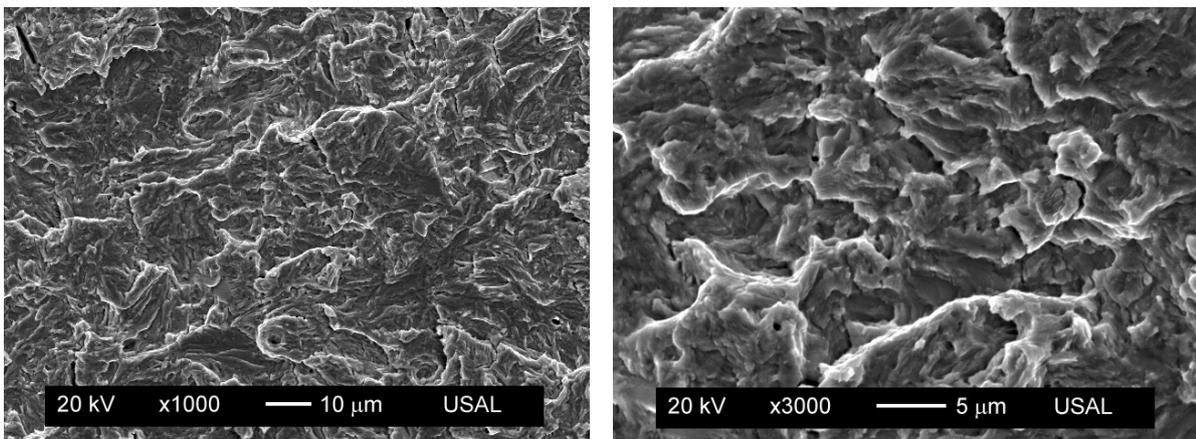
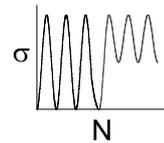
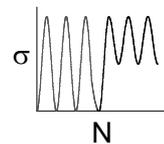


Fig. 4.128. Fractografía para $R=0.5$ y $\Delta K=23 \text{ MPam}^{1/2}$, alambión.



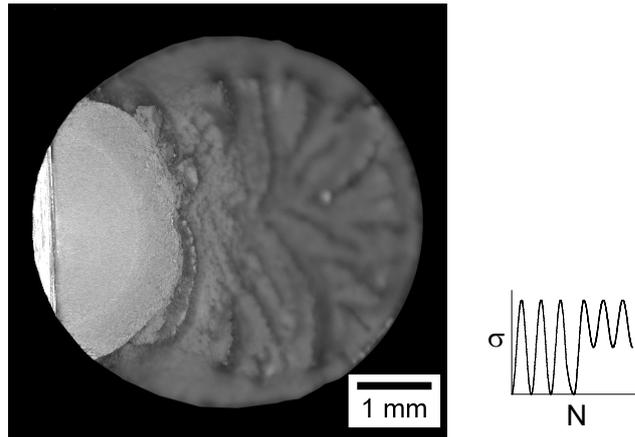


Fig. 4.129. Superficie de fractura, pretensado ($\Delta\sigma_1=2\Delta\sigma_2$; $R_1=0$; $R_2=0.5$).

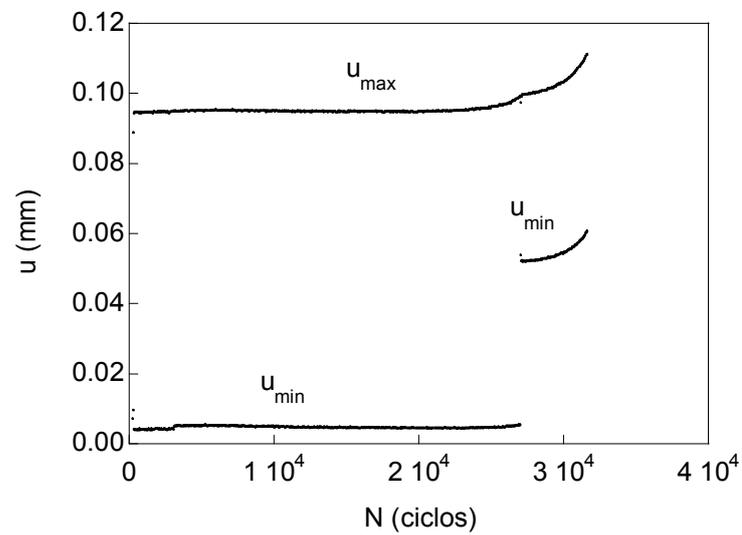


Fig. 4.130. Desplazamiento del extensómetro, pretensado ($\Delta\sigma_1=2\Delta\sigma_2$; $R_1=0$; $R_2=0.5$).

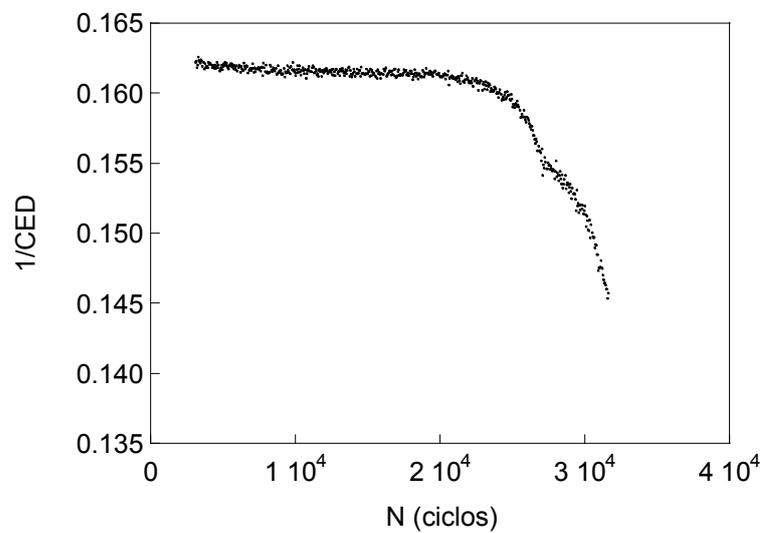


Fig. 4.131. Rigidez adimensional, pretensado ($\Delta\sigma_1=2\Delta\sigma_2$; $R_1=0$; $R_2=0.5$).

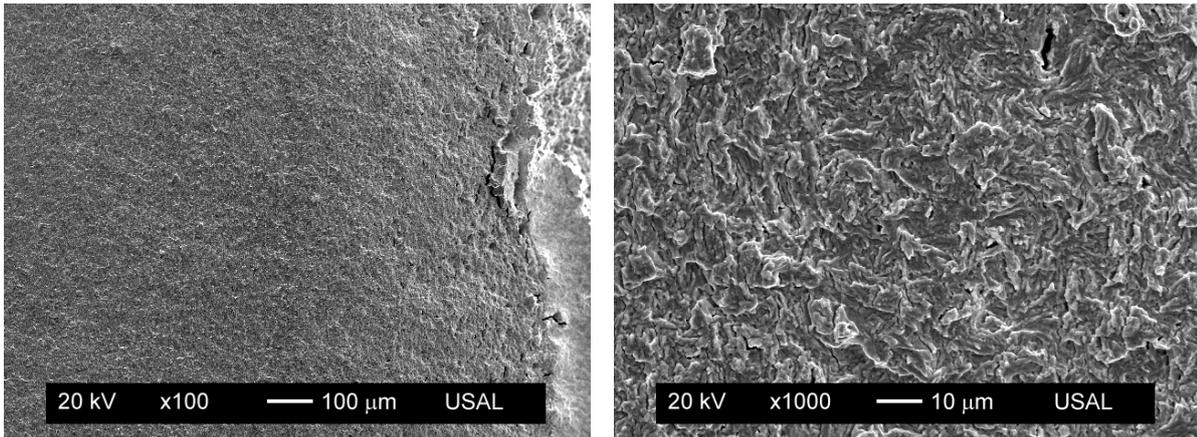


Fig. 4.132. Fractografía en el cambio de $R=0$ y $\Delta K=44 \text{ MPam}^{1/2}$ a $R=0.5$ y $\Delta K=22 \text{ MPam}^{1/2}$, pretensado.

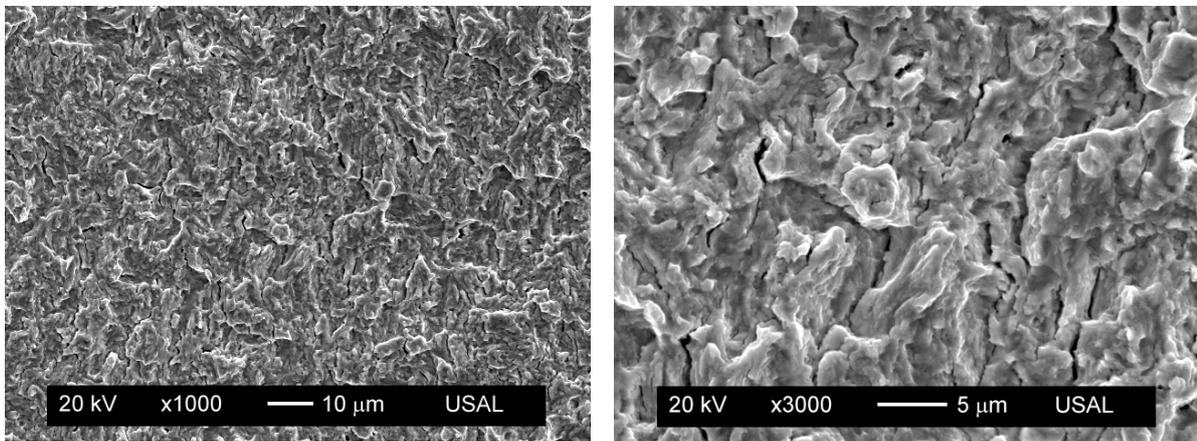
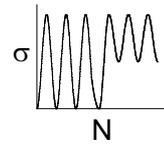


Fig. 4.133. Fractografía para $R=0$ y $\Delta K=44 \text{ MPam}^{1/2}$, pretensado.

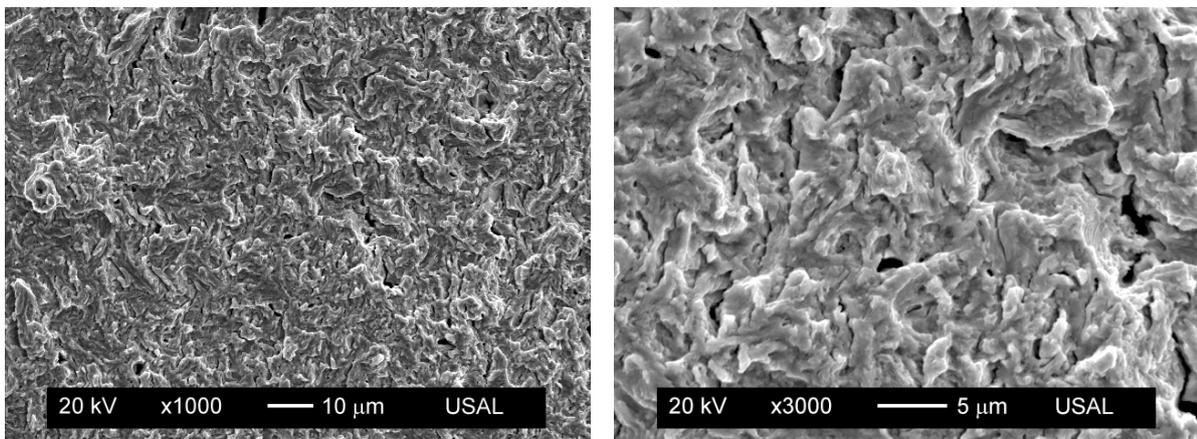
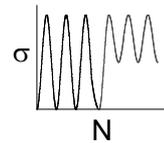
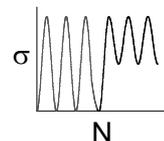


Fig. 4.134. Fractografía para $R=0.5$ y $\Delta K=22 \text{ MPam}^{1/2}$, pretensado.



Los tres tipos de ensayos realizados, correspondientes a una variación brusca de ΔK , del factor R o de ambos parámetros a la vez, suponen una reducción en la velocidad de avance de fisura. El descenso de ΔK provoca una reducción de la velocidad cíclica de crecimiento de fisura (se desciende en la recta de Paris). La disminución repentina de $K_{\max}\Delta K$ implica además la aparición del fenómeno de retardo por sobrecarga, que produce un estado transitorio en el crecimiento de la fisura en el régimen II, hasta que ésta logra atravesar la zona plástica originada por los últimos ciclos de mayor $K_{\max}\Delta K$.

Aunque la velocidad cíclica de crecimiento (da/dN) en el régimen de Paris sólo depende del intervalo de oscilación del FIT (ΔK), la apariencia de la superficie de fractura (el aspecto del patrón de los micro-desgarros dúctiles) se hace más rugosa con el incremento de ΔK y de R . El parámetro fractográfico principal parece ser K_{\max} , el cual controla la geometría del patrón de los microdesgarros, puesto que en el ensayo con disminución de ΔK y aumento de R (donde este parámetro no cambia de valor) la apariencia de los microdesgarros apenas varía.

Cuando existe una disminución brusca de K_{\max} la superficie de fractura para el acero de pretensado en el cambio de escalón muestra, además de la variación fractográfica, una pequeña zona de aproximadamente $20\ \mu\text{m}$ con una topografía tipo TTS, que se corresponde con el patrón de iniciación de las fisuras por fatiga (Fig. 4.135). Este efecto, que apenas aparece en el alambión, hace que el descenso brusco de K_{\max} sea mucho más visible en el acero de pretensado que en el alambión.

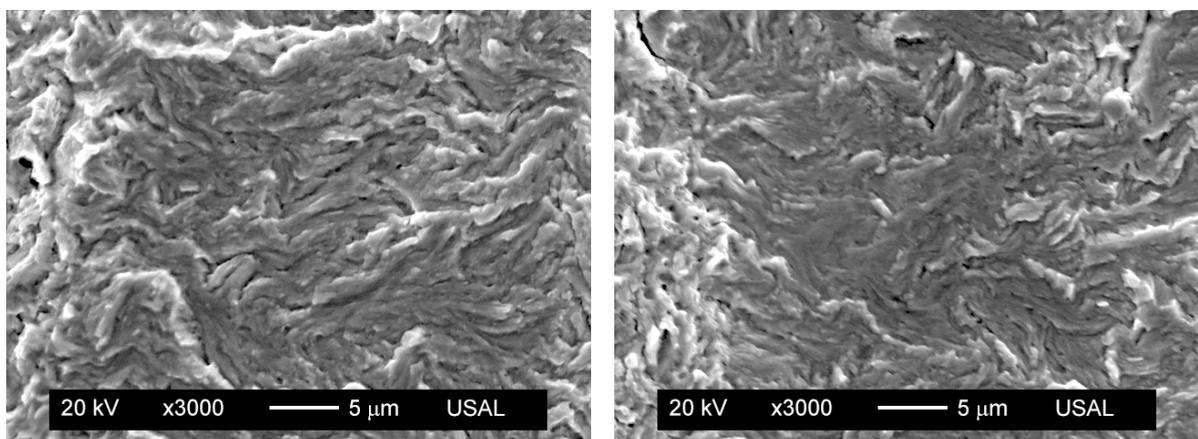


Fig. 4.135. Fractografía para el descenso brusco de ΔK (izqda.) y R (dcha.), E7.

Una posible explicación de esta pequeña región, que tiene una fractografía de iniciación de fisura, es la disminución brusca en estos ensayos de la apertura de la punta de fisura (*crack tip opening displacement* o CTOD), que hace que la fisura tenga que originarse otra vez a partir de una fisura con un CTOD tal, que puede considerarse una microentalla. El retardo en el avance de la fisura por sobrecarga lo gobiernan, además de la zona plástica, los micromecanismos de crecimiento de fisuras cerca del umbral (SURESH, 1983).

La apertura máxima en la punta de fisura, δ_{\max} , en condiciones de deformación plana, se puede calcular con la expresión, donde E es el módulo de Young y σ_Y el límite elástico,

$$\delta_{\max} \approx \frac{K_{\max}^2}{2\sigma_Y E} \quad (4.24)$$

siendo el desplazamiento cíclico de apertura en la punta de fisura,

$$\Delta\delta_i \approx \frac{\Delta K^2}{4\sigma_Y E} \quad (4.25)$$

A partir de estos valores se realizaron unas estimaciones del cambio en la apertura de la punta de fisura con la variación brusca de las condiciones de carga al pasar de un escalón al siguiente (Fig. 4.136).

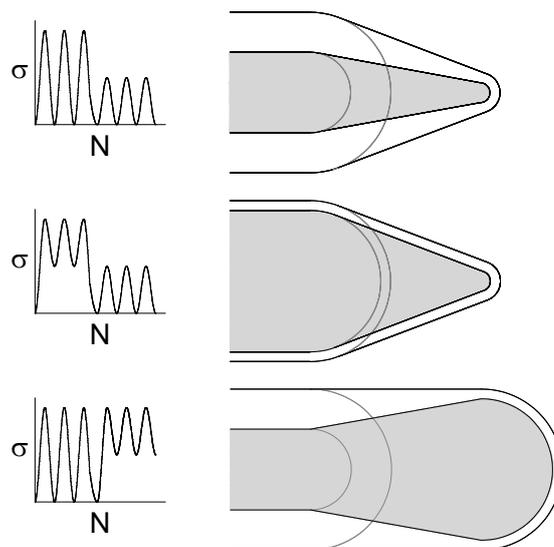


Fig. 4.136. CTOD, sombreada para carga K_{\min} y transparente para carga K_{\max} .

Existe una disminución en la apertura de fisura en los cambios de escalón con la reducción del valor de K_{\max} , siendo ésta más brusca para el paso de $R=0.5$ a $R=0$ e igual ΔK , donde se ha observado en algunos cortes longitudinales de la fisura una disminución repentina del CTOD. El cambio para $R=0$ de ΔK a $\Delta K/2$ produce también un descenso del CTOD pero no tan pronunciado, mientras que por el contrario el paso de $R=0$ con ΔK a $R=0.5$ con $\Delta K/2$ provoca un aumento del CTOD.

En la superficie de algunos alambres se ha observado la existencia de una pequeña capa de acero hipoeutectoide (Fig. 4.137). Se trata de granos de ferrita entre las colonias de perlita, que al ser sometidas a fatiga muestran una fractografía algo diferente de la del acero completamente perlítico estudiado en este trabajo, pues tiene una apariencia menos dúctil, con abundante microfisuración y huecos que podrían corresponderse con granos de ferrita que han desaparecido (Fig. 4.138).

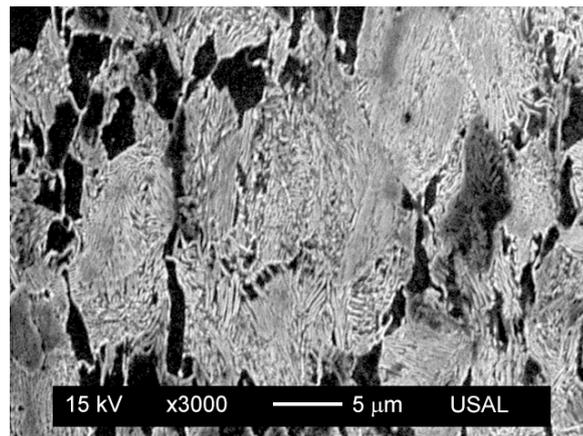


Fig. 4.137. Microestructura acero ferrítico-perlítico, E1.

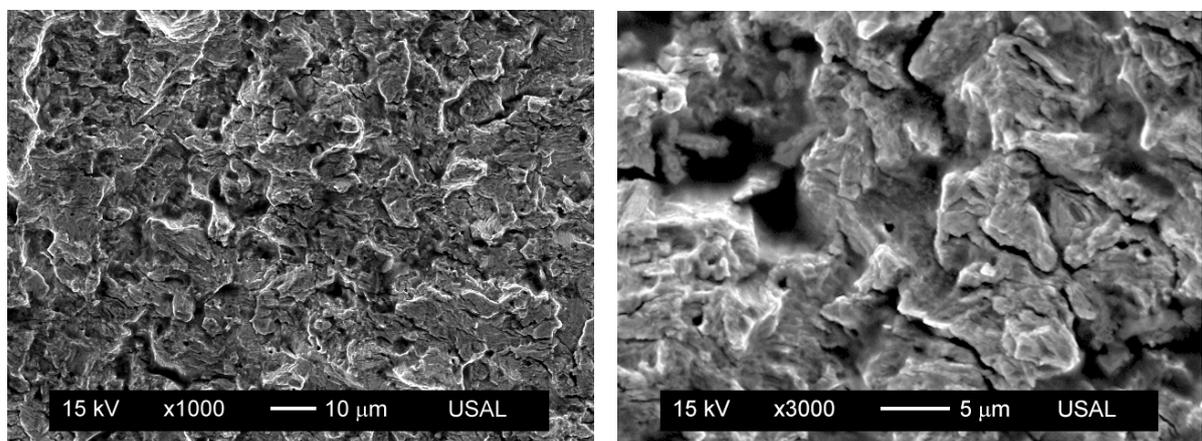


Fig. 4.138. Superficie de fatiga en el acero ferrítico-perlítico, E5.

Durante el crecimiento de fisuras por fatiga se han encontrado pequeños escalones con fatiga a 90° en algunas probetas, en la unión entre superficies de fractura contenidas en secciones transversales distintas pero separadas por una pequeña distancia. Su fractografía en el acero trefilado se corresponde con un patrón de cuasi-clivaje alargado (WETSCHER, STOCK y PIPPAN, 2007), plano y orientado en la dirección axial del alambre (Fig. 4.139), al igual que sucede con la microestructura. Además muestra bastante similitud con el clivaje alargado que aparece en la superficie de las paredes axiales obtenidas por fractura (Fig. 4.140).

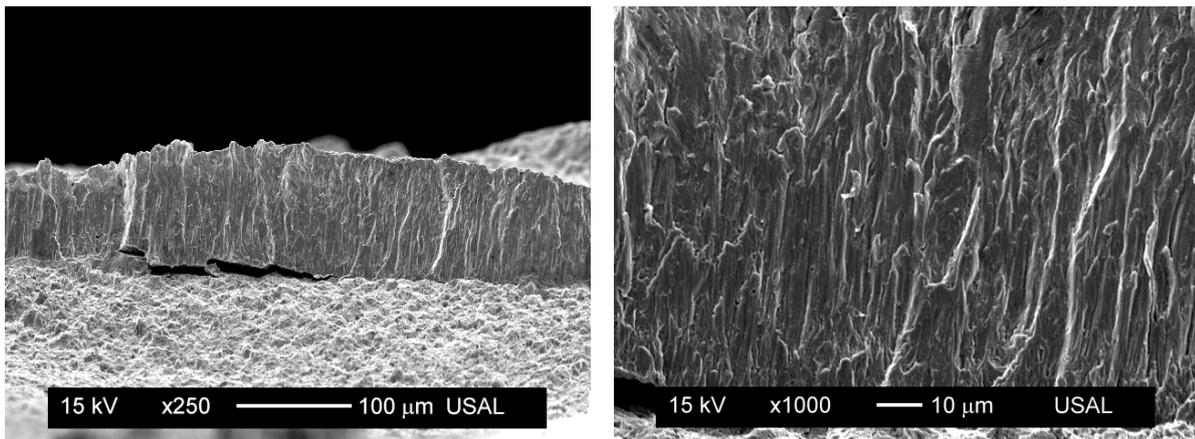


Fig. 4.139. Patrón de fatiga en modo II, E5.

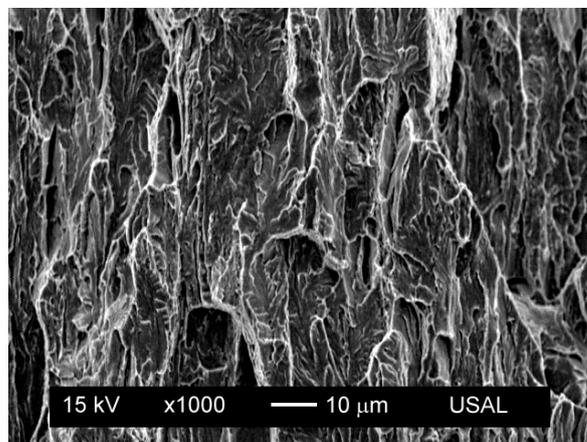


Fig. 4.140. Clivaje alargado, E5.

La superficie de fractura obtenida en un ensayo sobre alambón, realizando fatiga asimétrica de tracción-compresión por encima del límite elástico (0.04 ± 0.86 GPa), produjo los resultados que se muestran en las Fig. 4.141 y Fig. 4.142. La fatiga se inició en varios puntos superficiales, apareciendo una especie de corona exterior de fatiga, muy estrecha en algunas zonas. La topografía de fractura muestra mucha plasticidad, elevada rugosidad y zonas con CMH, aunque la fractura final ha sucedido por clivaje.

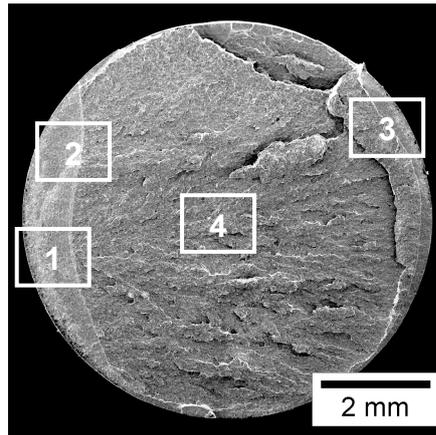


Fig. 4.141. Superficie de fractura para carga asimétrica (0.04 ± 0.86 GPa), E0.

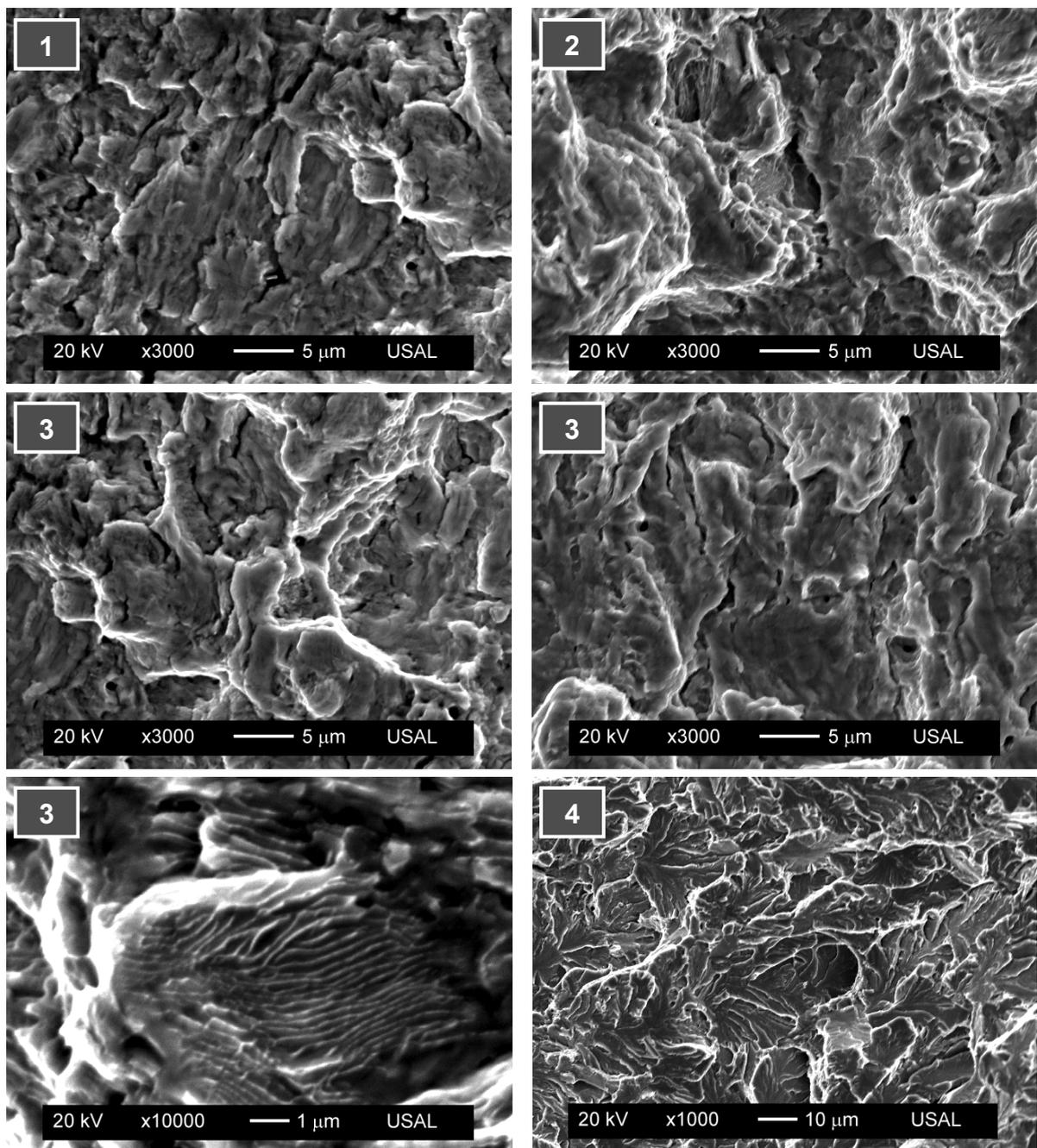


Fig. 4.142. Fractografía para carga asimétrica (0.04 ± 0.86 GPa), E0.

3.2.2. Análisis fracto-materialográfico

La técnica fracto-materialográfica completa el estudio fractográfico, aportando información fundamental para comprender cómo ocurre la fisuración por fatiga en el acero perlítico y sus cambios con el proceso de trefilado. En la Fig. 4.143, obtenida mediante microscopía óptica, se puede observar en algunos de los cortes realizados y después de alcanzar un acabado especular, la fisura de fatiga cuyo origen es una entalla mecánica.

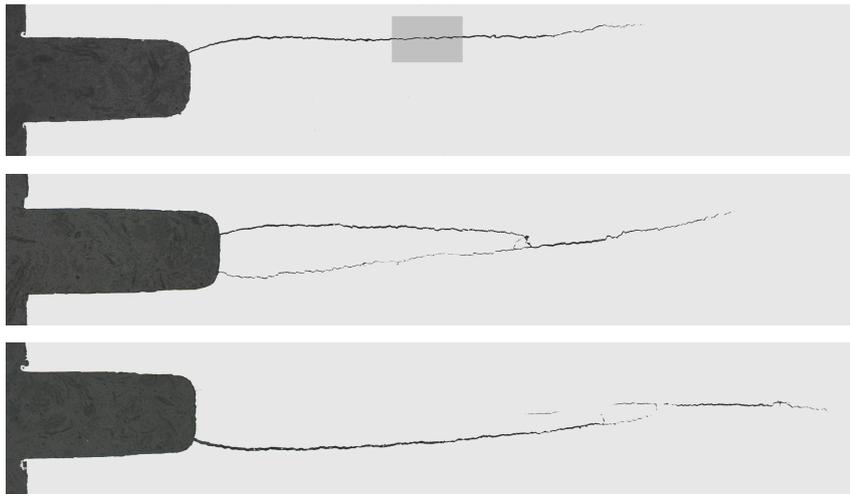


Fig. 4.143. Sección longitudinal de diversas fisuras.

La forma de la entalla mecánica hace que la fisura se origine de forma asimétrica respecto al perfil de la entalla y que en algunos casos, aunque puede que no en todo el frente de fisura, coexistan dos fisuras creciendo de forma simultánea cuya tendencia será a unirse (Fig. 4.144). También es posible observar que en algunas ocasiones la fisura macroscópica muestra una ligera inclinación respecto a la sección transversal del alambre.

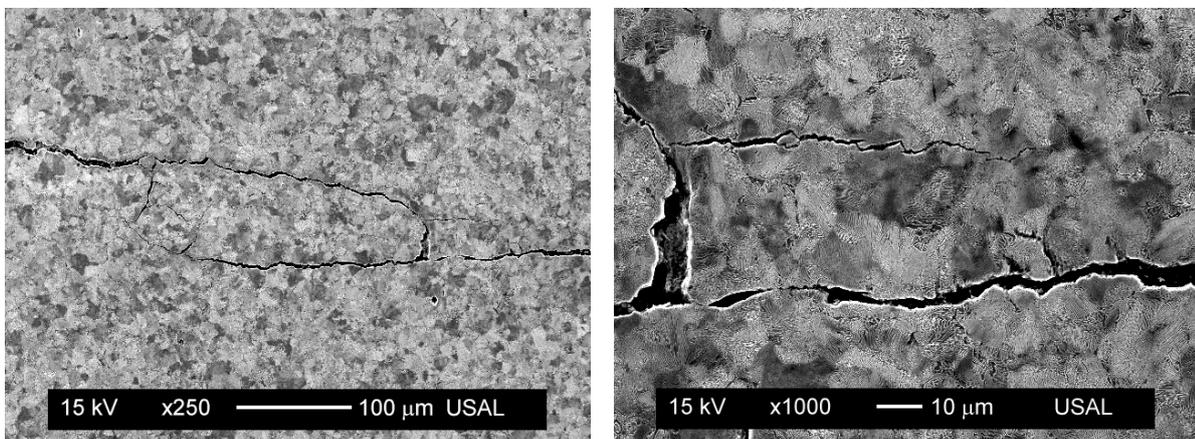


Fig. 4.144. Multifisuración, E0.

La apariencia fractográfica del acero perlítico muestra desgarros microplásticos, consistentes con el daño por fatiga y el avance subcrítico de la fisura desarrollado por acumulación de deformación plástica muy localizada (Fig. 4.145). El proceso de fatiga podría responder al sucesivo movimiento de dislocaciones que termina en las intercaras ferrita-cementita, que acabaría rompiendo las láminas de perlita por agotamiento plástico de forma similar al mecanismo de Miller-Smith (MILLER y SMITH, 1970). Es posible observar las láminas de perlita prácticamente hasta el labio de la fisura, donde aparecen deformadas plásticamente pero perfectamente visibles en múltiples ocasiones.

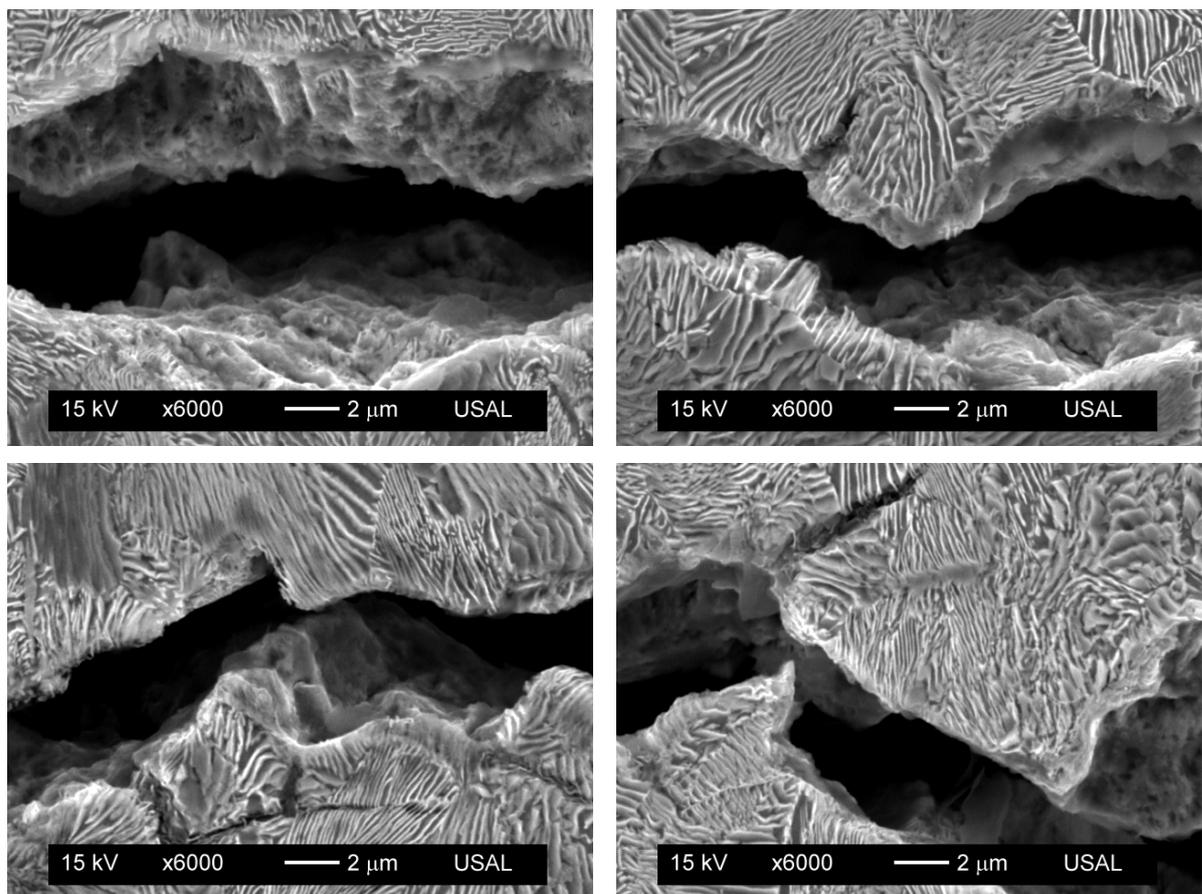


Fig. 4.145. Desgarros microplásticos de las láminas de perlita, E1.

Se ha revelado que las fisuras de fatiga son transcoloniales y translaminares, mostrando predilección por atravesar las colonias y fracturar las láminas de perlita. Estudios en materiales bicapa revelan que cuando la fisura por fatiga se inicia coincidiendo con la intercara, el crecimiento la desvía de ésta para avanzar en uno de los dos materiales (SUGIMURA, GRONDIN y SURESH, 1995). En las Fig. 4.146 y Fig. 4.147 se muestran las fisuras de fatiga en el acero perlítico para todos sus pasos de trefilado: el alambrión, los seis pasos intermedios de trefilado y el producto final (acero de pretensado).

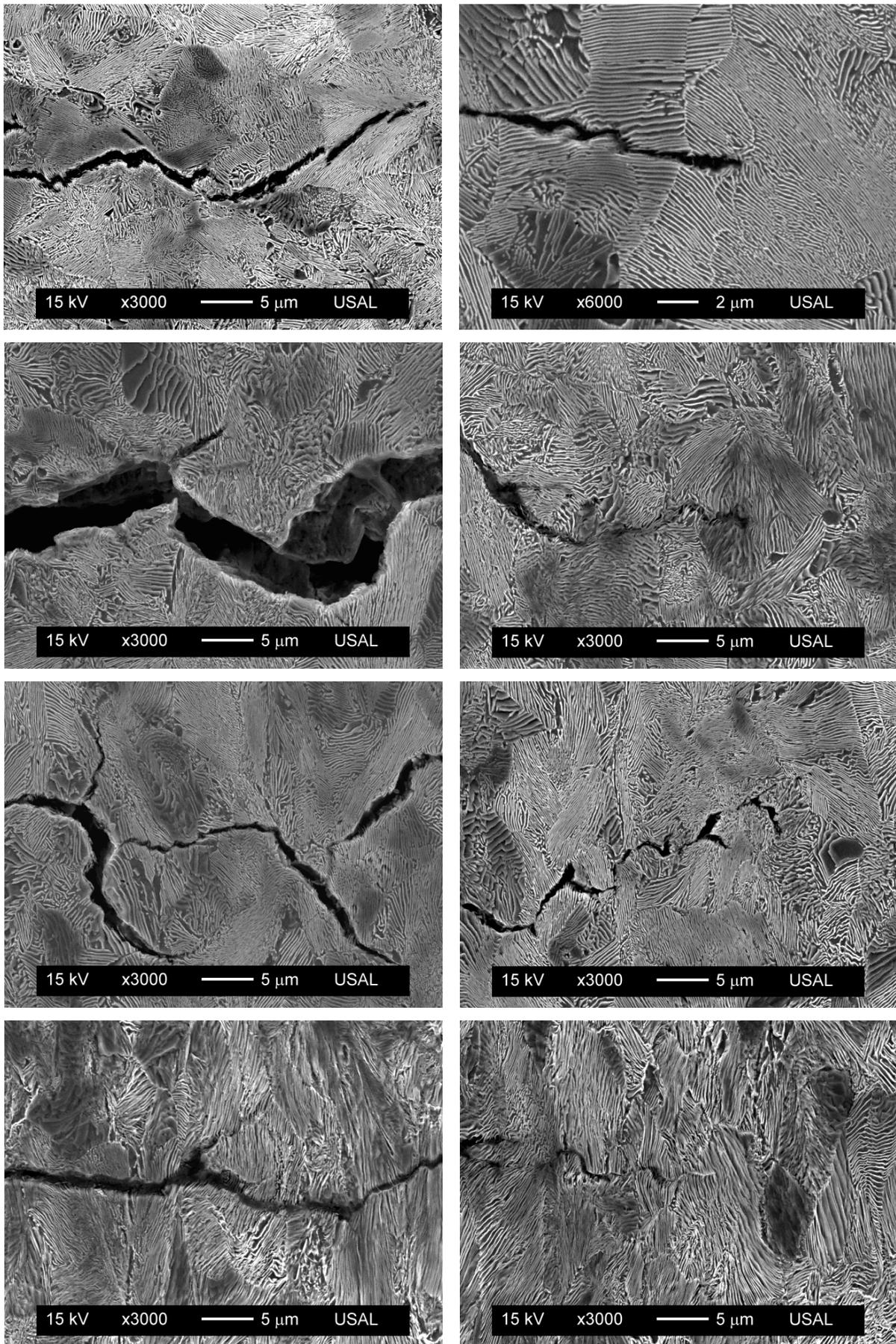


Fig. 4.146. Fisuras de fatiga: E0, E1, E2 y E3 (de arriba a abajo).

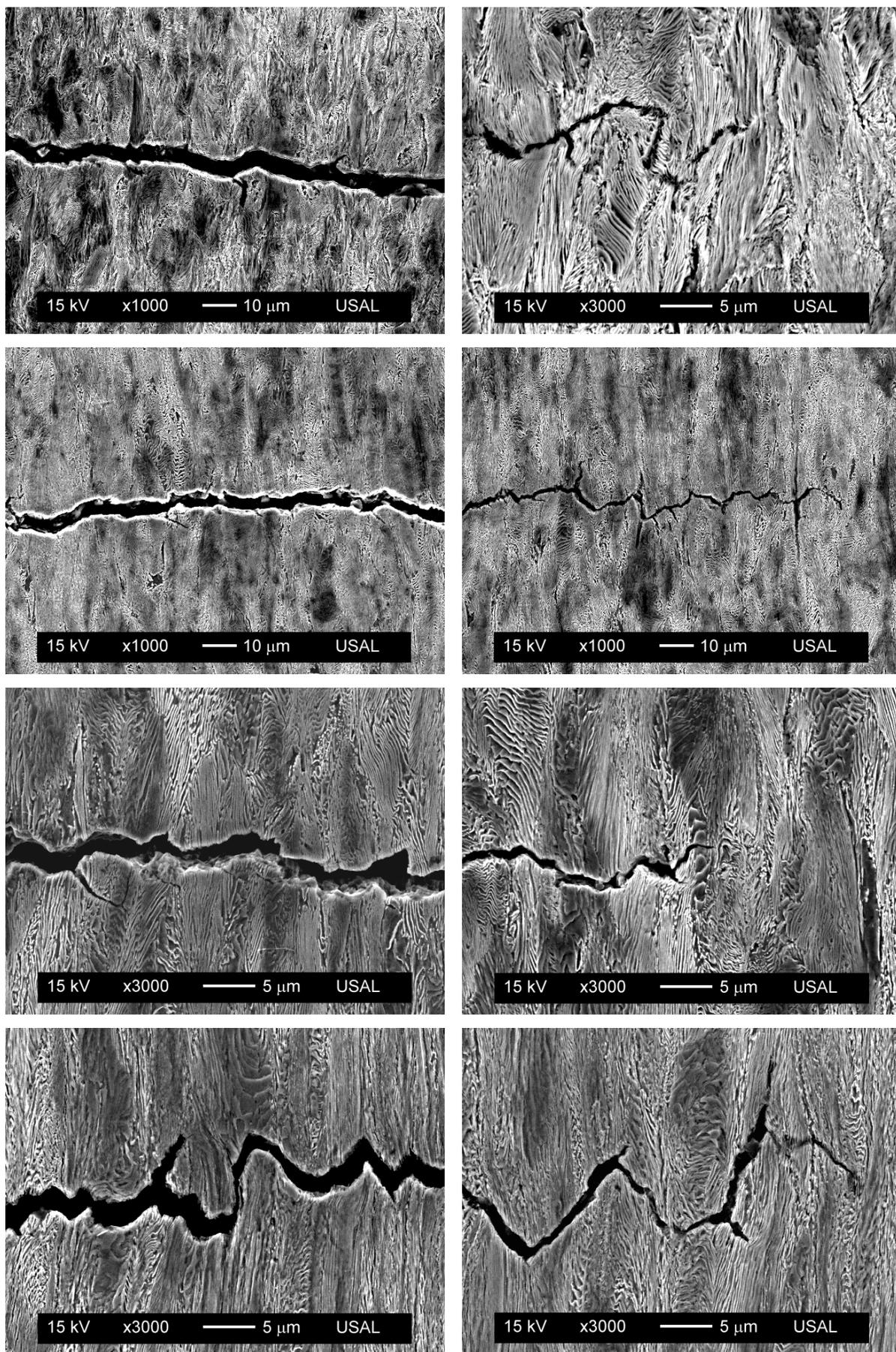


Fig. 4.147. Fisuras de fatiga: E4, E5, E6 y E7 (de arriba a abajo).

La propagación de la fisura por fatiga es tortuosa, con frecuentes deflexiones o cambios en la dirección de avance de la fisura y presencia de ramificaciones, mayoritariamente bifurcaciones (Fig. 4.148). Estos fenómenos confirman la existencia de una evolución con una componente de fuerte modo mixto en la punta de fisura, sujeta a carga de tracción cíclica.

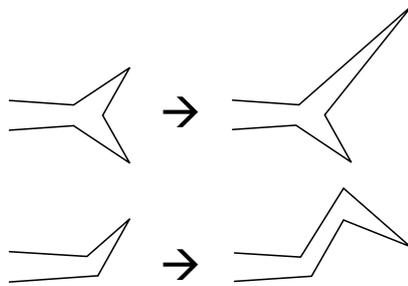


Fig. 4.148. Bifurcación (arriba) y deflexión de la fisura (abajo).

Las ramificaciones que aparecen en los cortes longitudinales muestran la direccionalidad del avance de fatiga, pues éstas suelen presentarse en forma de bifurcaciones a ambos lados del plano de propagación, aproximadamente con un ángulo de entre 45-60°, de forma que sólo una de las ramas continúa creciendo y la otra se detiene.

Estas ramificaciones y bifurcaciones, que surgen en las secciones longitudinales de la fisura (Fig. 4.149), se han observado en forma de microgrietas sobre la superficie fatigada con una longitud del orden de algunas decenas de micra en la dirección perpendicular al avance de la fisura (Fig. 4.150). Para valores elevados de ΔK o del factor R la multifisuración se hace bastante más frecuente.

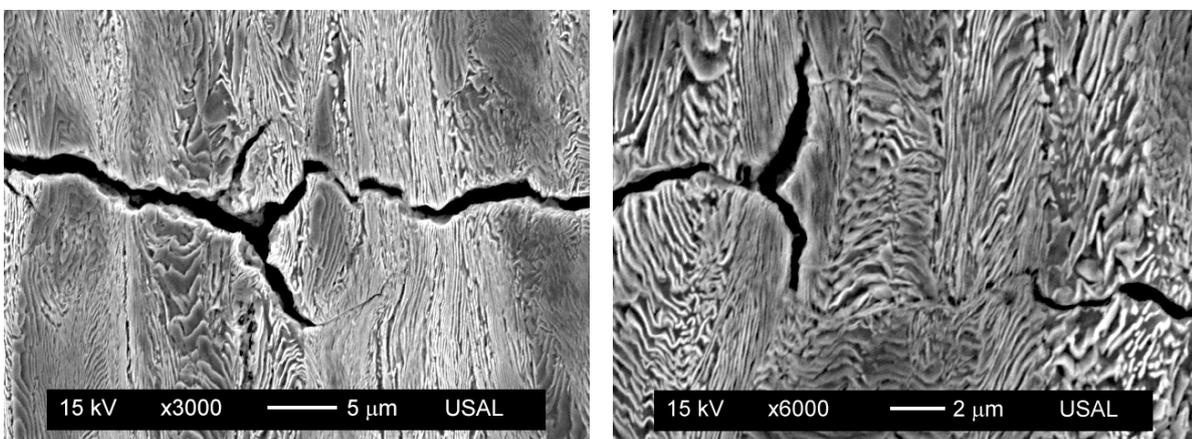


Fig. 4.149. Ramificaciones y bifurcaciones de la fisura, E6.

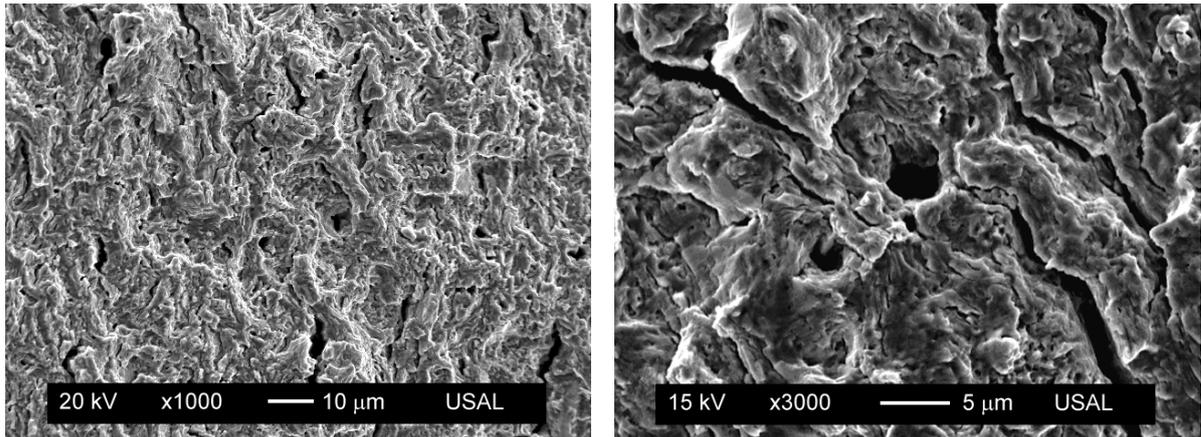


Fig. 4.150. Microfisuración en la superficie de fatiga, E7 (izqda.) y E6 (dcha.).

Las deflexiones de fisura son abundantes y parecen estar relacionadas con el tamaño de la colonia de perlita y por tanto con la orientación de las láminas de perlita. En muchas ocasiones la deflexión aparece unida a la aparición de una bifurcación, siendo entonces su aspecto más anguloso. Estos fenómenos, la deflexión de la fisura y su bifurcación, que varían de un punto a otro en un mismo frente de la fisura al tiempo que lo hace la microestructura, provocan microrrugosidad superficial y hacen que disminuya la fuerza motriz de la fatiga, retardando el avance de la fisura (KORDA *et al.*, 2006a; 2006b).

Las fisuras de fatiga muestran continuas variaciones en la apertura de fisura, aunque de forma general esta apertura va disminuyendo desde la boca de fisura (origen de la iniciación de la fisura) hasta la punta (frente de fisura final). En algunas regiones la fisura presenta durante su propagación microdiscontinuidades locales, que se muestran en algunos de los cortes longitudinales (Fig. 4.151). Es frecuente poder relacionar estas microdiscontinuidades con la presencia de una o varias colonias.

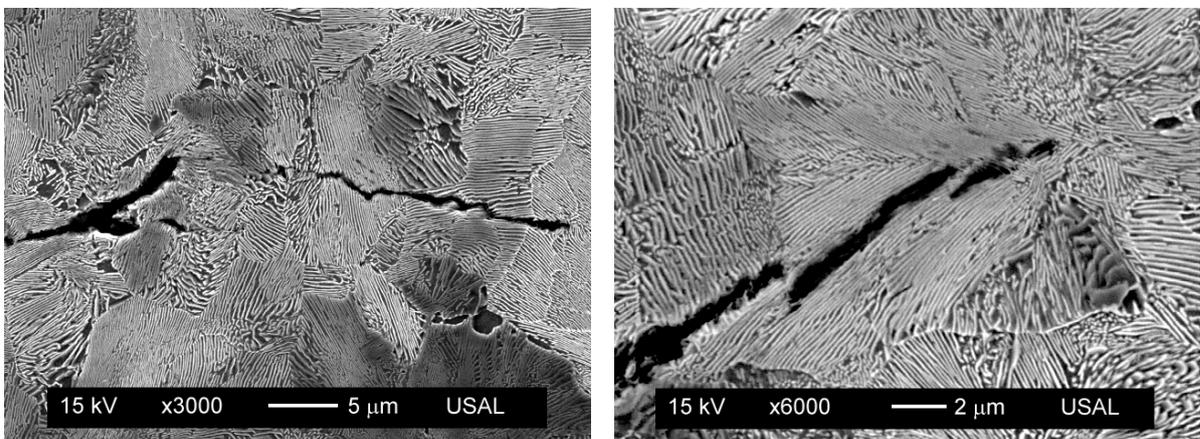


Fig. 4.151. Microdiscontinuidades en la fisura, E0.

En la deflexión de fisura, en el camino de fatiga del acero perlítico en modo mixto, existen tramos donde aparece un interbloqueo (MUTOH *et al.*, 2007) que se corresponde con el avance de fisura en la dirección axial (modo II), provocando una apertura de fisura muy pequeña donde incluso de forma local pueden llegar a tocarse ambas superficies de fisura (Fig. 4.152).

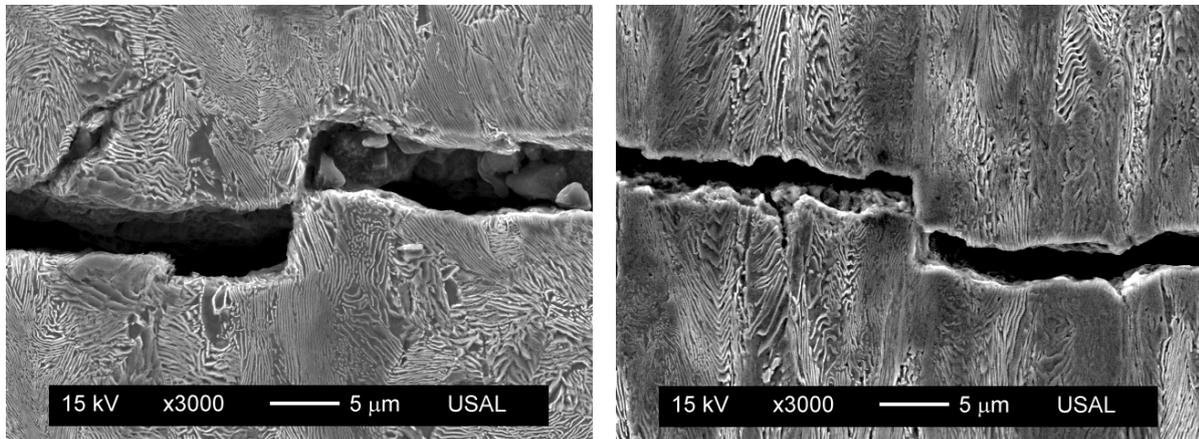


Fig. 4.152. Interbloqueo de fisura con contacto de material, E1 (izqda.) y E6 (dcha.).

La existencia de *debris*, partículas sueltas de material sobre la superficie de fatiga que caen durante el ensayo de fatiga (OKAYASU, CHEN y WANG, 2006), no llegó a apreciarse en los alambres de acero perlítico sometidos a tracción cíclica, por lo que este fenómeno, si ocurre, es de forma excepcional (Fig. 4.153).

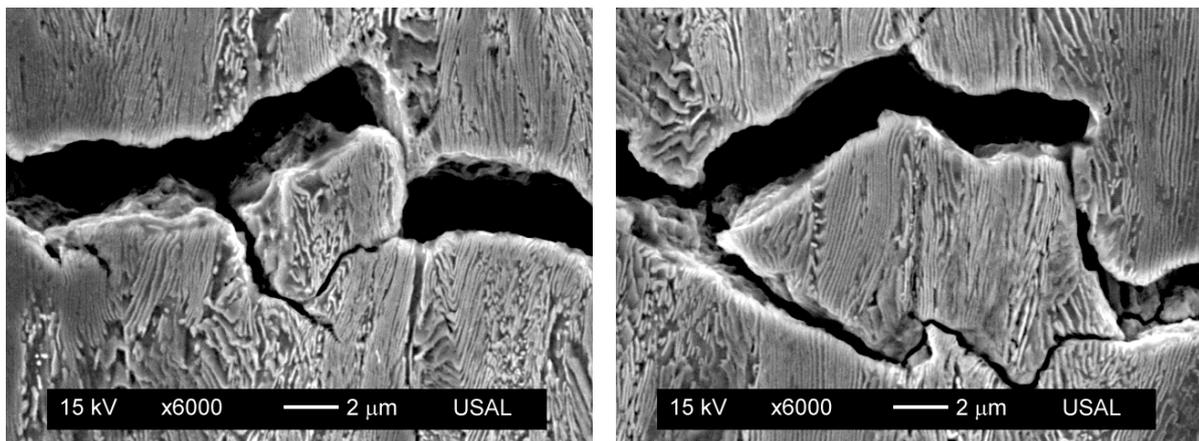


Fig. 4.153. Posible partícula de *debris*, E6.

La presencia de las *pseudocolonias perlíticas* en el acero más trefilado no afecta de una manera especial al comportamiento en fatiga, contrariamente a lo que ocurre en fractura (TORIBIO, OVEJERO y TOLEDANO, 1997), quizá debido a que el microdaño plástico cíclico está muy localizado en cada instante del ensayo (Fig. 4.154).

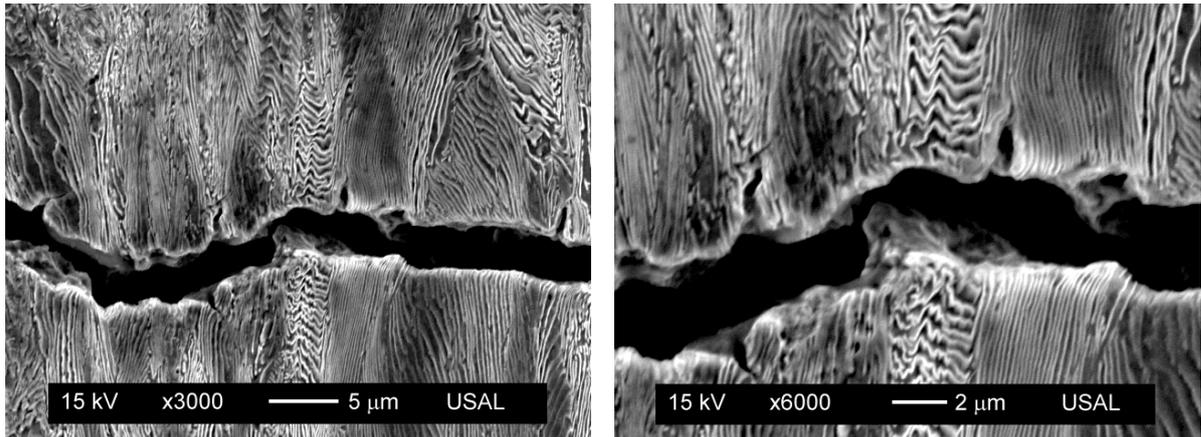


Fig. 4.154. Fisura atravesando una *pseudocolonia*, E6.

Para un rango similar del FIT se ha trazado el perfil seguido por el camino de las fisuras de fatiga, para varias de las secciones longitudinales de ensayos cíclicos en el alambción y en el acero de pretensado. El resultado de estos perfiles se puede apreciar en la Fig. 4.155.

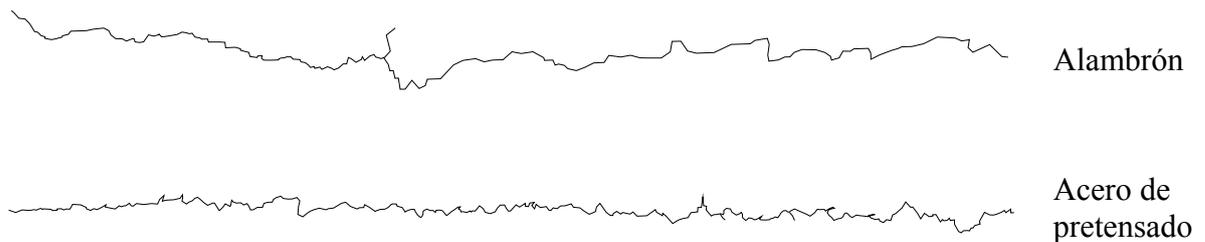


Fig. 4.155. Perfil de las fisuras de fatiga.

Se calculó la relación de la longitud del perfil λ , cociente entre la longitud recorrida realmente por la fisura l_r y la longitud de su proyección transversal l_0 (Fig. 4.156), comprobándose que aumenta su valor con el trefilado, variando desde 1.11 del alambción hasta 1.23 del acero de pretensado. Esto significa que existe un aumento de la superficie neta fracturada por fatiga con el proceso de trefilado, además de un cambio en su rugosidad. El alambción presenta en su fisuración mayores variaciones de altura entre los picos y los valles que el acero de pretensado, que presenta una microrrugosidad más fina o de menor tamaño (Fig. 4.157 y Fig. 4.158).

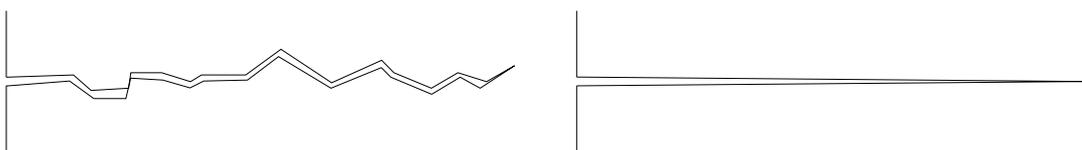


Fig. 4.156. Esquema de la fisura de fatiga, real l_r (izqda.), ideal l_0 (dcha.).

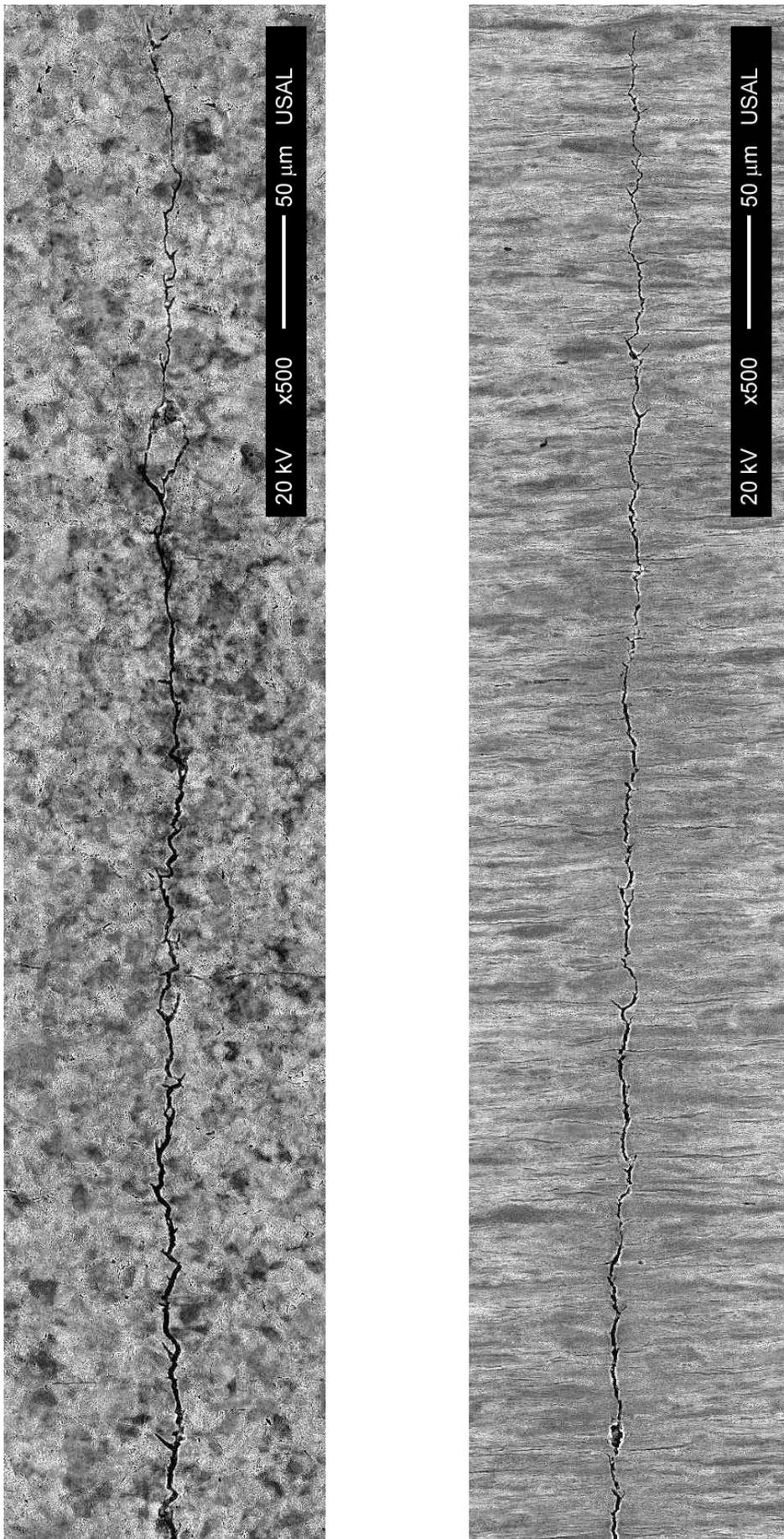


Fig. 4.157. Fisuras de fatiga, alambión (izqda.) y acero de pretensado (dcha.).



Fig. 4.158. Esquema de las fisuras, alambre E0 (izqda.) y acero de pretensado E7 (dcha.).

El análisis del hecho de que la sección neta fisurada sea mayor que la sección transversal es un reflejo de la rugosidad o del camino tortuoso de la fisuración a tamaño microscópico. Se observa también que en el acero de pretensado las deflexiones en el camino de fatiga son de mayor ángulo, además de ser más frecuentes que en el alambre. La explicación de por qué es mayor la superficie real fracturada en el acero de pretensado que en el alambre puede estar en que estas deflexiones son de mayor ángulo en el primero respecto del segundo. Por ello, la relación entre el ángulo de deflexión medio para el acero de pretensado y el alambre es,

$$\theta^{(7)} > \theta^{(0)} \quad (4.26)$$

También se ha observado experimentalmente que la longitud de la fisura, desde una deflexión a la siguiente, es generalmente menor en el acero de pretensado y por tanto las deflexiones ocurren con mayor frecuencia. La relación de la longitud de fisura media entre deflexiones para estos dos aceros es:

$$d^{(7)} < d^{(0)} \quad (4.27)$$

En la superficie de fatiga se pone de manifiesto que los microdesgarros se corresponden con el tamaño de colonia perlítica, lo que se ha corroborado con la fracto-materialografía, donde el cambio de direccionalidad de la fisura coincide frecuentemente con el cambio de colonia (Fig. 4.159). Además muchas de estas fisuras secundarias se frenan en el límite de colonia.

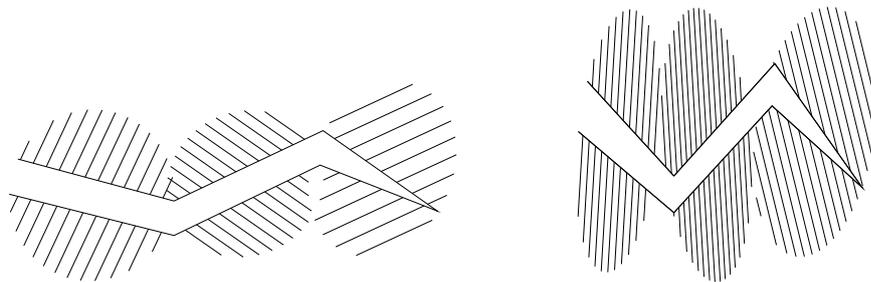


Fig. 4.159. Fisuración de las colonias por fatiga, alambre (izqda.), pretensado (dcha.).

El acero perlítico sufre una serie de transformaciones en su microestructura con el proceso de trefilado. Conforme aumenta la deformación plástica también lo hace notablemente el número de dislocaciones, mostrando una estructura dislocacional no aleatoria relacionada con las intercaras ferrita-cementita que actúan como fuentes y sumideros de dislocaciones. El aumento del número de pasos de trefilado produce un cambio de tamaño en las unidades microestructurales, que será el responsable del mayor número de deflexiones en el camino de la fisura, mientras que la orientación microestructural en la dirección axial hace que estas deflexiones sean de mayor ángulo. El daño por fatiga está relacionado con la existencia y desarrollo de deformación microplástica durante el proceso cíclico, siendo mayor la resistencia a esta deformación permanente conforme aumenta el número de pasos de trefilado. Por tanto el acero más trefilado mostrará una mayor resistencia al fenómeno de la fatiga (fractura localizada por acumulación de daño plástico).

Las secciones fracto-materialográficas longitudinales del extremo de la fisura, producidas al someter a fatiga con un factor R igual a 0 y 0.5 como se esquematiza en la Fig. 4.160, se muestran en la Fig. 4.161 para el alambroón y en la Fig. 4.162 para el acero de pretensado. En ambos aceros se ha procurado que el valor del ΔK fuera similar durante los ensayos.

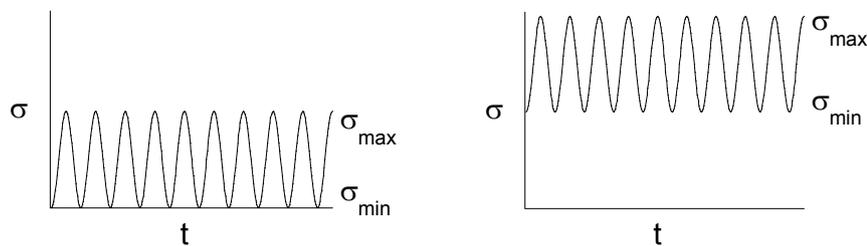


Fig. 4.160. Cargas cíclicas en un escalón, $R=0$ (izqda.) y $R=0.5$ (dcha.).

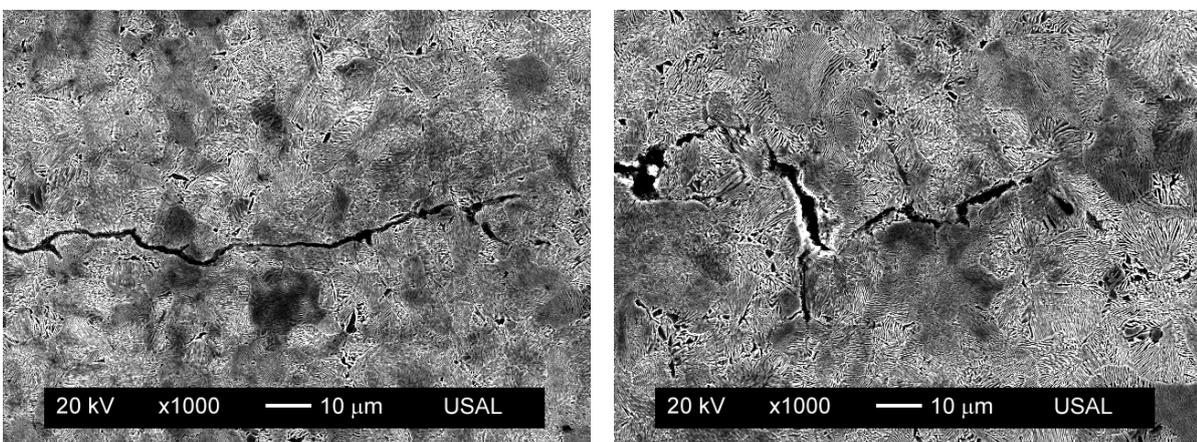


Fig. 4.161. Extremo de la fisura de fatiga del alambroón, $R=0$ (izqda.) y $R=0.5$ (dcha.).

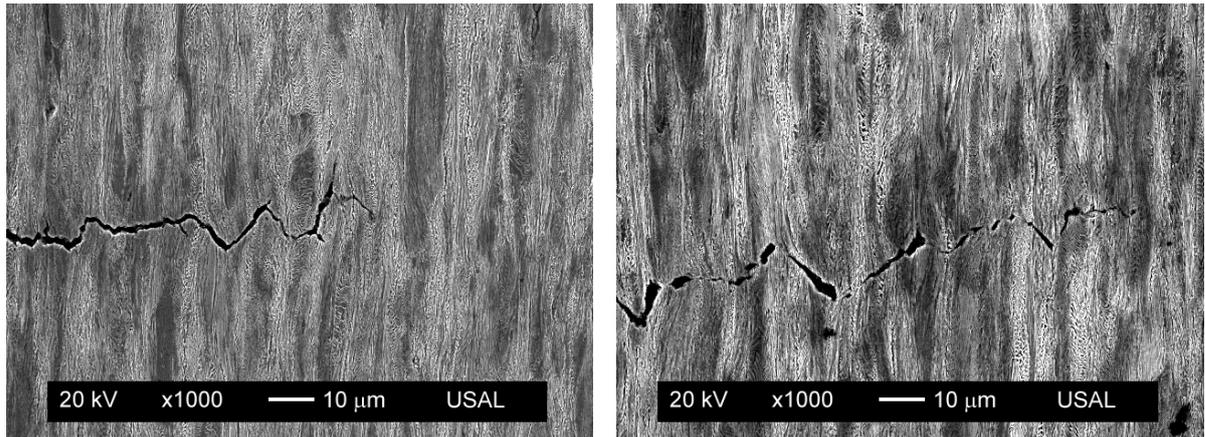


Fig. 4.162. Extremo de la fisura de fatiga del pretensado, $R=0$ (izqda.) y $R=0.5$ (dcha.).

El aumento del factor R induce una mayor apertura de fisura (COD) y una mayor discontinuidad en el extremo final de la misma, con un incremento del número de deflexiones que hacen que aumente la rugosidad superficial del camino de la fisura por fatiga.

En algunos de los ensayos realizados en el acero de pretensado, aquellos donde se ha efectuado un cambio de escalón desde $R=0.5$ a $R=0$ para un mismo $\Delta\sigma$, se ha presentado en la microfisuración un cambio notable en el tamaño de la apertura de fisura. Esto se puede apreciar en la Fig. 4.163, donde en la imagen de la derecha el tamaño de la apertura de fisura para $R=0.5$ llega a ser un orden de magnitud mayor. Este efecto, observado en el acero de pretensado, sugiere en el cambio del COD la iniciación de una fisura a partir de una entalla de gran profundidad y pequeño radio de curvatura, que dará origen a una zona con fractografía tipo TTS de iniciación de fisura por fatiga.

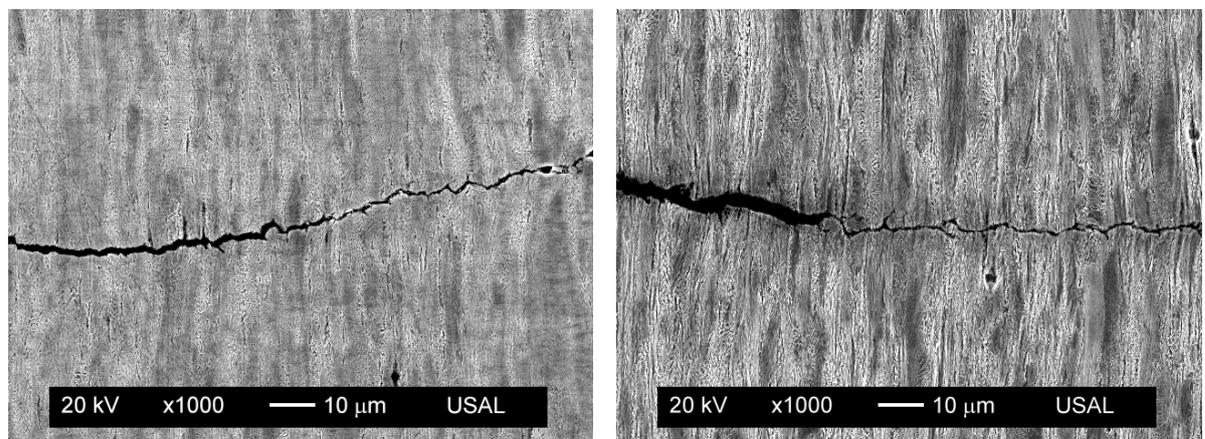
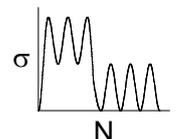


Fig. 4.163. Cambio de $R=0.5$ a $R=0$ para igual ΔK , pretensado.



3.2.3. Las partículas en el fenómeno de fatiga

Las partículas tienen sólo un efecto local sobre el fenómeno de la fatiga, ya que no son lo suficientemente abundantes para que deban tenerse en cuenta en el avance de fisuras de estos aceros. En la Fig. 4.164 se observa como la fisura sigue su camino sin apenas variar su trayectoria al pasar a través de una partícula, aunque haya originado microfisuración vertical a su paso por la hilera de trefilado.

El efecto de la presencia de partículas sobre la fatiga dependerá de la composición de éstas y de su unión con el acero perlítico. Puede que los microdesgarros dúctiles se aglomeren a su alrededor comprimiendo la partícula o que prácticamente ésta quede suelta. También es posible que en algunos casos las partículas sean el origen de alguna microfisuración secundaria que ocurra durante la fatiga.

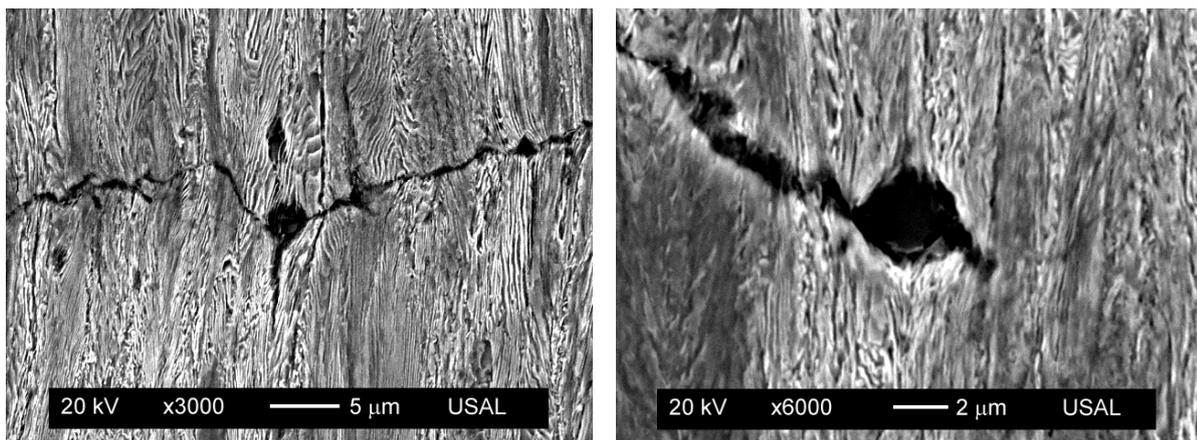


Fig. 4.164. Fisura de fatiga atravesando dos partículas compuestas por óxidos complejos, E7.

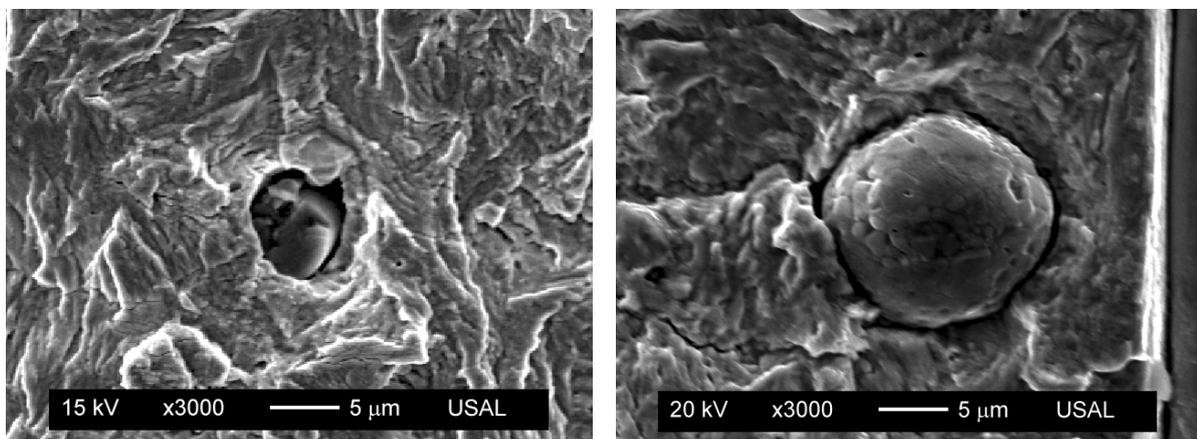


Fig. 4.165. Partícula compuesta de silicatos complejos E0 (izqda.) y óxidos complejos E0 (dcha.).

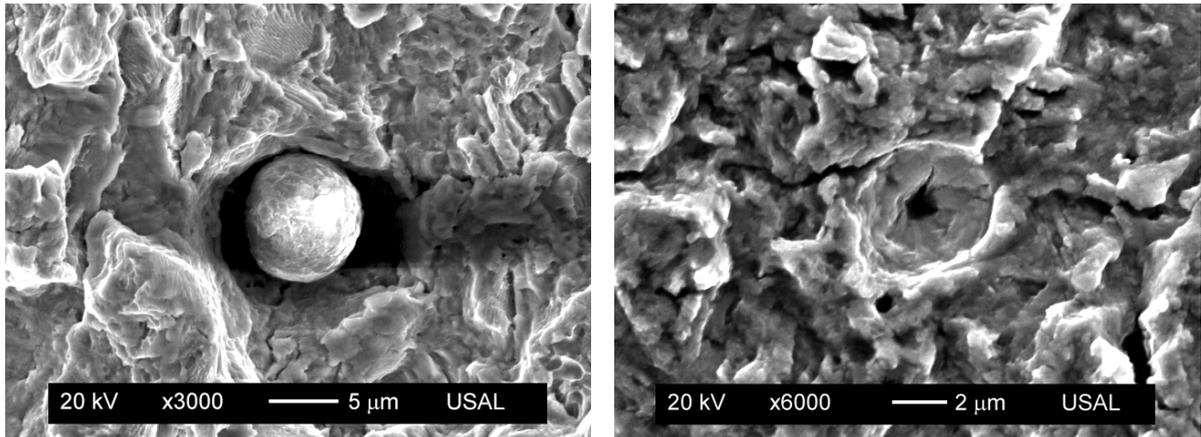


Fig. 4.166. Partícula de óxido de hierro E0 (izqda.) y huella sobre la superficie de fatiga E7 (dcha.).

Las partículas pueden aparecer sobre la superficie de fractura por fatiga (Fig. 4.165 y Fig. 4.166 izquierda), aunque en muchas ocasiones es visible únicamente su rastro (Fig. 4.166 derecha), debido a que la partícula se encuentra en una de las dos superficies de la fisura o se ha separado del material.

4. DISCUSIÓN

4.1. Caminos de propagación de la fisura

Como se aprecia en las Fig. 4.167 y Fig. 4.168, en las primeras fases del crecimiento el acero de pretensado (E7) presenta fisuras más curvadas (mayor relación de aspecto a/b) que el alambrón, coincidiendo ambos aceros en una relación de aspecto similar hacia la mitad de la probeta e invirtiéndose esta tendencia en las últimas fases del proceso.

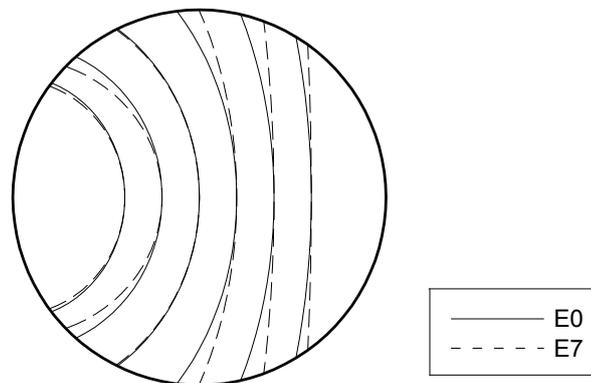


Fig. 4.167. Representación de la evolución del frente de fisura.

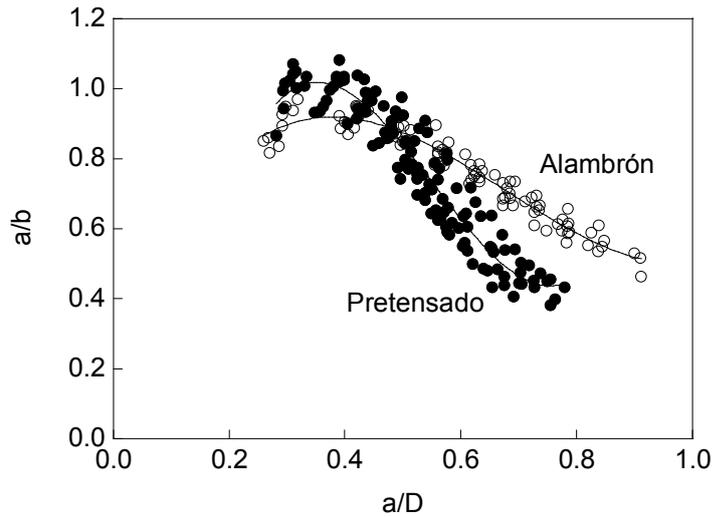


Fig. 4.168. Comparativa de la relación de aspecto entre alambción y acero de pretensado.

La representación de las curvas de rigidez adimensional frente a la geometría de fisura es tridimensional, ya que depende de la relación de aspecto además de la profundidad relativa de fisura (Fig. 4.169). La dependencia es mayor con el segundo parámetro que con el primero.

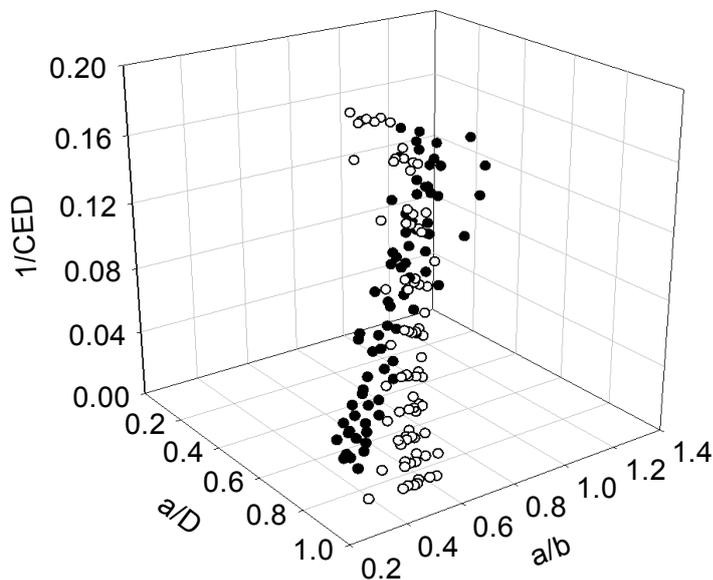


Fig. 4.169. Rigidez adimensional [◯ E0 ● E7].

Para el alambción y para el acero de pretensado las curvas de rigidez adimensional no coinciden exactamente para una misma geometría, sino que son ligeramente mayores en el acero sin trefilar (Fig. 4.170). Estas diferencias pueden atribuirse a las distintas geometrías de fisura que poseen para una misma profundidad, o bien a otros efectos de no linealidad.

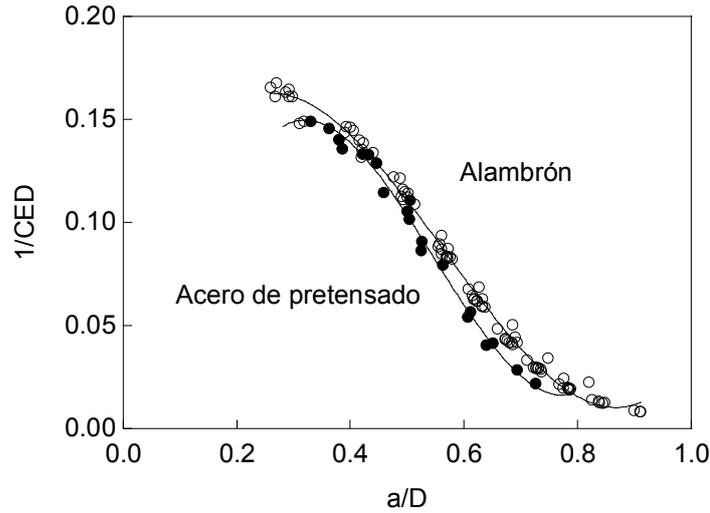


Fig. 4.170. Comparativa de rigidez adimensional.

4.2. Crecimiento de fisuras en el régimen de Paris

Las curvas $da/dN-\Delta K$ para los diferentes valores de R se muestran en la Fig. 4.171 para el alambción y en la Fig. 4.172 para el acero de pretensado, observándose cómo el crecimiento cíclico de fisuras en el régimen de Paris es independiente del factor R (entre 0 y 0.50). Este resultado también ha sido obtenido por otros autores para diferentes materiales, algunos de ellos considerando el intervalo de oscilación del FIT efectivo (K_{eff}) que tiene en cuenta el parámetro K_{op} .

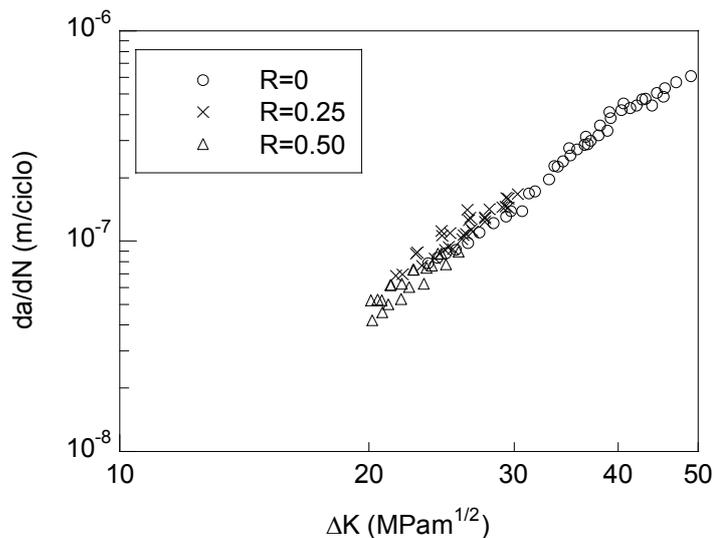


Fig. 4.171. Régimen de Paris, alambción.

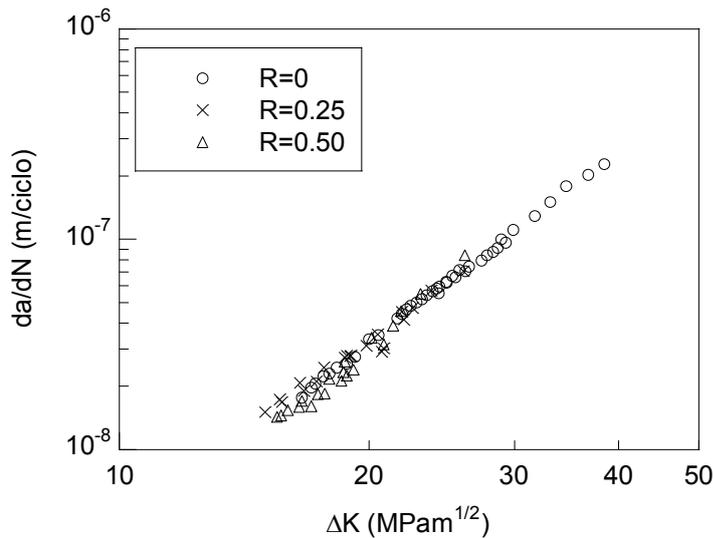


Fig. 4.172. Régimen de Paris, acero de pretensado.

La comparación de resultados para los dos materiales de estudio, alambión y acero de pretensado, se muestra en las Fig. 4.173 a Fig. 4.175, para $R=0$ (Fig. 4.173), $R=0.25$ (Fig. 4.174) y $R=0.50$ (Fig. 4.175). En el acero de pretensado se observa que se produce un retardo en el crecimiento de fisuras por fatiga respecto del alambión, al disminuir la velocidad de crecimiento para un mismo valor de ΔK .

El trazado de las curvas de ambos aceros es paralelo, desplazándose los puntos registrados hacia valores más bajos de ΔK conforme aumenta el factor R , siguiendo una misma recta bilogarítmica. Además, el umbral de propagación de fisuras y el punto de la curva donde se produce la rotura catastrófica por fractura disminuyen también con el incremento R .

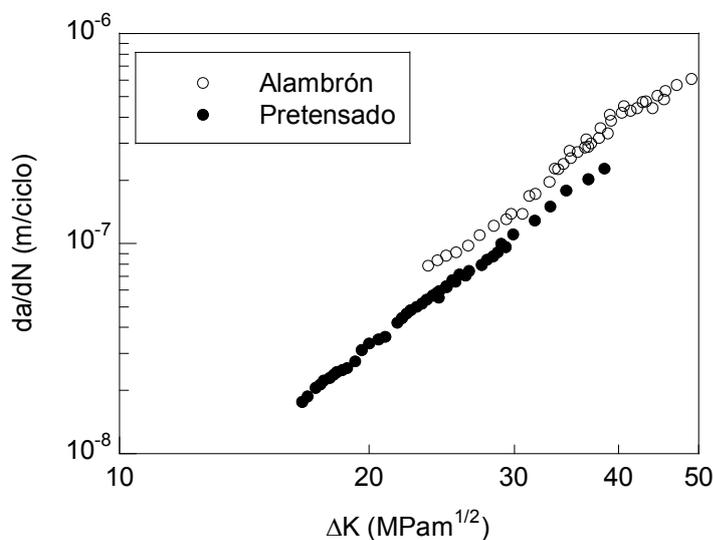


Fig. 4.173. Régimen de Paris, alambión y acero de pretensado, $R=0$.

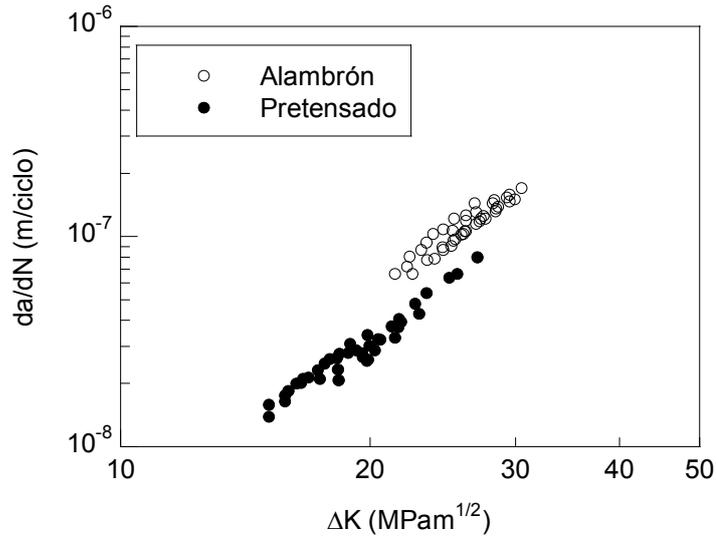


Fig. 4.174. Régimen de Paris, alambción y acero de pretensado, $R=0.25$.

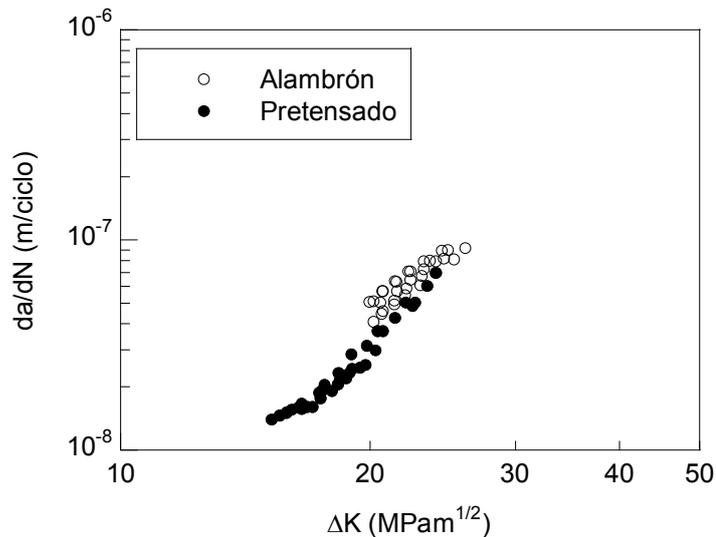


Fig. 4.175. Régimen de Paris, alambción y acero de pretensado, $R=0.50$.

Curvas de Paris

Los resultados muestran que, desde un punto de vista ingenieril, los cambios producidos en el material durante el trefilado mejoran el comportamiento en fatiga del acero perlítico, ya que disminuyen la velocidad de crecimiento de las fisuras.

Representando en forma bilogarítmica las curvas de Paris del alambción y del acero de pretensado se pueden apreciar dos rectas paralelas (Fig. 4.176), la del pretensado desplazada hacia abajo y hacia la izquierda.

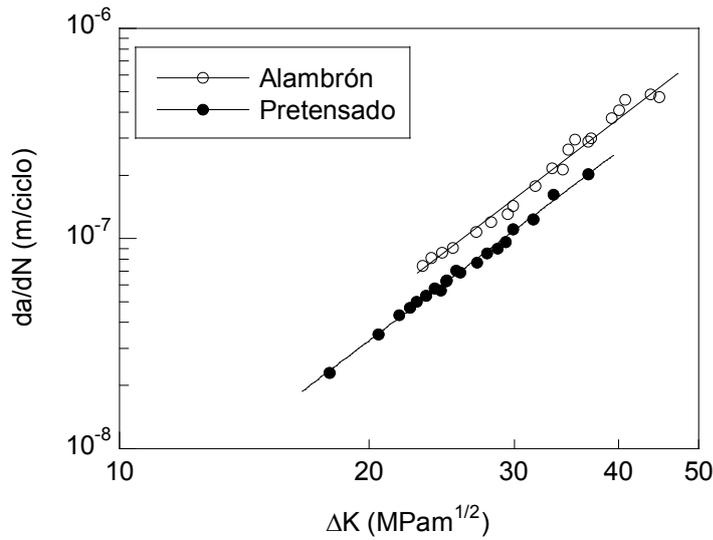


Fig. 4.176. Curvas de Paris, alámbrón y acero de pretensado.

La curva de Paris se caracterizó mediante la ecuación,

$$\frac{da}{dN} = C\Delta K^m \quad (4.28)$$

que aplicándola sobre el alámbrón se obtiene:

$$\frac{da^{(1)}}{dN} = 5.3 \cdot 10^{-12} \Delta K^{3.0} \quad (4.29)$$

y sobre el acero de pretensado:

$$\frac{da^{(7)}}{dN} = 4.1 \cdot 10^{-12} \Delta K^{3.0} \quad (4.30)$$

Tabla 4.3. Coeficientes de Paris. Las unidades de C y m son las correspondientes para que da/dN esté en m/ciclo y ΔK en $\text{MPam}^{1/2}$.

Acero	C	m
Alámbrón	$5.3 \cdot 10^{-12}$	3.0
Acero de pretensado	$4.1 \cdot 10^{-12}$	3.0

A partir de las ecuaciones (4.29) y (4.30) se obtienen los parámetros de Paris (Tabla 4.3). El coeficiente m (pendiente de la recta) permanece constante y por tanto independiente del proceso de trefilado, mientras que la constante C disminuye, reduciéndose casi en un cuarto para una deformación plástica acumulada en el acero de 1.57.

De acuerdo con los resultados alcanzados en la modelización del capítulo III y con las curvas de Paris obtenidas de forma experimental mediante el análisis del crecimiento del punto central de la fisura en los alambres, se observa que mientras para el acero de pretensado un parámetro $m=3$ se corresponde con la forma del crecimiento de las fisuras (curva $a/b-a/D$), salvo en las partes primera y última del avance (donde es más curva), en el alambón existe una gran discrepancia entre los resultados. Este hecho puede deberse a varios factores:

- i) El efecto del tamaño de la zona plástica (diferente en tensión y en deformación plana) a lo largo de cada frente de fisura, su relación con el diámetro de la probeta y las dimensiones de la sección de la misma sin fisurar.
- ii) La existencia de tensiones residuales. En el alambón, que procede de una laminación en caliente, producto del propio proceso mecánico y de su enfriamiento (aunque se le suele someter a un tratamiento de patentado). En el acero de pretensado, las introducidas durante el trefilado y no eliminadas con el tratamiento de termo-relajación. En ambos aceros también hay que tener en cuenta las ocurridas durante el rectificado de las probetas, ya que éstas se enrollan tras cada paso de trefilado.
- iii) La posibilidad de que haya una microestructura no uniforme en los aceros estudiados.

Corrección de las curvas de Paris

A partir de cortes longitudinales de las fisuras de fatiga en el alambón y en el acero de pretensado, para los mismos valores aproximados de ΔK , se ha realizado el cálculo de la longitud real de la fisura, l_r , y de su longitud proyectada en la sección transversal del alambre, l_0 . La relación entre ambas longitudes, $\lambda = l_r/l_0$, reflejo de la rugosidad de la superficie de fractura, es de 1.11 para el alambón y 1.23 para el acero de pretensado, observándose que para este último material el valor es aproximadamente un 10% mayor que en el primero. Esto implica que la sección real fisurada por ambos aceros es mayor que la proyectada en dirección transversal del alambre, siendo mucho más evidente en el acero de pretensado que en el alambón.

Se ha propuesto la introducción de una corrección a la ley de Paris, introduciendo la relación entre el área real fisurada y la proyectada, que es la que aparece normalmente dentro de la ecuación. De esta forma,

$$\frac{da_r}{dN} = \lambda \frac{da}{dN} \quad (4.31)$$

de modo que la ecuación de Paris corregida será ahora,

$$\frac{da_r}{dN} = C_r \Delta K^{m_r} \quad (4.32)$$

Aplicando esta propuesta sobre las curvas de Paris obtenidas para el alambción y el acero de pretensado se obtiene la representación de Paris corregida de la Fig. 4.177, donde las rectas bilogarítmicas ahora se han desplazado hacia arriba pero manteniéndose paralelas a las que se obtenían anteriormente (cf. Fig. 4.176). Además la distancia entre ambas se ha reducido.

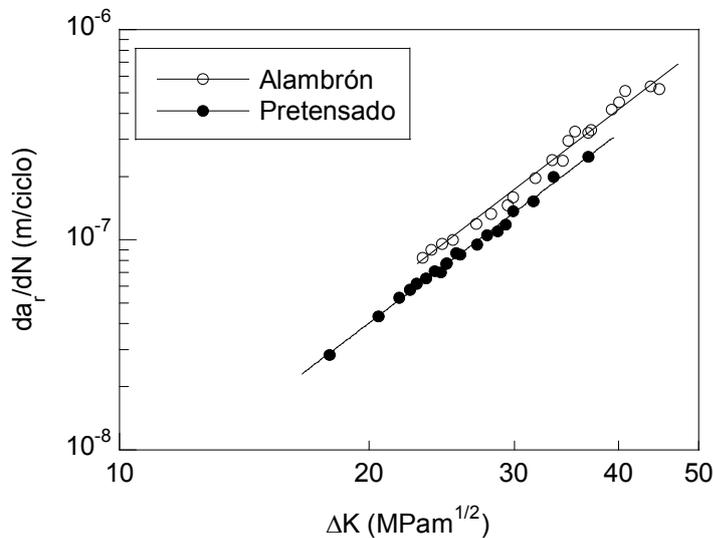


Fig. 4.177. Curvas de Paris corregidas, alambción y acero de pretensado.

Las ecuaciones obtenidas a partir de los ajustes de los nuevos puntos se indican en las ecuaciones (4.33) y (4.34), para el alambción y el acero de pretensado:

$$\frac{da_r^{(1)}}{dN} = 5.9 \cdot 10^{-12} \Delta K^{3.0} \quad (4.33)$$

$$\frac{da_r^{(7)}}{dN} = 5.0 \cdot 10^{-12} \Delta K^{3.0} \quad (4.34)$$

Observando los coeficientes de Paris corregidos (Tabla 4.4) puede comprobarse que el coeficiente m_r tiene el mismo valor que m , por lo que la pendiente de las curvas no ha cambiado. Por otro lado, los coeficientes C_r son mayores que los C aunque tienen valores más próximos, motivando que las curvas se hayan elevado respecto al eje vertical al tiempo que se acercan.

Tabla 4.4. Coeficientes de Paris corregidos. Las unidades de C y m son las correspondientes para que da/dN esté en m/ciclo y ΔK en MPam^{1/2}.

Acero	C_r	m_r
Alambrón	$5.9 \cdot 10^{-12}$	3.0
Acero de pretensado	$5.0 \cdot 10^{-12}$	3.0

Estos resultados muestran como el proceso de fabricación, trefilado en frío, se comporta de una forma beneficiosa desde el punto de vista de la resistencia a las sollicitaciones cíclicas del acero perlítico, ya que mejora su respuesta alargando su vida en fatiga.

V. CONCLUSIONES

En la presente Tesis se ha realizado un estudio del fenómeno de fatiga en alambres de acero eutectoide progresivamente trefilado. Primero se ha caracterizado el material mediante el análisis de su microestructura y la obtención de sus propiedades mecánicas convencionales a partir de los ensayos de tracción simple y de dureza Rockwell. A continuación se ha modelizado el crecimiento de fisuras superficiales en alambres sometidos a cargas cíclicas en el régimen de Paris, estudiando cómo afecta a la fisuración la modificación de ciertas variables de interés. Finalmente, a través de la experimentación con alambres de acero perlítico sometidos a un proceso de trefilado, se ha estudiado tanto de forma macroscópica como microscópica su comportamiento en fatiga y cómo se relacionan ambos aspectos macro y microscópico.

1. CARACTERIZACIÓN DEL MATERIAL

El proceso de trefilado provoca una serie de cambios microestructurales en el acero perlítico que es posible observar mediante microscopía electrónica de barrido (MEB). En las colonias de perlita se realizó un análisis cualitativo de la variación de su forma, observando que se hacen más esbeltas en la dirección axial con el trefilado. En los cortes longitudinales aumenta su dimensión longitudinal mientras que disminuye su dimensión radial. En la sección transversal las colonias adquieren una geometría curvada (*curling*) al tiempo que se reduce su área.

Las láminas de perlita, que en principio están orientadas al azar en las distintas colonias aunque dentro de cada una se mantienen paralelas, a medida que se someten a más pasos de trefilado disminuyen su espaciado interlaminar y se orientan en la dirección axial, que es la dirección de trefilado. En la sección transversal la orientación se mantiene aleatoria durante todo el proceso, al tiempo que las láminas se curvan de forma progresiva con el aumento de la deformación plástica.

Se observan tres tipos de colonias en cuanto al comportamiento de sus láminas durante el trefilado (cuando se alcanza una deformación plástica de hasta ~ 1.5). Aquellas láminas que inicialmente se encuentran casi orientadas en la dirección del trefilado reducen su espaciado en gran medida. Las que están orientadas casi perpendicularmente a la dirección de trefilado se rizan, manteniendo espaciados anormalmente grandes. Por último, las que presentan cualquier ángulo intermedio entre los dos casos anteriores disminuyen su espaciado al tiempo que se orientan en la dirección de trefilado.

El ensayo de tracción simple en la dirección axial de los alambres muestra una mejora de las propiedades mecánicas convencionales con el proceso de trefilado. El límite elástico y la resistencia a tracción aumentan con el grado de trefilado, el módulo de Young no cambia y la deformación máxima a tracción disminuye (esta última salvo en el acero de pretensado). La zona plástica de la curva tensión-deformación es más suave en el alambraón, mientras que en el acero de pretensado se caracteriza por la existencia de un escalón de cedencia. Los aceros intermedios exhiben un comportamiento más parecido al del alambraón. La zona plástica de las curvas obtenidas con los ensayos de tracción simple se caracterizó mediante la ecuación de Ramberg-Osgood a través de los parámetros correspondientes.

Analizando la superficie de fractura que se obtiene con la rotura del alambre en el ensayo de tracción simple se pueden observar tres regiones características: la zona de proceso de fractura en el centro del alambre (excepto en el alambraón que se encuentra en la superficie), la zona interior que la rodea y la corona correspondiente a la fractura final. La zona de proceso de fractura está formada por coalescencia de microhuecos (CMH) de aspecto fibroso y disminuye de tamaño con el trefilado. La corona, que presenta una inclinación de 45° con respecto al eje del alambre, está formada también por microhuecos pero más regulares y de menor tamaño, y aumenta su espesor en los primeros pasos de trefilado mientras que disminuye en los últimos, haciéndose más irregular. La zona interior está formada en planta

por una mezcla de microhuecos más algo de clivaje que tiende a desaparecer con el aumento del número de pasos de trefilado. A medida que aumenta el trabajo en frío esta zona, que inicialmente es transversal al eje del alambre, se mostrará con múltiple microfisuración axial que aumentará la superficie de fractura neta y que será producto de la anisotropía originada por el proceso de fabricación de los alambres.

El ensayo de dureza muestra el aumento de la resistencia del acero con el trefilado. La deformación remanente originada en el ensayo de dureza permite observar como el trefilado provoca anisotropía en el comportamiento plástico del acero perlítico. La indentación produce una huella de contorno circular en la sección perpendicular a la dirección de trefilado y elíptica en cualquier sección que contenga al eje del alambre, mostrando así un comportamiento plástico anisótropo axisimétrico reflejo de su microestructura. El límite elástico es menor en dirección transversal que en dirección axial.

Las bandas de deslizamiento en el alambrón tienen forma de malla o de red, que se ven modificadas con el trefilado. En la sección transversal los huecos que forman se hacen más pequeños, pero mantienen la misma forma que en el alambrón. En la sección longitudinal éstos modifican su geometría elongándose y orientándose las bandas de deslizamiento en la dirección de trefilado. Esto ocurre por los cambios microestructurales, disminución del espaciado interlaminar y orientación de las láminas de perlita, ya que las intercaras ferrita-cementita actúan como barreras frente al movimiento de las dislocaciones y crean con el proceso de trefilado una red con direcciones privilegiadas que originan el bloqueo y la formación de nuevas dislocaciones.

El incremento del límite elástico en la dirección axial del acero perlítico con el trabajo en frío depende de la deformación plástica ocurrida durante el trefilado, relacionándose mediante una expresión tipo Embury-Fisher. Esta relación, que es una modificación de una ecuación tipo Hall-Petch, asume que el tamaño de las barreras frente a las dislocaciones en un ensayo de tracción simple en la dirección axial cambia de forma proporcional al diámetro. Esto hace suponer que el límite elástico en la dirección axial sigue una relación tipo Hall-Petch, donde en el tamaño de las barreras frente a las dislocaciones hay que tener en cuenta el ángulo de orientación de las láminas de perlita y el espaciado interlaminar, ya que no sólo se apelmazan las láminas sino que también se orientan en la dirección axial.

2. MODELIZACIÓN DEL CRECIMIENTO DE FISURAS BAJO CARGAS CÍCLICAS

Es posible encontrar un ajuste elíptico del frente de fisura mediante un método basado en mínimos cuadrados, el cual implica de forma general cinco parámetros. Éste puede simplificarse hasta llegar a una caracterización triparamétrica, un círculo o una elipse con el centro en la superficie del alambre.

En fisuras de fatiga ambas modelizaciones son muy adecuadas, tanto la elipse con centro en la superficie del alambre como el círculo. La pequeña diferencia entre ambas modelizaciones disminuye a medida que aumenta la profundidad de fisura. Los dos métodos tienen una precisión muy similar, pudiendo existir una mayor diferencia para un R_c próximo a $1.50a$ y para valores pequeños de a/D . La modelización circular resulta inadecuada para fisuras con una relación de aspecto tal que la profundidad sea mucho mayor que la otra dimensión geométrica.

Para el caso de propagación de fisuras por fatiga, las relaciones adimensionales se ajustan mediante ecuaciones polinómicas de cuarto grado de una precisión similar, siendo la profundidad de fisura y el ángulo prácticamente el mismo para ambos modelos. En el crecimiento de fisuras por fatiga el paso de una modelización a otra puede realizarse fácilmente a través de una ecuación polinómica de segundo grado que relaciona los parámetros b y R_c .

El factor de intensidad de tensiones (FIT) adimensional varía con la profundidad relativa de fisura de forma creciente, con la relación de aspecto de forma decreciente y con el punto sobre el frente de fisura de forma continua entre centro y borde, aumentando o disminuyendo en función de los dos valores anteriores.

Para cada profundidad relativa de fisura, a/D , el FIT adimensional en el centro de la fisura es mayor para las de frente recto ($a/b=0$) que para las de frente circular ($a/b=1$). Es decir, el valor del FIT en el centro de la fisura disminuye cuando su curvatura aumenta.

Existe, para cada profundidad relativa de fisura a/D , una relación de aspecto crítica $(a/b)_c$ tal que para $a/b < (a/b)_c$ el FIT adimensional es mayor en el centro del frente y si $a/b > (a/b)_c$ es mayor en el borde. Esta relación de aspecto crítica es decreciente con la profundidad relativa de fisura.

Con carga de tracción y a/D entre 0.1 y 0.4 existe una buena concordancia en las soluciones de K para todos los autores estudiados. Sin embargo entre 0.4 y 0.6 las diferencias aumentan claramente: (i) Levan y Royer obtienen valores del FIT adimensional más elevados –realizan una sobrestimación de los mismos–, (ii) Couroneau y Royer presentan unos valores ligeramente inferiores del FIT, (iii) Shih y Chen realizan un ajuste de los resultados que produce valores del FIT adimensional inadmisiblemente negativos, (iv) Shin y Cai obtienen los valores más bajos para probetas con extremos constreñidos, debido a que dicho constreñimiento impide la flexión y, de este modo, limita la apertura de fisura.

Con carga de flexión y a/D entre 0.1 y 0.3 en el punto central de la fisura o con a/D entre 0.1 y 0.4 en el punto del borde, existe también una buena concordancia en las soluciones de K entre todos los autores estudiados, a excepción de: (i) Levan y Royer obtienen valores del FIT adimensional más elevados –nuevamente sobrestiman los resultados–, (ii) el ajuste de los resultados de Shih y Chen produce valores negativos –inadmisibles– del FIT adimensional.

La solución más adecuada del FIT depende del número de parámetros implicados en el análisis. Para tracción: (i) cuando sólo se requiere un parámetro tal como la profundidad relativa de fisura a/D , la solución de Valiente es muy adecuada para frente de fisura recto o muy ligeramente curvado; (ii) cuando son necesarios dos parámetros tales como la profundidad relativa de fisura a/D y la relación de aspecto a/b , la solución de Astiz es la más adecuada para obtener el FIT en el centro de la fisura (muestra el mejor rendimiento de todas ellas), aunque Carpinteri proporciona buenas soluciones en el borde de la fisura; (iii) cuando se requieren tres parámetros, tales como la profundidad relativa de fisura a/D , la relación de aspecto a/b y la posición sobre el frente de fisura x/h , la solución de Shin y Cai es la recomendada, además de tener en cuenta la diferencia entre cálculos de tracción con extremos libres y extremos constreñidos. Para flexión: (i) cuando son necesarios dos parámetros tales como la profundidad relativa de fisura a/D y la relación de aspecto a/b , la solución de Carpinteri es bastante adecuada aunque subestima ligeramente el FIT para a/D elevados; (ii) cuando se requieren tres parámetros tales como la profundidad relativa de fisura a/D , la relación de aspecto a/b y la posición sobre el frente de fisura x/h , la solución de Shin y Cai es de nuevo la recomendada.

De acuerdo a la ley de Paris-Erdogan, en la propagación de fisuras por fatiga en alambres las distintas geometrías de fisura inicial tienden hacia un camino único, siendo esta convergencia más rápida para mayores coeficientes m de Paris. Con geometrías iniciales aproximadamente

circulares la relación de aspecto durante el crecimiento adquiere un valor más bajo para m mayores, mientras que si son aproximadamente rectas la relación de aspecto tiende a valores más altos para m mayores hasta profundidades relativas de fisura próximas a la mitad del diámetro, invirtiéndose a continuación la tendencia. Para esta geometría inicial recta, a medida que aumenta su profundidad relativa de fisura inicial, la diferencia en la relación de aspecto con el avance para los distintos valores de m es casi inexistente, mientras que si el frente inicial es circular este fenómeno no ocurre.

Los alambres sometidos a tracción con extremos libres presentan curvas de crecimiento muy similares a los sometidos a tracción con extremos constreñidos hasta profundidades relativas de fisura de $a/D \sim 0.6$, a partir de las cuales la convergencia en la geometría del frente de fisura se produce más rápidamente en tracción con extremos libres que para extremos constreñidos. La forma del crecimiento de las fisuras en la curva a/D frente a/b , para una profundidad de fisura entre 0.7 y 0.8 veces el diámetro, es ligeramente creciente para extremos libres y decreciente para constreñidos. Para cargas de flexión el avance de las fisuras muestra diferentes curvaturas respecto a tracción, pero la convergencia de las curvas es mucho mayor que en ésta. La forma final de estas curvas es creciente para flexión, al igual que ocurre en las de tracción con extremos libres. El camino preferente de propagación parece corresponderse con el de la fisura inicial $a/D=0.1$ y $a/b=1.00$, situándose por debajo los valores de flexión respecto a los de tracción, excepto para profundidades de fisura muy elevadas.

El área fisurada adimensional es más grande para mayores profundidades relativas de fisura y para relaciones de aspecto menores, siendo la variación con la relación de aspecto mayor para profundidades de fisura más pequeñas. En la propagación de fisuras por fatiga el área fisurada adimensional depende en gran medida de la profundidad relativa de fisura y en menor grado de la relación de aspecto, ya que se produce una convergencia en las curvas de crecimiento. La evolución del área fisurada adimensional con el avance de fisuras por fatiga es muy similar para cargas de tracción con ambos tipos de restricciones en los extremos, siendo para cargas de flexión ligeramente más grande, y apreciándose que existe una convergencia mayor en los resultados para las distintas geometrías de fisura iniciales.

El valor del FIT adimensional máximo y mínimo a lo largo del frente de fisura es bastante mayor para tracción con extremos libres que constreñidos y aún menor en flexión, llegándose a alcanzar un valor para el FIT adimensional en el caso de extremos libres de más del doble

que para extremos constreñidos, con profundidades de fisura próximas a 0.8 veces el diámetro, siendo el valor de flexión un poco menor que éste. La convergencia en el FIT adimensional es mayor para flexión que para tracción y a grandes profundidades mayor para tracción con extremos libres que constreñidos. El FIT adimensional máximo presenta menor dispersión que el mínimo para las distintas fisuras iniciales.

El peligro de rotura por un criterio local de fractura (el valor del FIT alcanza la tenacidad de fractura) es mayor para tracción que para flexión. Dentro del caso de cargas de tracción son más peligrosos los extremos libres que los constreñidos.

La flexibilidad adimensional depende de la profundidad relativa de fisura, de la relación de aspecto, del tipo de carga aplicada y, en el caso de que ésta sea de tracción, de la restricción en los extremos de la probeta. Aunque la dependencia con los dos primeros parámetros es elevada, en la propagación de fisuras por fatiga influye mucho más la profundidad relativa de fisura que la relación de aspecto, debido a la rápida convergencia en el camino seguido por la fisura. La flexibilidad adimensional es bastante mayor en tracción con extremos libres que con extremos constreñidos, y ambas son mayores que en flexión. Para profundidades de fisura próximas a 0.8 veces el diámetro se alcanza un valor de la flexibilidad adimensional de aproximadamente el triple en extremos libres que en extremos constreñidos, siendo para flexión la mitad que para esta última. La convergencia en la flexibilidad es mayor para flexión que para tracción y a grandes profundidades mayor para tracción con extremos libres que constreñidos.

A medida que aumenta m se produce una mayor convergencia en las curvas de crecimiento para las distintas condiciones de fisura iniciales en casi todos los resultados: relación de aspecto (a/b), área fisurada adimensional (A_F/A_0), FIT adimensional (Y_{\max} , Y_{\min}) y flexibilidad adimensional (f). La diferencia entre los resultados para distintos valores de m es siempre mayor entre $m=2$ y 3 que entre $m=3$ y 4, lo que implica que a medida que aumenta m existe una menor dependencia de los resultados con este parámetro.

Para una misma profundidad de fisura, cuanto más próximo está el frente de fisura a la geometría circular mayor es el número de ciclos adimensional que soporta, siendo este hecho más evidente para menores profundidades de fisura inicial. El número de ciclos adimensional necesario para alcanzar una misma profundidad de fisura con las mismas condiciones de ensayo ($\Delta\sigma$, D y material) es mucho mayor para el caso de flexión que para tracción, y en este último caso es mayor si los extremos están constreñidos.

3. PROPAGACIÓN DE FISURAS POR FATIGA EN ACEROS PERLÍTICOS TREFILADOS

La iniciación de fisuras por fatiga en los aceros perlíticos se produce en la superficie de los alambres a partir de pequeños defectos, el tamaño de los cuales disminuye con el proceso de trefilado, al tiempo que lo hacen las dimensiones del alambre. Algunos de ellos es posible que aparezcan durante el proceso de trefilado, pero no es lo más habitual.

La fisuración superficial por fatiga de aceros eutectoides bajo carga de tracción desarrolla frentes de fisura en modo I para todos los pasos de trefilado. La superficie de fatiga en el régimen de Paris, tanto para el alambón como para el acero de pretensado, evoluciona manteniendo una forma elíptica durante el crecimiento por fatiga siguiendo unos caminos de propagación preferentes, que puede caracterizarse adecuadamente mediante los parámetros a/D , a/b y φ . Estos caminos de propagación sólo dependen de la forma de la fisura inicial para cada material, y es frecuente que el crecimiento de fisura evaluado experimentalmente no sea completamente simétrico.

Es factible también que se inicien varias fisuras en distintas localizaciones del alambre, que además pueden unirse durante el crecimiento hasta formar un frente común también elíptico. La superficie de fractura correspondiente al crecimiento próximo a la fractura final pierde esta forma elíptica, de una manera más evidente en el acero más trefilado.

La curva $a/b-a/D$ tiene diferente geometría para el alambón que para el acero de pretensado. Las curvas de flexibilidad adimensional, que tienen una gran dependencia con la profundidad relativa de fisura y en menor medida con la relación de aspecto, mantienen por tanto una pequeña diferencia en su comportamiento para los dos materiales estudiados.

En los alambres de acero con un paso intermedio de trefilado el frente de fisura exhibe además un retraso en el crecimiento de fisura en su área central (*efecto gaviota*), debido a la presencia de tensiones residuales compresivas en dicha zona central, y de tracción en la superficie del alambre. Este fenómeno no aparece en el alambón (procedente de una laminación en caliente y no trefilado) ni en el acero de pretensado (que ha sido sometido a un proceso de termo-relajación que además elimina las tensiones residuales).

Se ha observado que el recocido de alambres de los pasos intermedios de trefilado disminuye las tensiones residuales al reducir el *efecto gaviota*, siendo la eliminación mayor con el aumento de la temperatura y el tiempo de permanencia en el horno. A temperaturas mayores de 400°C se produce además un empeoramiento de las propiedades mecánicas convencionales del acero, obtenidas a través del ensayo de tracción simple. La superficie de fractura también disminuye su anisotropía con el tratamiento del recocido.

En las curvas de crecimiento de fisuras por fatiga, $da/dN-\Delta K$, obtenidas a partir de ensayos sobre barras cilíndricas prefisuradas sometidas a cargas en diferentes escalones (con un intervalo de oscilación de tensiones constante en cada escalón y decreciente de un escalón al siguiente), se produce una suerte de retardo de fisura por sobrecarga al cambiar de un incremento de carga mayor a otro menor durante el transcurso del ensayo. Dicho retardo se muestra de forma macroscópica sobre la superficie de fractura marcando el frente de fisura, y hace que la curva $da/dN-\Delta K$ presente una serie de ramales que se corresponden con un crecimiento transitorio de la fisura y que no se tienen en cuenta al considerar el crecimiento estable de la misma, representado por la rama estacionaria de la ley de Paris.

El cambio del factor R (con valores positivos de 0 a 0.5) no altera la velocidad cíclica de crecimiento de la fisura, ya que la curva de Paris es la misma. Este hecho hace suponer que no existe cierre de fisura por rugosidad durante los ensayos. Las curvas $da/dN-\Delta K$ para distintos valores de R tienen la misma pendiente, aunque se desplazan hacia la izquierda a medida que R crece, ya que el valor umbral también se desplaza hacia la izquierda y el valor de K_{IC} se corresponde con un menor valor de ΔK para mayores valores del factor R .

El proceso de trefilado mejora el comportamiento en fatiga del acero eutectoide, retardando la velocidad cíclica de crecimiento de fisuras en el régimen de Paris. Este retraso se refleja en el hecho de que la recta de Paris (en coordenadas bilogarítmicas) del acero de pretensado está desplazada hacia abajo respecto de la del alambroón, manteniéndose paralela, de forma que el exponente m se mantiene constante y próximo a un valor de 3 y el coeficiente C de Paris disminuye de valor, con el trefilado.

Los cambios geométricos que se producen durante el crecimiento de fisuras por fatiga en el acero de pretensado (mostrados en la curva $a/D-a/b$) están de acuerdo con la modelización propuesta, ésta supone el avance de cada punto del frente de fisura de forma perpendicular y

de acuerdo con la ley de Paris (para un coeficiente m de Paris igual a 3), excepto para profundidades relativas de fisuras pequeñas o muy grandes, en donde se observan frentes de fisura más curvados en el acero de pretensado. En el caso del alambón, con la misma pendiente de la curva de Paris (calculada en el punto central del frente de fisura), existen bastantes discrepancias en la evolución geométrica del frente de fisura por fatiga respecto a la modelización. Además, la forma de las fisuras en el alambón tiene una menor curvatura que en el acero de pretensado hasta la mitad del alambre, coincidiendo entonces la relación de aspecto de ambas para a continuación invertirse la tendencia. La explicación de estos fenómenos puede estar en el tamaño de la zona plástica (distinta entre tensión y deformación plana) y en la existencia de tensiones residuales.

En la estimación del tamaño de la zona plástica a partir del retardo por sobrecarga en los descensos bruscos de ΔK (con reducción del valor K_{\max}), el mejor ajuste se produce con la expresión $K_{\max}\Delta K$, de forma que se tienen en cuenta los dos parámetros de fuerza motriz necesarios para definir de forma completa el proceso de la fatiga. El tamaño de la zona plástica además tiene un valor mayor para el alambón, de menor límite elástico y resistencia a la tracción, que para el acero de pretensado. La relación propuesta presenta un coeficiente en el ajuste de aproximadamente 0.14.

El acero perlítico presenta un efecto Bauschinger que evidencia endurecimiento cinemático. Al ser sometido a cargas simétricas presenta un ablandamiento inicial, mientras que con cargas asimétricas aparece el fenómeno del *ratcheting*, donde la deformación de *ratcheting* disminuye con el número de ciclos al tiempo que el ciclo se estrecha.

La superficie de fractura por fatiga muestra una topografía formada por microdesgarros dúctiles de las láminas de perlita, originados por los continuos cambios plásticos que se producen en la punta de fisura durante la carga cíclica. El inicio de la fisuración en el acero perlítico muestra una superficie de fisura con un estriado fino y orientado, tipo *Tearing Topography Surface* (TTS).

La disminución brusca del valor K_{\max} produce una pequeña zona en el frente de la fisura (aproximadamente de unas 20 μm) muy marcada en el acero de pretensado, cuya fractografía es muy similar a la de iniciación de fisura y que se atribuye a la disminución brusca de la

apertura de fisura, que hace que se inicie una fisura a partir de otra de mayor radio que actúa como una microentalla.

En el acero de pretensado el proceso de trefilado provoca una superficie de fatiga con microdesgarros más curvados y de menor tamaño, para unas mismas condiciones de fatiga que en el alambión. Esto es el resultado de la fuerte deformación plástica y de los cambios microestructurales inducidos con el trefilado. El curvado de las colonias y de las láminas de perlita aparece reflejado en el patrón de microdesgarros del acero más trefilado.

En ambos aceros, alambión y acero de pretensado, el aumento del intervalo de oscilación del factor de intensidad de tensiones ΔK y del factor R modifican el patrón de microdesgarros, incrementando su microrrugosidad por el crecimiento de la intensidad de la fatiga. Se puede concluir que K_{\max} es el parámetro determinante en el aspecto del patrón de microdesgarros dúctiles.

El estudio fracto-materialográfico del acero perlítico permite observar que desde el punto de vista microscópico el crecimiento de fisuras por fatiga es transcolonial y translaminar, mostrando preferencia por atravesar las colonias y romper las láminas de perlita. La apertura de fisura no es uniforme, apareciendo microdiscontinuidades, ramificaciones, bifurcaciones y deflexiones (que provocan una disminución local en la velocidad de crecimiento de la fisura por fatiga). Existe por tanto un fuerte modo mixto en el crecimiento de fisuras por fatiga que produce microrrugosidad superficial.

Las ramificaciones y bifurcaciones de la fisura finalmente sólo progresan por una de las ramas, mostrándose la otra sobre la superficie de fractura en forma de microfisuración del tamaño de unas micras y en una dirección perpendicular al avance de la fisura principal. El aumento del intervalo de oscilación del FIT y del factor R provoca que sea más frecuente su aparición.

El proceso de trefilado en el acero perlítico produce un mayor número de deflexiones en la fisura de fatiga, que tienen además un mayor ángulo, presentando de esta manera un camino de fisura más tortuoso y con una superficie real fracturada mayor. Por otro lado, el factor R produce un aumento de la apertura de la fisura y grandes variaciones de la misma en el extremo de la fisura.

La unidad microestructural que gobierna el crecimiento de fisuras por fatiga es el tamaño de la colonia de perlita, cuyo tamaño es similar al de los microdesgarros dúctiles. La disminución del espaciado interlaminar induce un retardo microscópico local, ya que las intercaras ferrita-cementita bloquean el movimiento de dislocaciones, y la orientación de las láminas de perlita produce el aumento del ángulo de la fisura.

La introducción en la curva de Paris de la corrección correspondiente al área real fisurada, obtenida a partir de la fracto-materialografía, conduce a una elevación y acercamiento de las curvas para el alambón y para el acero de pretensado, manteniendo en ambas el mismo exponente m al tiempo que aumentan los coeficientes C de Paris y se acercan sus valores.

BIBLIOGRAFÍA

AHLSTRÖM, J., KARLSSON, B. (2005)

Fatigue behaviour of rail steel- a comparison between strain and stress controlled loading.
Wear **258**, 1187-1193.

ALCALÁ, J., BARONE, A.C., ANGLADA, M. (2000)

The influence of plastic hardening on surface deformation modes around Vickers and spherical indents.
Acta Materialia **48**, 3451-3464.

ALEXANDER, D.J., BERNSTEIN, I.M. (1982)

The cleavage plane of pearlite.
Metallurgical Transactions **13A**, 1865-1868.

ASM METALS HANDBOOK (1990)

Volume 1. Properties and selection: iron, steels and high-performance alloys.
ASM International.

ASTIZ, M.A. (1986)

An incompatible singular elastic element for two- and three-dimensional crack problems.
International Journal of Fracture **31**, 105-124.

ASTIZ, M.A., ELICES, M. (1980)

On the application of the stiffness derivative method to two and three-dimensional fracture problems.
Proceedings of the 2nd International Conference Numerical Methods on Fracture Mechanics,
Pineridge Press, Swansea, UK, pp. 93-106.

ATHANASSIADIS, A., BOISSENOT, J.M., BREVET, P., FRANCOIS, D., RAHARINAIVO, A. (1981)

Linear elastic fracture mechanics computations of cracked cylindrical tensioned bodies.
International Journal of Fracture **17**, 553-566.

ATIENZA, J.M. (2001)

Tensiones residuales en alambres de acero trefilados.
Tesis Doctoral, Universidad Politécnica de Madrid.

ATIENZA, J.M., MARTÍNEZ-PÉREZ, M.L., RUIZ-HERVIAS, J., MOMPEAN, F.J., GARCÍA-HERNÁNDEZ, M., ELICES, M. (2005a)

Residual stresses in cold drawn ferritic rods.

Scripta Materialia **52**, 305-309.

ATIENZA, J.M., RUIZ, J., ELICES, M. (2003)

Influencia de las tensiones residuales en el ensayo FIP de corrosión bajo tensión de los alambres de pretensado.

Anales de Mecánica de la Fractura **20**, 167-172.

ATIENZA, J.M., RUIZ-HERVIAS, J., MARTÍNEZ-PÉREZ, M.L., MOMPEAN, F.J., GARCÍA-HERNÁNDEZ, M., ELICES, M. (2005b)

Residual stresses in cold drawn pearlitic rods.

Scripta Materialia **52**, 1223-1228.

AYASO, F.J. (2001)

Fractura de alambres entallados de acero eutectoide progresivamente trefilado.

Tesis Doctoral, Universidad de La Coruña.

AYASO, F.J., GONZÁLEZ, B., MATOS, J.C., VERGARA, D., LORENZO, M., TORIBIO, J. (2005)

Análisis fractográfico de acero perlítico con distinto grado de trefilado en el ensayo de tracción simple.

Anales de Mecánica de la Fractura **22**, 128-133.

AYASO, F.J., GONZÁLEZ, B., TORIBIO, J. (2007)

Influencia de las inclusiones sobre el comportamiento en fractura de aceros perlíticos trefilados.

Anales de Mecánica de la Fractura **24**, 99-104.

AYASO, F.J., TORIBIO, J. (2008)

Daño microestructural producido en colonias de perlita como consecuencia exclusiva del proceso de trefilado.

Anales de Mecánica de la Fractura **25**, 248-253.

BARENBLATT, G.I. (1962)

The mathematical theory of equilibrium cracks in brittle fracture.

Advances in Applied Mechanics **7**, 55-129.

BAUSCHINGER, J. (1886)

Ueber die veränderungen der elstizitätsgrenze und der festigkeit des eisens und stahls durch strecken, quetschen, erwärmen abkühlen und durch oftmals wiederholte belastung.

Mitt: Mech-Tech Lab., XIII München.

BERETTA, S., MATTEAZZI, S. (1996)

Short crack propagation in eutectoid steel wires.

International Journal of Fatigue **18**, 451-456.

BLACKBURN, W.S. (1976)

Calculation of stress intensity factors for straight cracks in grooved and ungrooved shafts.

Engineering Fracture Mechanics **8**, 731-736.

BOWER, A.F. (1989)

Cyclic hardening properties of hard-drawn copper and rail steel.
Journal of the Mechanics and Physics of Solids **37**, 455-470.

BRAMFITT, B.L., MARDER, A.R. (1973)

A transmission-electron-microscopy study of the substructure of high-purity pearlite.
Metallography **6**, 483-495.

BRITISH STANDARDS BSI 7910:1999 (1999)

Guide on methods for assessing the acceptability of flaws in fusion welded structures.
BSI, London.

BUONO, V.T.L., GONZÁLEZ, B.M., LIMA, T.M., ANDRADE, M.S. (1997)

Measurement of fine pearlite interlamellar spacing by atomic force microscopy.
Journal of Materials Science **32**, 1005-1008.

BUSH, A.J. (1976)

Experimentally determined stress-intensity factors for single-edge-crack round bars loaded in bending.
Experimental Mechanics **16**, 249-257.

BUSH, A.J. (1981)

Stress intensity factors for single-edge-crack solid and hollow round bars loaded in tension.
Journal of Testing and Evaluation **9**, 216-223.

CAI, C.Q., SHIN, C.S. (2004)

A discussion on "The stress intensity factor study of an elliptical cracked shaft" by Y.S. Shih and J.J. Chen.
Nuclear Engineering and Design **227**, 355-358.

CAI, C.Q., SHIN, C.S. (2005)

A normalized area-compliance method for monitoring surface crack development in a cylindrical rod.
International Journal of Fatigue **27**, 801-809.

CARPINTERI, A. (1992a)

Elliptical-arc surface cracks in round bars.
Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures **15**, 1141-1153.

CARPINTERI, A. (1992b)

Stress intensity factors for straight-fronted edge cracks in round bars.
Engineering Fracture Mechanics **42**, 1035-1040.

CARPINTERI, A. (1993)

Shape change of surface cracks in round bars under cyclic axial loading.
International Journal of Fatigue **15**, 21-26.

CARPINTERI, A. (1994)

Propagation of surface cracks under cyclic loading.
Handbook of Fatigue Crack Propagation in Metallic Structures (A. Carpinteri, Ed.). Elsevier Science B.V., The Netherlands, pp. 653-705.

- CARPINTERI, A., BRIGHENTI, R., VANTADORI, S. (2006)
Surface cracks in notched round bars under cyclic tension and bending.
International Journal of Fatigue **3**, 251-260.
- CASPERS, M., MATTHECK, C., MUNZ, D. (1986)
Fatigue crack propagation in cylindrical bars.
Materialwissenschaft und Werkstofftechnik **17**, 327-333.
- CHAKRABORTI, P.C., MITRA, M.K. (2006)
Microstructural response on the room temperature low cycle fatigue behaviour of two high strength duplex ferrite-martensite steels and a normalised ferrite-pearlite steel.
International Journal of Fatigue **28**, 194-202.
- CHAPETTI, M.D., MIYATA, H., TAGAWA, T., MIYATA, T., FUJIOKA, M. (2005)
Fatigue crack propagation behaviour in ultra-fine grained low carbon steel.
International Journal of Fatigue **27**, 235-243.
- CHOI, H.-C., PARK, K.-T. (1996)
The effect of carbon content on the Hall-Petch parameter in the cold drawn hypereutectoid steels.
Scripta Materialia **34**, 857-862.
- COSTA, J.E., THOMPSON, A.W. (1982)
Hydrogen cracking in nominally pearlitic 1045 steel.
Metallurgical Transactions **13A**, 1315-1318.
- COTRINA, E., IZA-MENDIA, A., LÓPEZ, B., RODRÍGUEZ-IBABE, J.M. (2004)
Estudio de las cinéticas de transformación de la perlita en condiciones de enfriamiento continuo en aceros eutectoides.
Actas del VIII Congreso Nacional de Materiales, Valencia, España, pp. 433-440.
- COTTERELL, M., SCHAMBERGEROVA, J., ZIEGELHEIM, J., JANOVEC, J. (2002)
Dependence of micro-hardness on deformation of deep-drawing steel sheets.
Journal of Materials Processing Technology **124**, 293-296.
- COURONEAU, N., ROYER, J. (1998)
Simplified model for the fatigue growth analysis of surface cracks in round bars under mode I.
International Journal of Fatigue **20**, 711-718.
- COURONEAU, N., ROYER, J. (2000)
Simplifying hypotheses for the fatigue growth analysis of surface cracks in round bars.
Computers and Structures **77**, 381-389.
- DA FONTE, M., DE FREITAS, M. (1999)
Stress intensity factors for semi-elliptical surface cracks in round bars under bending and torsion.
International Journal of Fatigue **21**, 457-463.
- DANOIX, F., JULIEN, D., SAUVAGE, X., COPREAUX, J. (1998)
Direct evidence of cementite dissolution in drawn pearlitic steels observed by tomographic atom probe.
Materials Science and Engineering **A250**, 8-13.

- DAOUD, O.E.K., CARTWRIGHT, D.J. (1984)
Strain energy release rates for a straight-fronted edge crack in a circular bar subject to bending.
Engineering Fracture Mechanics **19**, 701-707.
- DAOUD, O.E.K., CARTWRIGHT, D.J. (1985)
Strain energy release rate for a circular-arc edge crack in a bar under tension or bending.
The Journal of Strain Analysis for Engineering Design **20**, 53-58.
- DAOUD, O.E.K., CARTWRIGHT, D.J., CARNEY, M. (1978)
Strain-energy release rate for a single-edge-cracked circular bar in tension.
The Journal of Strain Analysis for Engineering Design **13**, 83-89.
- DINDA, S., KUJAWSKI, D. (2004)
Correlation and prediction of fatigue crack growth for different R -ratios using K_{\max} and ΔK^+ parameters.
Engineering Fracture Mechanics **71**, 1779-1790.
- DOLLAR, M., BERNSTEIN, I.M., THOMPSON, A.W. (1988)
Influence of deformation substructure on flow and fracture of fully pearlitic steel.
Acta Metallurgica **36**, 311-320.
- DOQUET, V., POMMIER, S. (2004)
Fatigue crack growth under non-proportional mixed-mode loading in ferritic-pearlitic steel.
Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures **27**, 1051-1060.
- DUGDALE, D.S. (1960)
Yielding of steel sheets containing slits.
Journal of the Mechanics and Physics of Solids **8**, 100-104.
- EL-SHABASY, A.B., LEWANDOWSKI, J.J. (2004)
Effects of load ratio, R , and test temperature on fatigue crack growth of fully pearlitic eutectoid steel (fatigue crack growth of pearlitic steel).
International Journal of Fatigue **26**, 305-309.
- ELBER, W. (1970)
Fatigue crack closure under cyclic tension.
Engineering Fracture Mechanics **2**, 37-45.
- ELICES, M. (2004)
Influence of residual stresses in the performance of cold-drawn pearlitic wires.
Journal of Materials Science **39**, 3889-3899.
- EMBURY, J.D., FISHER, R.M. (1966)
The structure and properties of drawn pearlite.
Acta Metallurgica **14**, 147-159.
- FORMAN, R.G., SHIVAKUMAR, V. (1986)
Growth behavior of surface cracks in the circumferencial plane of solid and hollow cylinders.
Fracture Mechanics: Seventeenth Volume, ASTM STP **905**, 59-74.

GARCÍA, F. (2003)

Modelización de las transformaciones de fase en calentamiento continuo de aceros con microestructura inicial de ferrita, perlita y ferrita-perlita.

Tesis Doctoral, Universidad Complutense de Madrid.

GAVRILJUK, V.G. (2002)

Comment on "Cementite decomposition in heavily drawn pearlite steel wire".

Scripta Materialia **46**, 175-177.

GAVRILJUK, V.G. (2003)

Decomposition of cementite in pearlitic steel due to plastic deformation.

Materials Science and Engineering **A345**, 81-89.

GIL SEVILLANO, J. (2003)

Comment on "Lattice constant dependence of elastic modulus for ultrafine grained mild steel".

Scripta Materialia **49**, 913-916.

GIL SEVILLANO, J., AERNOUDT, E. (1987)

Low energy dislocation structures in highly deformed materials.

Materials Science and Engineering **86**, 35-51.

GONZÁLEZ, B. (2007)

Influencia del proceso de fabricación en el comportamiento plástico y en fractura de aceros de pretensado.

Tesis Doctoral, Universidad de Salamanca.

GONZÁLEZ, B., MATOS, J.C., KHARIN, V., TORIBIO, J. (2006)

Microdaño por indentación aguda vickers en acero eutectoide progresivamente trefilado.

Anales de Mecánica de la Fractura **23**, 85-90.

GONZÁLEZ, B., MATOS, J.C., TORIBIO, J. (2005)

Fisuración por fatiga en alambres de acero de pretensado.

Anales de Mecánica de la Fractura **22**, 134-139.

GRAY III, G.T., THOMPSON, A.W., WILLIAMS, J.C. (1985)

Influence of microstructure on fatigue crack initiation in fully pearlitic steels.

Metallurgical Transactions **16A**, 753-760.

GUO, W., SHEN, H., LI, H. (2003)

Stress intensity factors for elliptical surface cracks in round bars with different stress concentration coefficient.

International Journal of Fatigue **25**, 733-741.

HALL, E.O. (1951)

The deformation and ageing of mild steel: III discussion of results.

Proceedings of the Physical Society, Section **B64**, 747-753.

HANLON, T., KWON, Y.N., SURESH, S. (2003)

Grain size effects on the fatigue response of nanocrystalline metals.

Scripta Materialia **49**, 675-680.

HÄRKEGÅRD, G. (1974)

An experimental study of the influence of inclusions on the fatigue properties of steel.
Engineering Fracture Mechanics **6**, 795-805.

HASHIMOTO, T.M., PEREIRA, M.S. (1996)

Fatigue life studies in carbon dual-phase steels.
International Journal of Fatigue **18**, 529-533.

HØJFELDT, E., ØSTERVIG, C.B. (1986)

Fatigue crack propagation in shafts with shoulder fillets.
Engineering Fracture Mechanics **25**, 421-427.

HONO, K., OHNUMA, M., MURAYAMA, M., NISHIDA, S., YOSHIE, A., TAKAHASHI, T. (2001)

Cementite decomposition in heavily drawn pearlite steel wire.
Scripta Materialia **44**, 977-983.

HU, X., VAN HOUTTE, P., LIEBEHERR, M., WALENTEK, A., SEEFELDT, M., VANDEKINDEREN, H. (2006)

Modeling work hardening of pearlitic steels by phenomenological and Taylor-type micro-mechanical models.
Acta Materialia **54**, 1029-1040.

HYZAK, J.M., BERNSTEIN, I.M. (1976)

The role of microstructure on the strength and toughness of fully pearlitic steels.
Metallurgical Transactions **7A**, 1217-1224.

IRWIN, G.R. (1960)

Plastic zone near a crack and fracture toughness.
Mechanical and Metallurgical Behaviour of Sheet Materials, Proceedings of the Seventh Sagamore Ordnance, Materials Research Conference, Section IV. Syracuse University, New York, USA, pp. 63-71.

JAMES, L.A., MILLS, W.J. (1988)

Review and synthesis of stress intensity factor solutions applicable to cracks in bolts.
Engineering Fracture Mechanics **30**, 641-654.

JOHNSON, R.N. (1972)

Fracture of a cracked solid circular cylinder.
Ph. D. Thesis, University of Wisconsin, Madison.

KAMAT, S.V., SRINIVAS, M. (1999)

Effect of load ratio on the fatigue crack growth behaviour of DISPAL 2 alloy.
International Journal of Fatigue **21**, 169-172.

KANG, G.Z., LI, Y.G., ZHANG, J., SUN, Y.F., GAO, Q. (2005)

Uniaxial ratcheting and failure behaviors of two steels.
Theoretical and Applied Fracture Mechanics **43**, 199-209.

KARLSSON, B., LINDÉN, G. (1975)

Plastic deformation of eutectoid steel with different cementite morphologies.
Materials Science and Engineering **17**, 153-164.

- KAVISHE, F.P.L., BAKER, T.J. (1986)
Effect of prior austenite grain size and pearlite interlamellar spacing on strength and fracture toughness of a eutectoid rail steel.
Materials Science and Technology **2**, 816-822.
- KAYNAK, C., ANKARA, A., BAKER, T.J. (1996)
A comparison of short and long fatigue crack growth in steel.
International Journal of Fatigue **18**, 17-23.
- KIM, J.-K., KIM, C.-S. (2002)
Fatigue crack growth behavior of rail steel under mode I and mixed mode loadings.
Materials Science and Engineering **A338**, 191-201.
- KOHOUT, J. (1999)
A new function describing fatigue crack growth curves.
International Journal of Fatigue **21**, 813-821.
- KORDA, A.A., MUTOH, Y., MIYASHITA, Y., SADASUE, T. (2006a)
Effects of pearlite morphology and specimen thickness on fatigue crack growth resistance in ferritic-pearlitic steels.
Materials Science and Engineering **A428**, 262-269.
- KORDA, A.A., MUTOH, Y., MIYASHITA, Y., SADASUE, T., MANNAN, S.L. (2006b)
In situ observation of fatigue crack retardation in banded ferrite-pearlite microstructure due to crack branching.
Scripta Materialia **54**, 1835-1840.
- KUJAWSKI, D., STOYCHEV, S. (2003)
Parametric study on the variability of opening load determination.
International Journal of Fatigue **25**, 1181-1187.
- LANGFORD, G. (1977)
Deformation of pearlite.
Metallurgical Transactions **8A**, 861-875.
- LANGUILLAUME, J., KAPELSKI, G., BAUDELET, B. (1997a)
Cementite dissolution in heavily cold drawn pearlitic steel wires.
Acta Materialia **45**, 1201-1212.
- LANGUILLAUME, J., KAPELSKI, G., BAUDELET, B. (1997b)
Evolution of the tensile strength in heavily cold drawn and annealed pearlitic steel wires.
Materials Letters **33**, 241-245.
- LARSSON, P.L. (2001)
Investigation of sharp contact at rigid-plastic conditions.
International Journal of Mechanical Sciences **43**, 895-920.
- LENETS, Y.N., BELLOW, R.S. (2000)
Crack propagation life prediction for Ti-6Al-4V based on striation spacing measurements.
International Journal of Fatigue **22**, 521-529.

- LEVAN, A., ROYER, J. (1993)
Part-circular surface cracks in round bars under tension, bending and twisting.
International Journal of Fracture **61**, 71-99.
- LEWANDOWSKI, J.J., THOMPSON, A.W. (1986)
Effects of the prior austenite grain size on the ductility of fully pearlitic eutectoid steel.
Metallurgical Transactions **17A**, 461-472.
- LIN, X.B., SMITH, R.A. (1997)
Shape growth simulation of surface cracks in tension fatigued round bars.
International Journal of Fatigue **19**, 461-469.
- LIN, X.B., SMITH, R.A. (1998)
Fatigue growth simulation for cracks in notched and unnotched round bars.
International Journal of Mechanics Sciences **40**, 405-419.
- LIN, X.B., SMITH, R.A. (1999)
Shape evolution of surface cracks in fatigued round bars with a semicircular circumferential notch.
International Journal of Fatigue **21**, 965-973.
- LIU, M., SHI, B., GUO, J., CAI, X., SONG, H. (2003)
Lattice constant dependence of elastic modulus for ultrafine grained mild steel.
Scripta Materialia **49**, 167-171.
- LLORCA, J., SÁNCHEZ-GÁLVEZ, V. (1987)
Fatigue threshold determination in high strength cold drawn eutectoid steel wires.
Engineering Fracture Mechanics **26**, 869-882.
- LLORCA, J., SÁNCHEZ-GÁLVEZ, V. (1989)
Fatigue limit and fatigue life prediction in high strength cold drawn eutectoid steel wires.
Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures **12**, 31-45.
- LLORCA, J., SÁNCHEZ-GÁLVEZ, V. (1990)
Modelling plasticity-induced fatigue crack closure.
Engineering Fracture Mechanics **37**, 185-196.
- LORENTZEN, T., KJAER, N.E., HENRIKSEN, T.K. (1986)
The application of fracture mechanics to surface cracks in shafts.
Engineering Fracture Mechanics **23**, 1005-1014.
- MACKAY, T.L., ALPERIN, B.J. (1985)
Stress intensity factors for fatigue cracking in high-strength bolts.
Engineering Fracture Mechanics **21**, 391-397.
- MAHMOUD, M.A. (1990)
Surface fatigue crack growth under combined tension and bending loading.
Engineering Fracture Mechanics **36**, 389-395.
- MAKABE, C., PURNOWIDODO, A., MCEVILY, A.J. (2004)
Effects of surface deformation and crack closure on fatigue crack propagation after overloading and underloading.
International Journal of Fatigue **26**, 1341-1348.

- MASOUNAVE, J., BAILON, J.-P. (1975)
The dependence of the threshold stress intensity factor on the cyclic stress ratio in fatigue of ferritic-pearlitic steels.
Scripta Metallurgica **9**, 723-730.
- MATTHECK, C., MORAWIETZ, P., MÜLLER, S., MUNZ, D., KOBER, A. (1984)
Bruchmechanik an rissen in wellen and schrauben.
Der Machinenschaden **57**, 73-76.
- MILLER, L.E., SMITH, G.C. (1970)
Tensile fracture in carbon steels.
Journal of the Iron and Steel Institute **208**, 998-1005.
- MSC MARC (2001)
User's Guide.
The MSC Software Corporation, Los Angeles, CA.
- MUTOH, Y., KORDA, A.A., MIYASHITA, Y., SADASUE, T. (2007)
Stress shielding and fatigue crack growth resistance in ferritic-pearlitic steel.
Materials Science and Engineering **A468-470**, 114-119.
- NAM, W.J., BAE, C.M. (1995)
Void initiation and microstructural changes during wire drawing of pearlitic steels.
Materials Science and Engineering **A203**, 278-285.
- NAM, W.J., BAE, C.M., LEE, C.S. (2002)
Effect of carbon content on the Hall-Petch parameter in cold drawn pearlitic steel wires.
Journal of Materials Science **37**, 2243-2249.
- NAM, W.J., BAE, C.M., OH, S.J., KWON, S.-J. (2000)
Effect of interlamellar spacing on cementite dissolution during wire drawing of pearlitic steel wires.
Scripta Materialia **42**, 457-463.
- NARASIAH, N., RAY, K.K. (2006)
Study of short crack growth behaviour in single and multiphase steels using rotating bending machine.
International Journal of Fatigue **28**, 891-900.
- NEZU, K., MACHIDA, S., NAKAMURA, H. (1982)
SIF of surface cracks and fatigue crack propagation behaviour in a cylindrical bar.
Proceedings of the 25th Japan Congress on Materials Research, Tokyo, Japan, pp. 87-92.
- NORD, K.J., CHUNG, T.J. (1986)
Fracture and surface flaws in smooth and threaded round bars.
International Journal of Fracture **30**, 47-55.
- OCENÁSEK, J., RODRÍGUEZ, M., WEYGAND, S.M., RIEDEL, H. (2007)
Multi-grain finite element model for studying the wire drawing process.
Computational Materials Science **39**, 23-28.

- OHKI, T., YAGUCHI, H., MAKI, K., MINAMIDA, T., IBARAKI, N., NASU, S. (1998)
Change in the form of cementite in high carbon steel wires.
Hyperfine Interactions **112**, 147-150.
- OKAYASU, M., CHEN, D., WANG, Z. (2006)
Experimental study of the effect of loading condition on fracture surface contact features and crack closure behavior in a carbon steel.
Engineering Fracture Mechanics **73**, 1117-1132.
- OUCHTERLONY, F. (1981)
Extension of the compliance and stress intensity formulas for the single edge crack round bar in bending.
Fracture Mechanics for Ceramics, Rocks, and Concrete, ASTM STP 745, 237-256.
- OVEJERO, E. (1998)
Fractura en ambiente agresivo de aceros perlíticos con distinto grado de trefilado.
Tesis Doctoral, Universidad de La Coruña.
- PARIS, P.C., ERDOGAN, F. (1963)
A critical analysis of crack propagation laws.
Journal of Basic Engineering **85D**, 528-534.
- PEETERS, B., KALIDINDI, S.R., TEODOSIU, C., HOUTTE, P.V., AERNOUDT, E. (2002)
A theoretical investigation of the influence of dislocation sheets on evolution of yield surfaces in single-phase B.C.C. polycrystals.
Journal of the Mechanics and Physics of Solids **50**, 783-807.
- PETCH, N.J. (1953)
The cleavage strength of polycrystals.
Journal of Iron and Steel Institute **174**, 25-30.
- POMMIER, S., DE FREITAS, M. (2002)
Effect of fatigue crack growth of interactions between overloads.
Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures **25**, 709-722.
- RAJU, I.S., NEWMAN, J.C. (1986)
Stress intensity factors for circumferential surface cracks in pipes and rods.
Fracture Mechanics: Seventeenth Volume, ASTM STP 905, 789-805.
- RAVICHANDRAN, K.S. (1991)
A rationalisation of fatigue thresholds in pearlitic steels using a theoretical model.
Acta Metallurgica et Materialia **39**, 1331-1341.
- RAY, K.K., NARASAIHAH, N., SIVAKUMAR, R. (2004)
Studies on short fatigue crack growth behavior of a plain carbon steel using a new specimen configuration.
Materials Science and Engineering **A372**, 81-90.
- RICE, J.R. (1967)
Mechanics of crack tip deformation and extension by fatigue.
Fatigue crack propagation - ASTM STP 415, 247-311.

RIDLEY, N. (1984)

A review of the data on the interlamellar spacing of pearlite.
Metallurgical Transactions **15A**, 1019-1036.

ROOKE, D.R., CARTWRIGHT, D.J. (1976)

Compendium of stress intensity factors.
HMSO, London.

RUBIO, L., MUÑOZ, B. (2007)

Determinación de la flexibilidad de ejes con fisuras de frente elíptico.
Anales de Mecánica de la Fractura **24**, 587-592.

SADANANDA, K., VASUDEVAN, A.K. (2003)

Fatigue crack growth mechanisms in steels.
International Journal of Fatigue **25**, 899-914.

SADANANDA, K., VASUDEVAN, A.K. (2004)

Crack tip driving forces and crack growth representation under fatigue.
International Journal of Fatigue **26**, 39-47.

SALAH EL-DIN, A.S., LOVEGROVE, J.M. (1981)

Stress intensity factors for fatigue cracking of round bars.
International Journal of Fatigue **3**, 117-123.

SANKARAN, S., SUBRAMANYA SARMA, V., PADMANABHAN, K.A., JAEGER, G., KOETHE, A. (2003)

High cycle fatigue behaviour of a multiphase microalloyed medium carbon steel: a comparison between ferrite-pearlite and tempered martensite microstructures.
Materials Science and Engineering **A362**, 249-256.

SHIH, Y.S., CHEN, J.-J. (1997)

Analysis of fatigue crack growth on a cracked shaft.
International Journal of Fatigue **19**, 477-485.

SHIH, Y.S., CHEN, J.-J. (2002)

The stress intensity factor study of an elliptical cracked shaft.
Nuclear Engineering and Design **214**, 137-145.

SHIN, C.S., CAI, C.Q. (2004)

Experimental and finite element analyses on stress intensity factors of an elliptical surface crack in a circular shaft under tension and bending.
International Journal of Fracture **129**, 239-264.

SHIN, C.S., CAI, C.Q. (2006)

Fatigue crack propagation properties from small sized rod specimens.
Nuclear Engineering and Design **236**, 2574-2579.

SHIN, C.S., CAI, C.Q. (2007)

Evaluating fatigue crack propagation properties using a cylindrical rod specimen.
International Journal of Fatigue **29**, 397-405.

- SI, E. (1990a)
Stress intensity factors for edge cracks in round bars.
Engineering Fracture Mechanics **37**, 805-812.
- SI, E. (1990b)
Stress intensity factors for surface cracks emanating from the circumferential notch root in notched round bars.
Engineering Fracture Mechanics **37**, 813-816.
- SMITH, R.A., MILLER, K.J. (1978)
Prediction of fatigue regimes in notched components.
International Journal of Mechanical Sciences **20**, 201-206.
- SONG, H.R., KANG, E.G., NAM, W.J. (2007)
Effect of alloying elements on work hardening behavior in cold drawn hyper-eutectoid steel wires.
Materials Science and Engineering **A449-451**, 1147-1150.
- STOYCHEV, S., KUJAWSKI, D. (2005)
Analysis of crack propagation using ΔK and K_{max} .
International Journal of Fatigue **27**, 1425-1431.
- SUBRAMANYA SARMA, V., PADMANABHAN, K.A., JAEGER, G., KOETHE, A., SCHAPER, M. (2000)
On the fatigue crack growth behaviour of two ferrite-pearlite microalloyed steels.
Materials Letters **46**, 185-188.
- SUGIMURA, Y., GRONDIN, L., SURESH, S. (1995)
Fatigue crack growth at arbitrary angles to bimaterial interfaces.
Scripta Metallurgica et Materialia **33**, 2007-2012.
- SUGIMURA, Y., LIM, P.G., SHIH, C.F., SURESH, S. (1995)
Fracture normal to a bimaterial interface: effects of plasticity on crack-tip shielding and amplification.
Acta Metallurgica et Materialia **43**, 1157-1169.
- SURESH, S. (1983)
Micromechanisms of fatigue crack growth retardation following overloads.
Engineering Fracture Mechanics **18**, 577-593.
- SURESH, S. (1994)
Fatigue of materials.
University Press. Cambridge.
- SURESH, S., GIANNAKOPOULOS, A.E. (1998)
A new method for estimating residual stresses by instrumented sharp indentation.
Acta Materialia **46**, 5755-5767.
- SURESH, S., RITCHIE, R.O. (1981)
On the influence of fatigue underloads on cyclic crack growth at low stress intensities.
Materials Science and Engineering **51**, 61-69.

- TANAKA, K., MASUDA, C., NISHIJIMA, S. (1981)
The generalized relationship between the parameters C and m of Paris' law for fatigue crack growth.
Scripta Metallurgica **15**, 259-264.
- THOMPSON, A.W., CHESNUTT, J.C. (1979)
Identification of a fracture mode: the tearing topography surface.
Metallurgical Transactions **10A**, 1193-1196.
- TOLEDANO, M. (1998)
Fatiga y fractura de aceros perlíticos con distinto grado de trefilado.
Tesis Doctoral, Universidad de La Coruña.
- TOMOTA, Y., LUKÁS, P., NEOV, D., HARJO, S., ABE, Y.R. (2003)
In situ neutron diffraction during tensile deformation of a ferrite-cementite steel.
Acta Materialia **51**, 805-817.
- TORIBIO, J. (1992)
On the intrinsic character of the stress-strain curve of a prestressing steel.
Journal of Testing and Evaluation **20**, 357-362.
- TORIBIO, J. (1997)
Fracture mechanics approach to hydrogen assisted microdamage in eutectoid steel.
Metallurgical and Materials Transactions **28A**, 191-197.
- TORIBIO, J. (2002a)
Evolution of fracture behaviour in progressively drawn pearlitic steel.
ISIJ International **42**, 656-662.
- TORIBIO, J. (2002b)
A fracture criterion for high-strength steel cracked wires.
Structural Engineering and Mechanics **14**, 209-221.
- TORIBIO, J. (2004)
Relationship between microstructure and strength in eutectoid steels.
Materials Science and Engineering **A387-389**, 227-230.
- TORIBIO, J., GONZÁLEZ, B., MATOS, J.C. (2007)
Fatigue crack propagation in cold drawn steel.
Materials Science and Engineering **468-470**, 267-272.
- TORIBIO, J., KHARIN, V. (2004)
Role of crack tip mechanics in stress corrosion cracking of high-strength steels.
International Journal of Fracture **126**, L57-L63.
- TORIBIO, J., KHARIN, V. (2006)
Fractographic and numerical study of hydrogen-plasticity interactions near a crack tip.
Journal of Materials Science **41**, 6015-6025.
- TORIBIO, J., LANCHÁ, A.M., ELICES, M. (1991)
Characteristics of the new tearing topography surface.
Scripta Metallurgica et Materialia **25**, 2239-2244.

- TORIBIO, J., OVEJERO, E. (1997)
Microstructure evolution in a pearlitic steel subjected to progressive plastic deformation.
Materials Science and Engineering **A234-236**, 579-582.
- TORIBIO, J., OVEJERO, E. (1998a)
Effect of cold drawing on microstructure and corrosion performance of high-strength steel.
Mechanics of Time-Dependent Materials **1**, 307-319.
- TORIBIO, J., OVEJERO, E. (1998b)
Effect of cumulative cold drawing on the pearlite interlamellar spacing in eutectoid steel.
Scripta Materialia **39**, 323-328.
- TORIBIO, J., OVEJERO, E. (1998c)
Microstructure orientation in a pearlitic steel subjected to progressive plastic deformation.
Journal of Materials Science Letters **17**, 1037-1040.
- TORIBIO, J., OVEJERO, E. (1999)
Role of crack tip blunting in stress corrosion cracking of high-strength steels.
International Journal of Fracture **98**, L31-L36.
- TORIBIO, J., OVEJERO, E. (2005)
Failure analysis of cold drawn prestressing steel wires subjected to stress corrosion cracking.
Engineering Failure Analysis **12**, 654-661.
- TORIBIO, J., OVEJERO, E., AYASO, F.J., RODRIGUEZ, R. (2008)
Identificación de nuevas unidades microestructurales en aceros eutectoides trefilados.
INASMET, San Sebastián, España, pp. 1-12.
- TORIBIO, J., OVEJERO, E., TOLEDANO, M. (1997)
Microstructural bases of anisotropic fracture behaviour of heavily drawn steel.
International Journal of Fracture **87**, L83-L88.
- TORIBIO, J., TOLEDANO, M. (1999)
Fatigue behaviour of progressively drawn steels.
Proceedings of the Seventh International Fatigue Congress (Fatigue '99) Vol. 4 (X.R. Wu, Z.G. Wang, Eds.). Higher Education Press, China, pp. 2455-2460.
- TORIBIO, J., TOLEDANO, M. (2000)
Fatigue and fracture performance of cold drawn wires for prestressed concrete.
Construction and Building Materials **14**, 47-53.
- TORIBIO, J., VALIENTE, A. (2006)
Failure analysis of cold drawn eutectoid steel wires for prestressed concrete.
Engineering Failure Analysis **13**, 301-311.
- TOYOSADA, M., NIWA, T., SAKAI, J. (1997)
Physical meaning of ΔK_{RP} and fatigue crack propagation in the residual stress distribution field.
International Journal of Fatigue **19**, S161-S166.
- TRANTINA, G.G., DELORENZI, H.G., WILKENING, W.W. (1983)
Three-dimensional elastic-plastic finite element analysis of small surface cracks.
Engineering Fracture Mechanics **18**, 925-938.

- UNDERWOOD, E.E. (1995)
Quantitative Metallography.
ASM Handbook 6th Edition (Vol 9 Metallography and Microstructures).
ASM International, Materials Park, USA, pp.
- VALIENTE, A. (1980)
Criterios de fractura para alambres.
Tesis Doctoral, Universidad Politécnica de Madrid, pp. 112-114.
- VASUDEVAN, A.K., SADANANDA, K., GLINKA, G. (2001)
Critical parameters for fatigue damage.
International Journal of Fatigue **23**, S39-S53.
- VASUDEVAN, A.K., SADANANDA, K., LOUAT, N. (1993)
Two critical stress intensities for threshold fatigue crack propagation.
Scripta Metallurgica et Materialia **28**, 65-70.
- VERGARA, D. (2007)
Fragilización por hidrógeno de aceros de pretensado sometidos a estados triaxiales de tensión.
Tesis Doctoral, Universidad de Salamanca.
- WALTHER, F., EIFLER, D. (2004)
Local cyclic deformation behaviour and microstructure of railway wheel materials.
Materials Science and Engineering **A387-389**, 481-485.
- WETSCHER, F., STOCK, R., PIPPAN, R. (2007)
Changes in the mechanical properties of a pearlitic steel due to large shear deformation.
Materials Science and Engineering **A445-446**, 237-243.
- WETSCHER, F., VORHAUER, A., STOCK, R., PIPPAN, R. (2004)
Structural refinement of low alloyed steels during severe plastic deformation.
Materials Science and Engineering **A387-389**, 809-816.
- WILHEM, D., FITZGERALD, J., CARTER, J., DITTMER, D. (1981)
An empirical approach to determining K for surface cracks.
Advances in Fracture Research (Fracture 81) Vol. 1 (D. Francois Ed.), Pergamon Press, Elmsford, New York, USA, pp. 11-21.
- YAREMA, S.Y. (1994)
Test method for the determination of crack growth rates and crack growth resistance under cyclic loading.
Academy of Sciences of Ukraine, National Karpenko Physico-Mechanical Institute, Lviv.
- YE, D.-Y., WANG, D.-J., AN, P. (1996)
Characteristics of the change in the surface microhardness during high cycle fatigue damage.
Materials Chemistry and Physics **44**, 179-181.
- ZELIN, M. (2002)
Microstructure evolution in pearlitic steels during wire drawing.
Acta Materialia **50**, 4431-4447.

ZEREN, A., ZEREN, M. (2003)

Stress relaxation properties of prestressed steel wires.

Journal of Materials Processing Technology **141**, 86-92.

ZHANG, J., HE, X.D., DU, S.Y. (2005)

Analyses of the fatigue crack propagation process and stress ratio effects using the two parameter method.

International Journal of Fatigue **27**, 1314-1318.

ZHANG, M., YANG, P., TAN, Y. (1999)

Micromechanisms of fatigue crack nucleation and short crack growth in a low carbon steel under low cycle impact fatigue loading.

International Journal of Fatigue **21**, 823-830.

ZHENYAO, T. (1982)

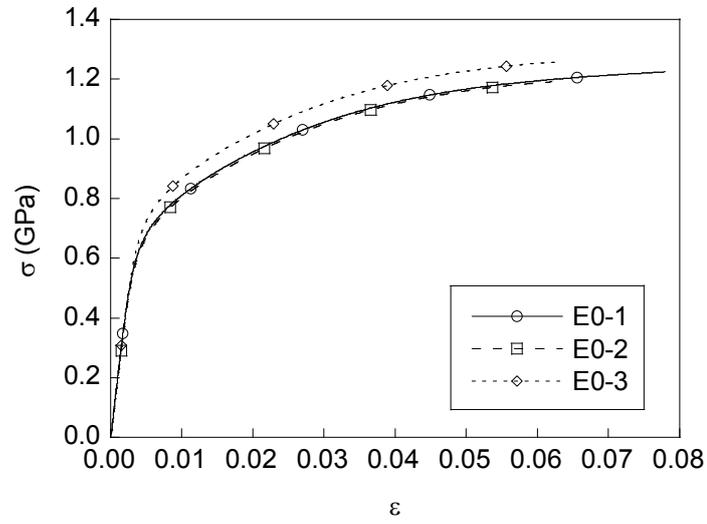
A new statistical relation between the strength and the microstructural parameters.

Materials Science and Engineering **56**, 73-85.

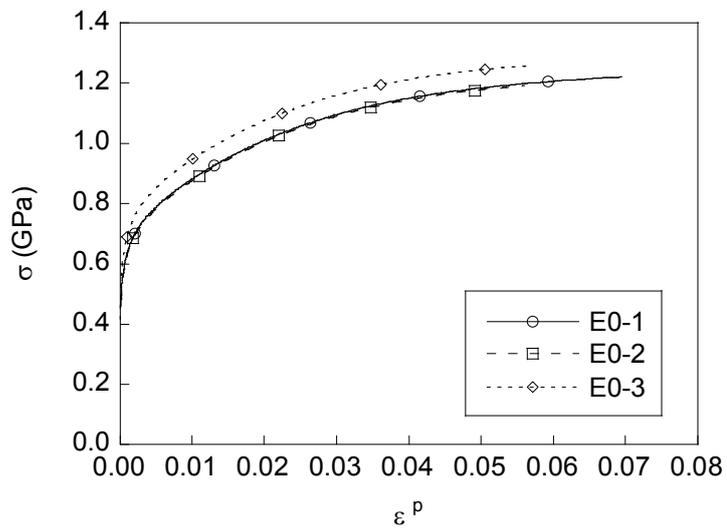
ANEXO I

CARACTERIZACIÓN DE LOS ENSAYOS DE TRACCIÓN SIMPLE

ACERO E0

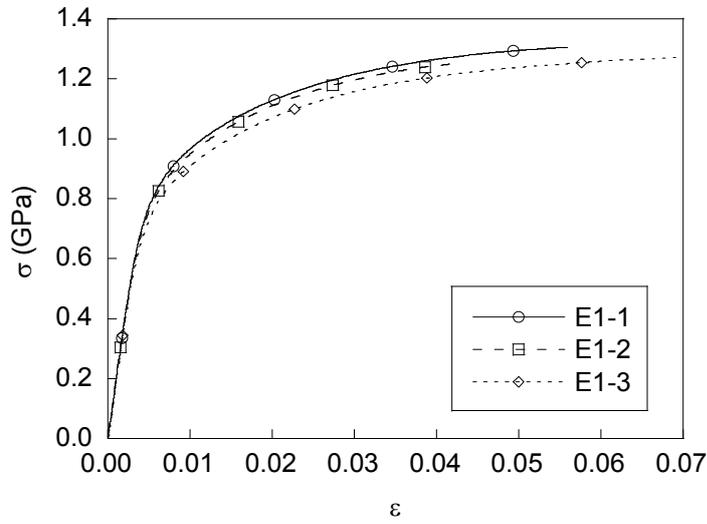


ENSAYO	D (mm)	E (GPa)	$R(E)$	σ_Y (GPa)	σ_{\max} (GPa)	ϵ_{\max}
E0-1	11.04	202	0.9996	0.70	1.22	0.078
E0-2	11.01	195	0.9996	0.69	1.19	0.062
E0-3	11.05	199	0.9999	0.76	1.26	0.063

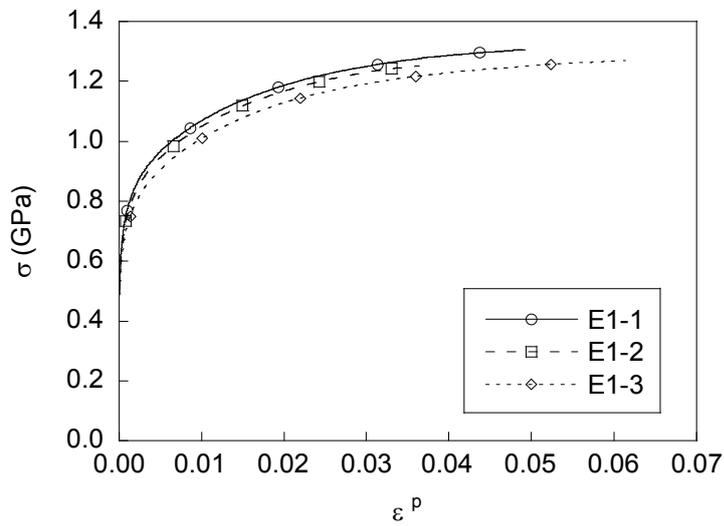


ENSAYO	P (GPa)	m	n	R
E0-1	1.89	6.29	0.159	0.997
E0-2	1.89	6.25	0.160	0.996
E0-3	1.92	6.80	0.147	0.998

ACERO E1

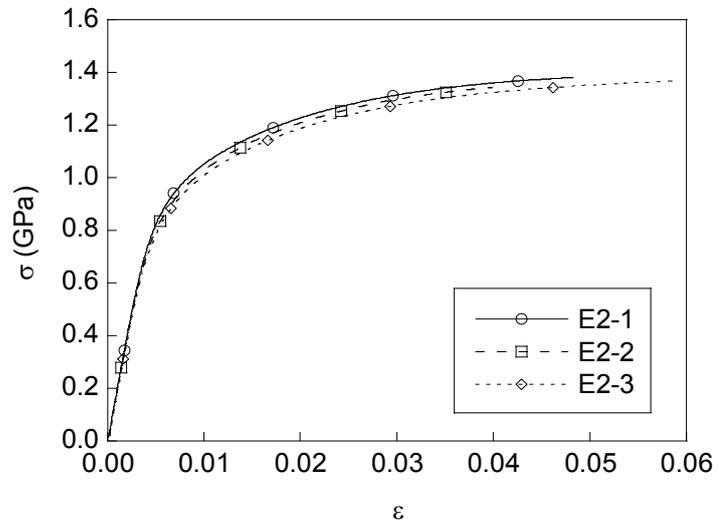


ENSAYO	D (mm)	E (GPa)	$R(E)$	σ_Y (GPa)	σ_{max} (GPa)	ϵ_{max}
E1-1	9.91	194	0.9999	0.85	1.31	0.056
E1-2	9.91	194	0.9998	0.83	1.25	0.043
E1-3	9.89	187	0.9995	0.79	1.27	0.069

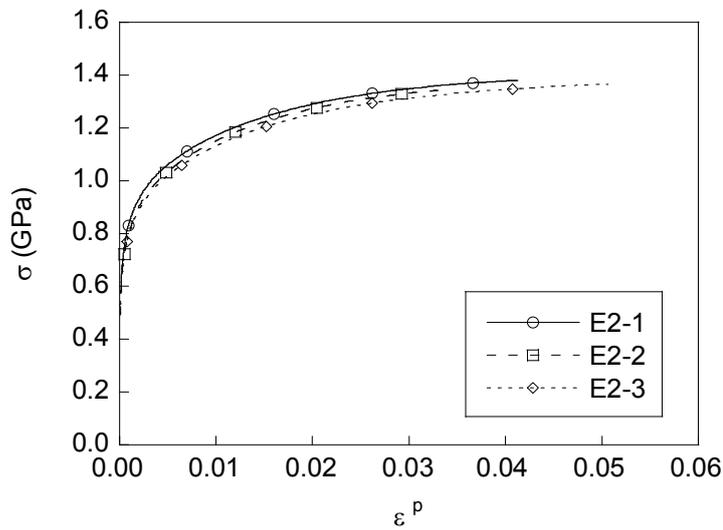


ENSAYO	P (GPa)	m	n	R
E1-1	2.05	7.04	0.142	0.999
E1-2	2.08	6.76	0.148	1.000
E1-3	1.95	6.94	0.144	0.998

ACERO E2

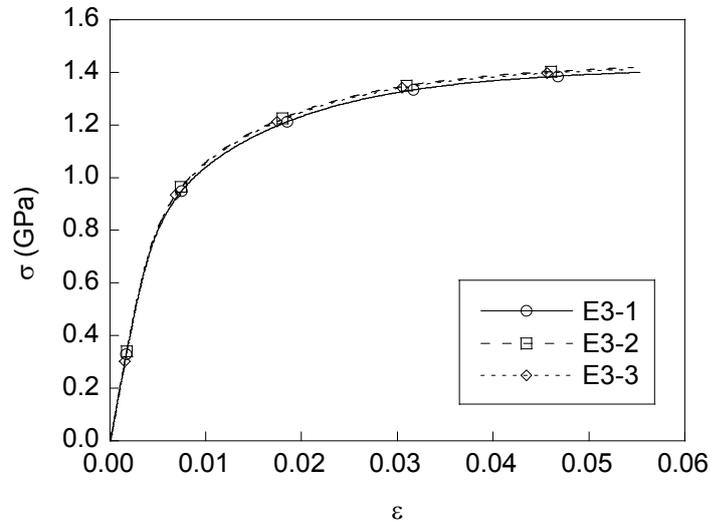


ENSAYO	D (mm)	E (GPa)	$R(E)$	σ_Y (GPa)	σ_{max} (GPa)	ϵ_{max}
E2-1	8.95	198	0.9999	0.93	1.38	0.048
E2-2	8.95	196	0.9999	0.90	1.34	0.040
E2-3	8.94	189	0.9997	0.89	1.37	0.059

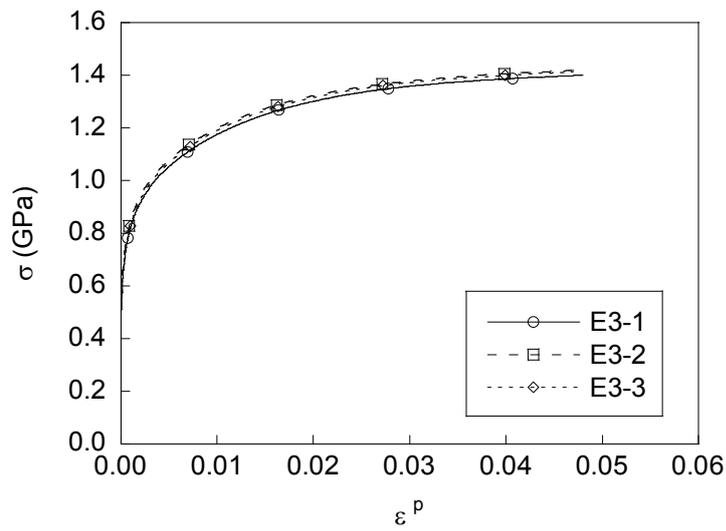


ENSAYO	P (GPa)	m	n	R
E2-1	2.22	7.09	0.141	0.998
E2-2	2.31	6.54	0.153	0.999
E2-3	2.16	7.04	0.142	0.998

ACERO E3

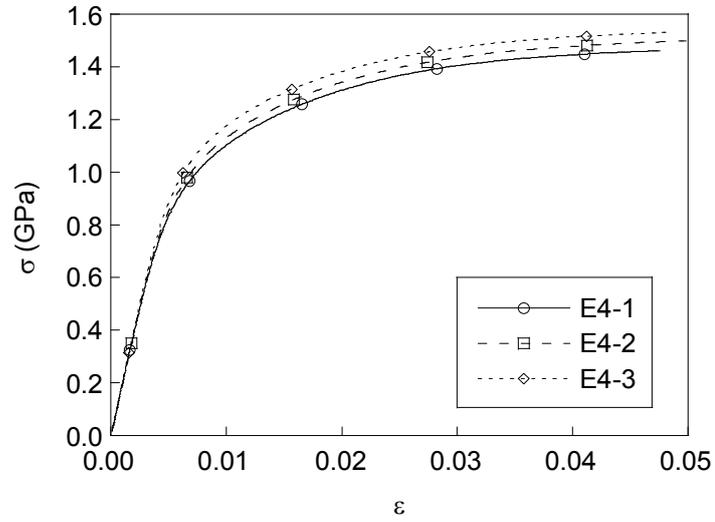


ENSAYO	D (mm)	E (GPa)	$R(E)$	σ_Y (GPa)	σ_{\max} (GPa)	ϵ_{\max}
E3-1	8.21	192	0.9998	0.92	1.40	0.055
E3-2	8.21	190	0.9997	0.94	1.42	0.055
E3-3	8.20	195	0.9998	0.93	1.41	0.054

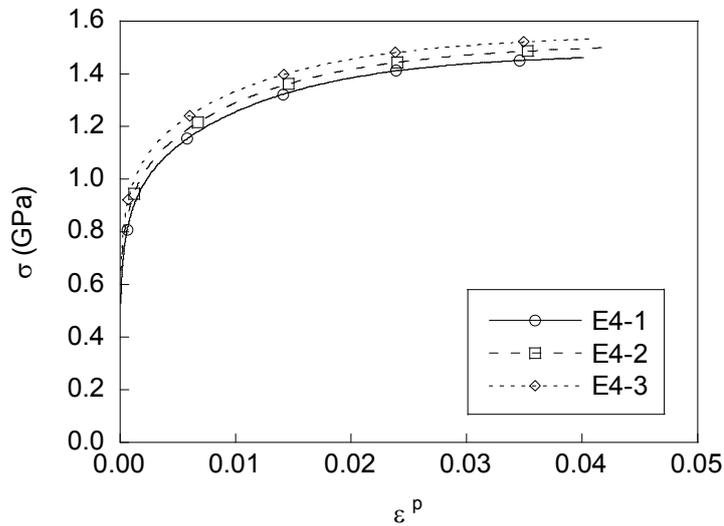


ENSAYO	P (GPa)	m	n	R
E3-1	2.29	6.71	0.149	0.996
E3-2	2.28	7.04	0.142	0.996
E3-3	2.32	6.71	0.149	0.995

ACERO E4

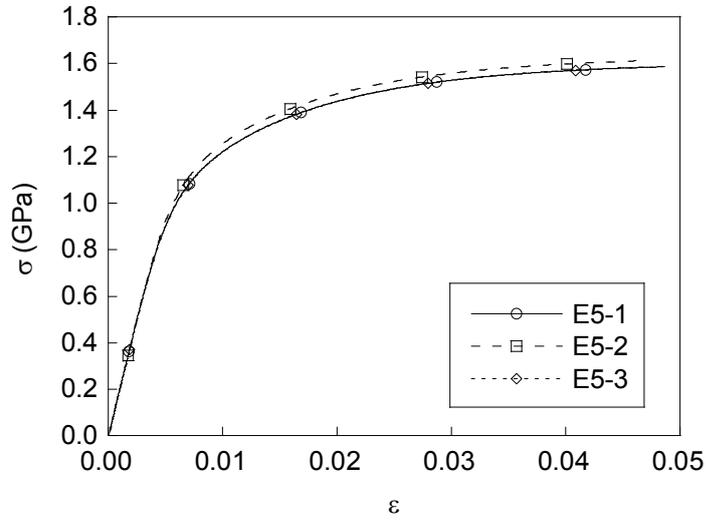


ENSAYO	D (mm)	E (GPa)	$R(E)$	σ_Y (GPa)	σ_{max} (GPa)	ε_{max}
E4-1	7.50	196	0.9998	0.98	1.46	0.048
E4-2	7.49	194	0.9998	1.02	1.50	0.050
E4-3	7.47	199	0.9999	1.07	1.53	0.049

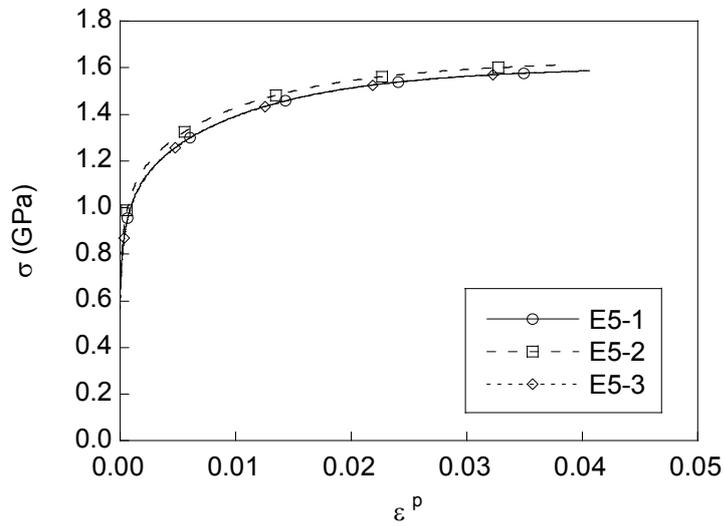


ENSAYO	P (GPa)	m	n	R
E4-1	2.51	6.49	0.154	0.995
E4-2	2.42	7.14	0.140	0.996
E4-3	2.45	7.41	0.135	0.996

ACERO E5

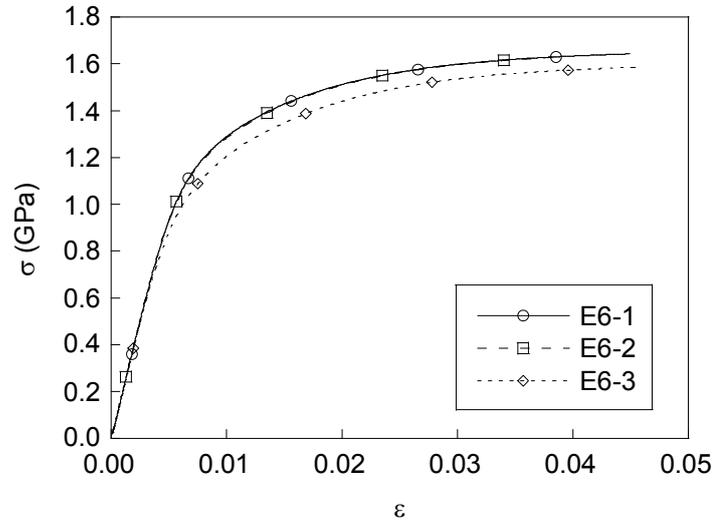


ENSAYO	D (mm)	E (GPa)	$R(E)$	σ_Y (GPa)	σ_{max} (GPa)	ϵ_{max}
E5-1	6.80	199	0.9999	1.12	1.59	0.049
E5-2	6.79	199	0.9999	1.16	1.61	0.048
E5-3	6.80	200	1.0000	1.11	1.59	0.048

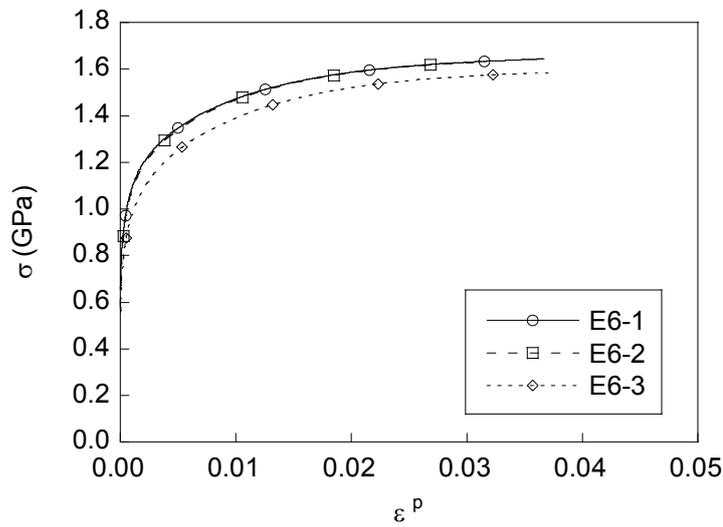


ENSAYO	P (GPa)	m	n	R
E5-1	2.51	7.58	0.132	0.996
E5-2	2.51	7.94	0.126	0.996
E5-3	2.61	7.14	0.140	0.996

ACERO E6

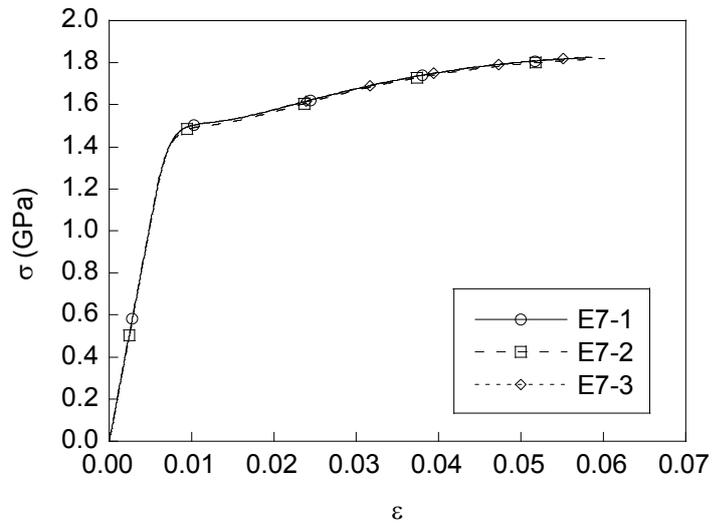


ENSAYO	D (mm)	E (GPa)	$R(E)$	σ_Y (GPa)	σ_{max} (GPa)	ϵ_{max}
E6-1	6.27	201	0.9999	1.20	1.64	0.045
E6-2	6.25	202	1.0000	1.18	1.63	0.039
E6-3	6.25	199	0.9999	1.08	1.59	0.046

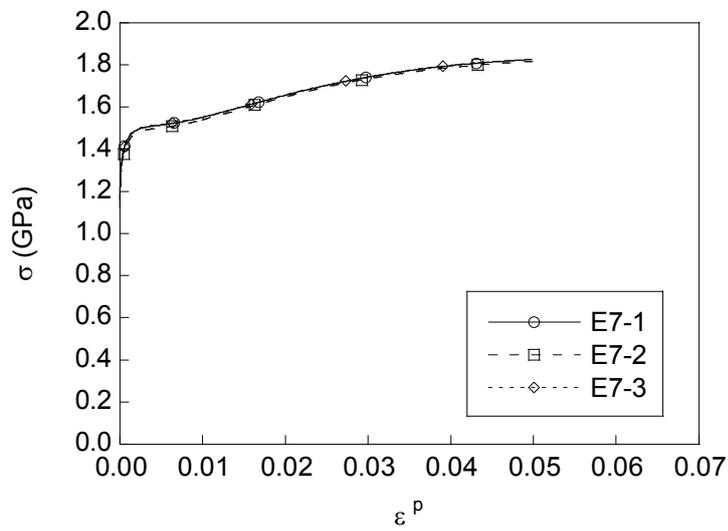


ENSAYO	P (GPa)	m	n	R
E6-1	2.63	7.75	0.129	0.995
E6-2	2.74	7.25	0.138	0.996
E6-3	2.71	6.67	0.150	0.995

ACERO E7



ENSAYO	D (mm)	E (GPa)	$R(E)$	σ_Y (GPa)	σ_{\max} (GPa)	ϵ_{\max}
E7-1	5.04	207	1.0000	1.49	1.83	0.059
E7-2	5.03	209	1.0000	1.48	1.82	0.060
E7-3	5.05	207	1.0000	1.50	1.83	0.059



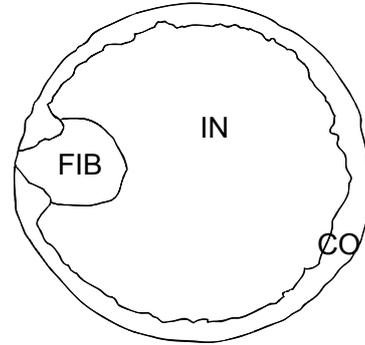
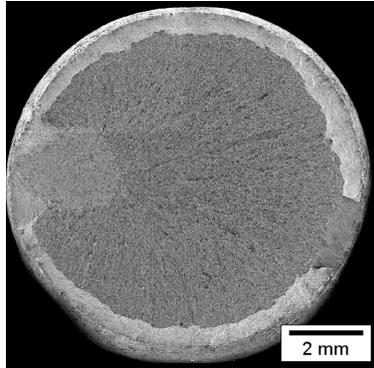
ENSAYO	P (GPa)	m	n	R
E7-1	1.92	22.73	0.044	0.979
	2.57	9.01	0.111	0.998
E7-2	1.93	21.74	0.046	0.980
	2.55	9.01	0.111	0.998
E7-3	1.93	22.73	0.044	0.976
	2.59	8.85	0.113	0.999

ANEXO II

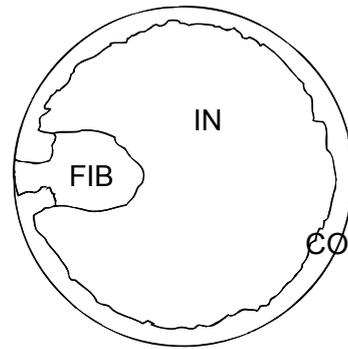
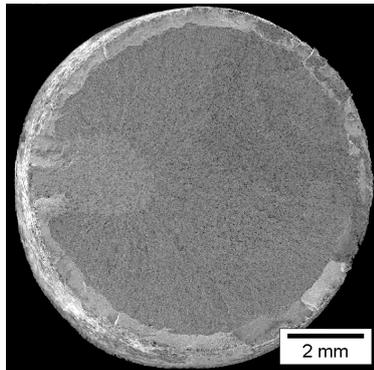
CARACTERIZACIÓN DE LA SUPERFICIE DE FRACTURA EN TRACCIÓN SIMPLE

ACERO E0

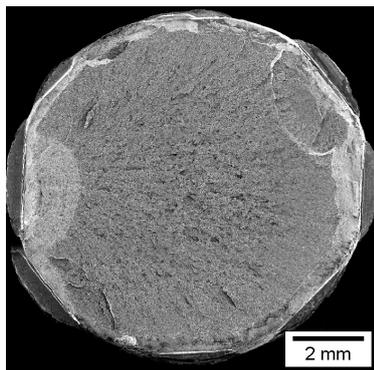
Ensayo E0-1



Ensayo E0-2



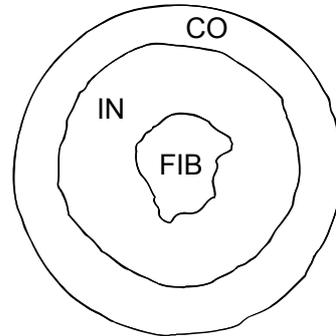
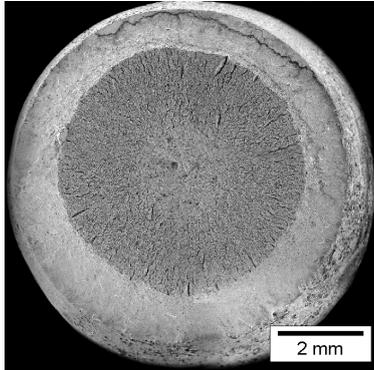
Ensayo E0-3



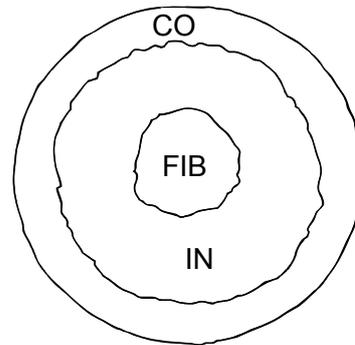
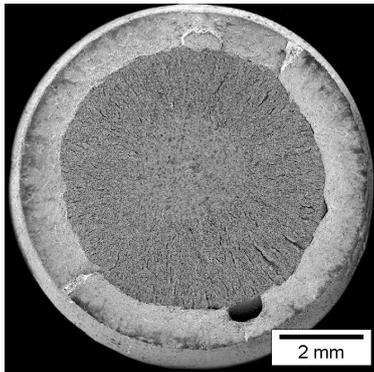
ENSAYO	A_R mm^2	A_{FIB} mm^2	A_{CO} mm^2	l_{CO} mm	$l_{\text{CO}}^{\text{max}}$ mm	$l_{\text{CO}}^{\text{min}}$ mm
E0-1	67.53	4.82	14.77	0.53	0.99	0.00
E0-2	63.95	5.05	13.15	0.48	1.03	0.00
E0-3	-	-	-	-	-	-

ACERO E1

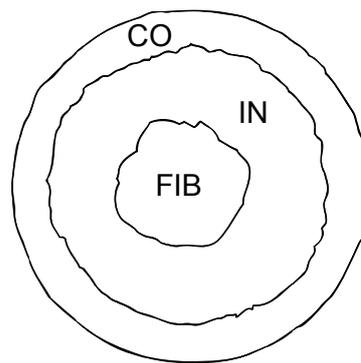
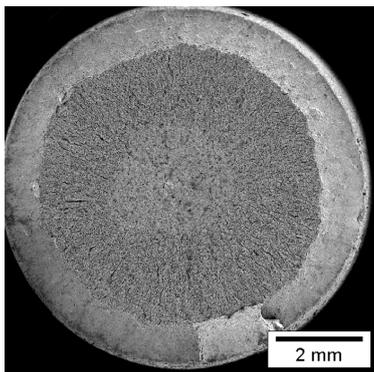
Ensayo E1-1



Ensayo E1-2



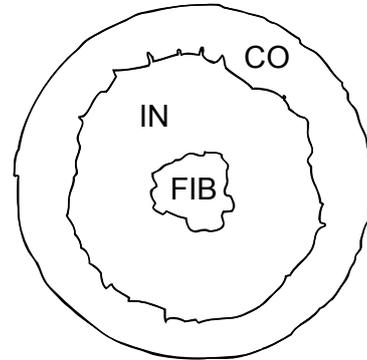
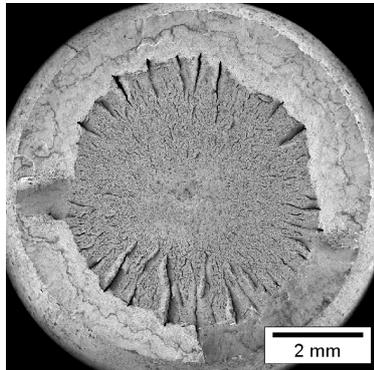
Ensayo E1-3



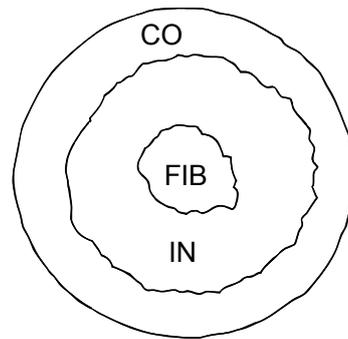
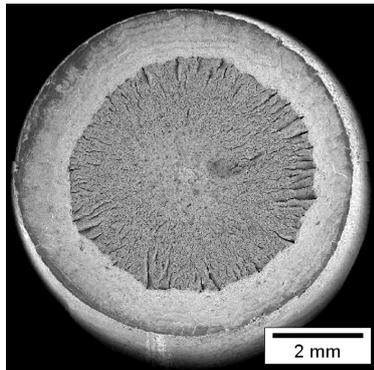
ENSAYO	A_R mm^2	A_{FIB} mm^2	A_{CO} mm^2	l_{CO} mm	$l_{\text{CO}}^{\text{max}}$ mm	$l_{\text{CO}}^{\text{min}}$ mm
E1-1	48.92	3.95	23.03	1.08	1.28	0.88
E1-2	52.50	4.99	21.33	0.94	1.11	0.82
E1-3	53.50	6.98	20.86	0.90	1.07	0.77

ACERO E2

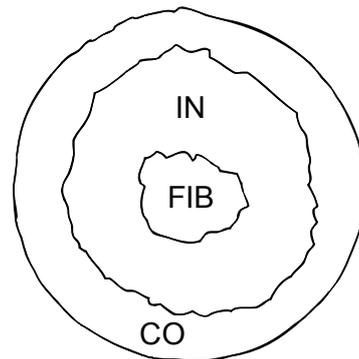
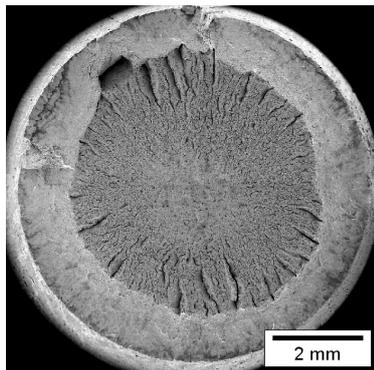
Ensayo E2-1



Ensayo E2-2



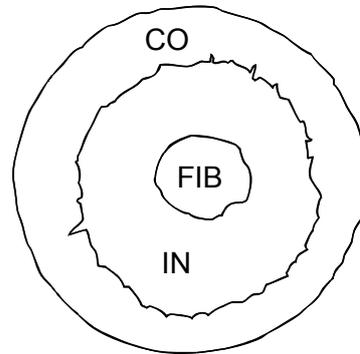
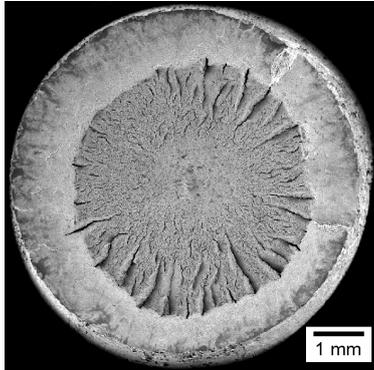
Ensayo E2-3



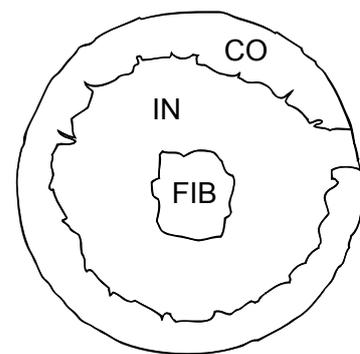
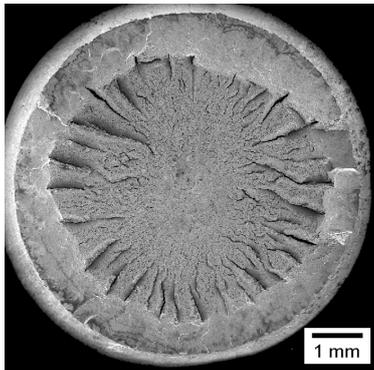
ENSAYO	A_R mm^2	A_{FIB} mm^2	A_{CO} mm^2	l_{CO} mm	$l_{\text{CO}}^{\text{max}}$ mm	$l_{\text{CO}}^{\text{min}}$ mm
E2-1	38.52	1.84	18.37	0.97	1.33	0.68
E2-2	42.68	3.15	20.47	1.03	1.28	0.75
E2-3	41.27	3.14	19.27	0.99	1.19	0.68

ACERO E3

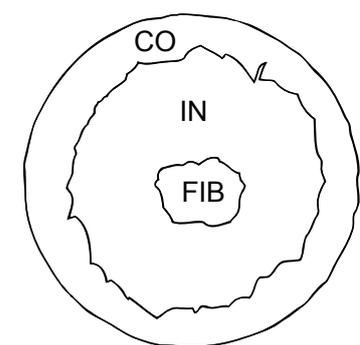
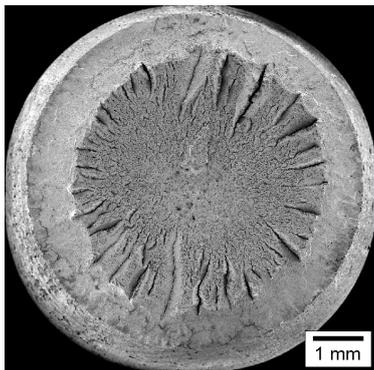
Ensayo E3-1



Ensayo E3-2



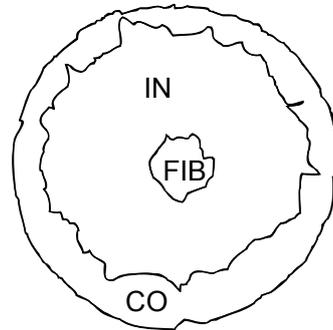
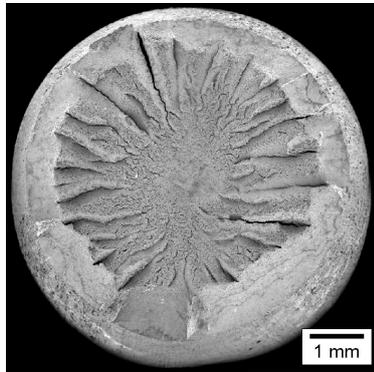
Ensayo E3-3



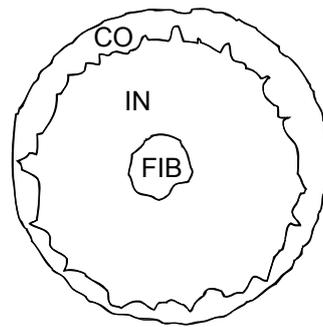
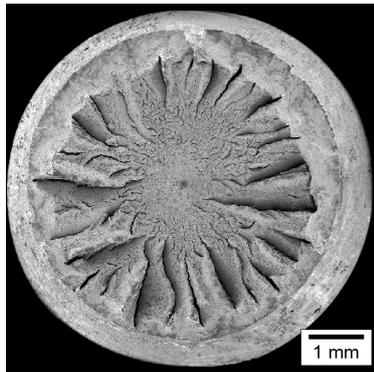
ENSAYO	A_R mm ²	A_{FIB} mm ²	A_{CO} mm ²	l_{CO} mm	l_{CO}^{max} mm	l_{CO}^{min} mm
E3-1	36.73	2.33	18.34	1.01	1.30	0.70
E3-2	33.86	2.14	13.43	0.73	1.13	0.00
E3-3	34.92	1.83	14.65	0.79	1.02	0.51

ACERO E4

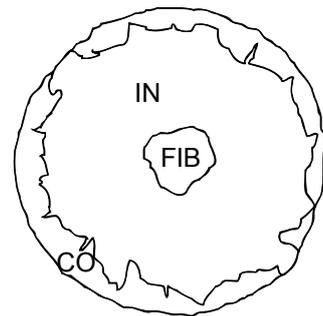
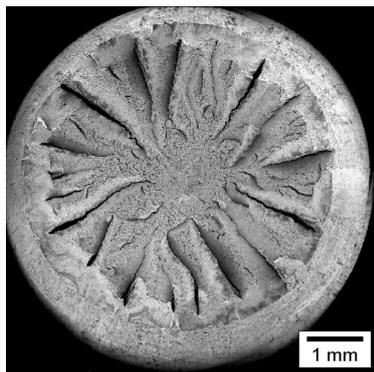
Ensayo E4-1



Ensayo E4-2



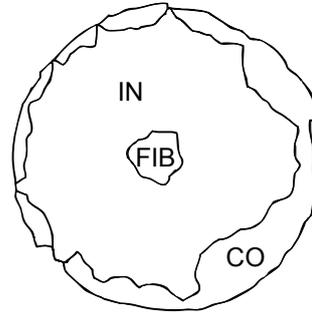
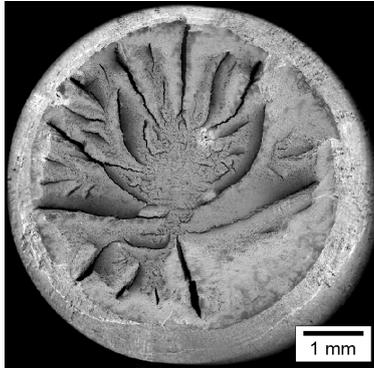
Ensayo E4-3



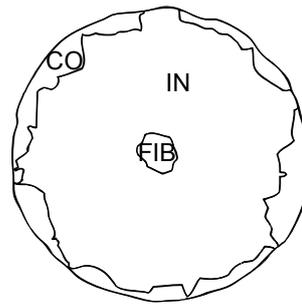
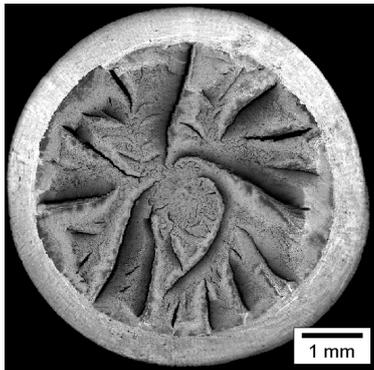
ENSAYO	A_R mm ²	A_{FIB} mm ²	A_{CO} mm ²	l_{CO} mm	l_{CO}^{max} mm	l_{CO}^{min} mm
E4-1	27.64	0.96	10.18	0.62	1.00	0.09
E4-2	25.16	0.94	7.20	0.45	0.78	0.09
E4-3	24.24	1.09	5.85	0.36	0.81	0.00

ACERO E5

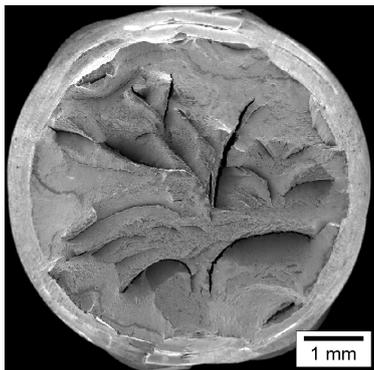
Ensayo E5-1



Ensayo E5-2



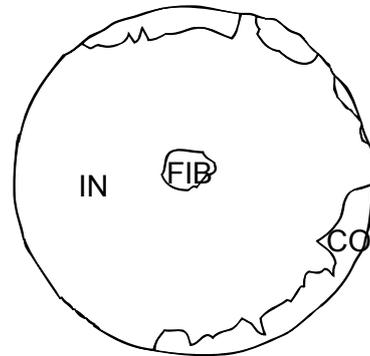
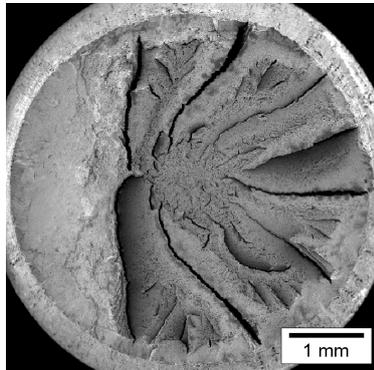
Ensayo E5-3



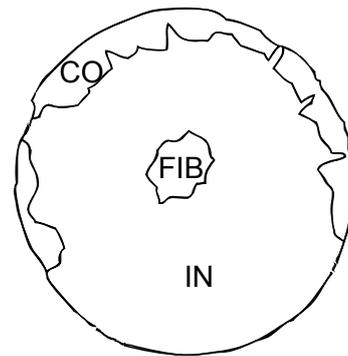
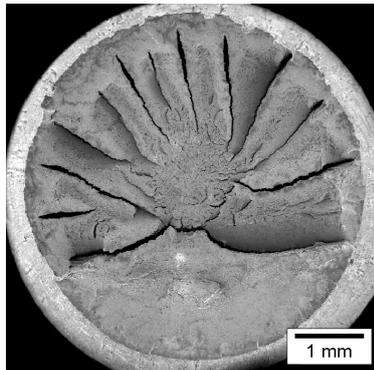
ENSAYO	A_R mm^2	A_{FIB} mm^2	A_{CO} mm^2	l_{CO} mm	$l_{\text{CO}}^{\text{max}}$ mm	$l_{\text{CO}}^{\text{min}}$ mm
E5-1	21.00	0.59	5.58	0.38	0.97	0.00
E5-2	18.81	0.32	3.44	0.25	0.66	0.00
E5-3	-	-	-	-	-	-

ACERO E6

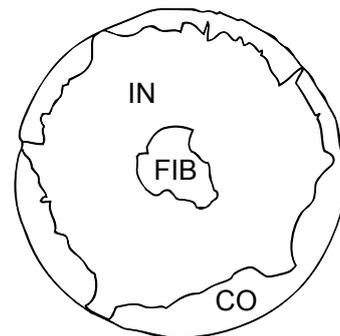
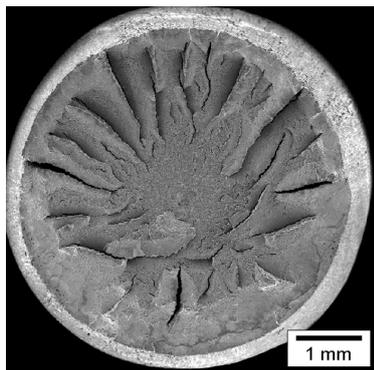
Ensayo E6-1



Ensayo E6-2



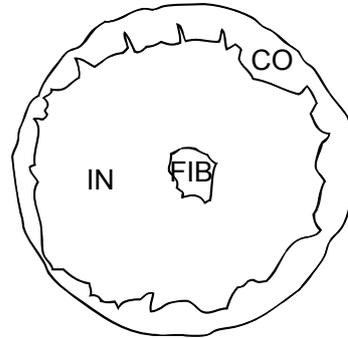
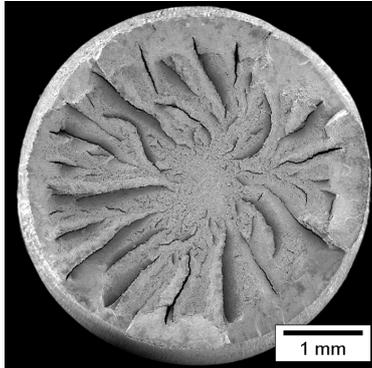
Ensayo E6-3



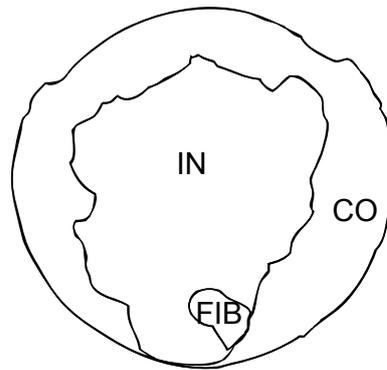
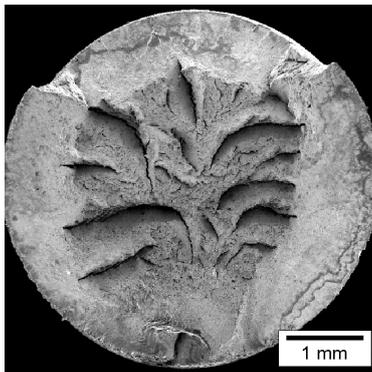
ENSAYO	A_R mm ²	A_{FIB} mm ²	A_{CO} mm ²	l_{CO} mm	l_{CO}^{max} mm	l_{CO}^{min} mm
E6-1	18.02	0.29	2.23	0.15	0.57	0.00
E6-2	19.40	0.65	3.17	0.22	0.61	0.00
E6-3	19.71	0.97	5.32	0.38	0.77	0.00

ACERO E7

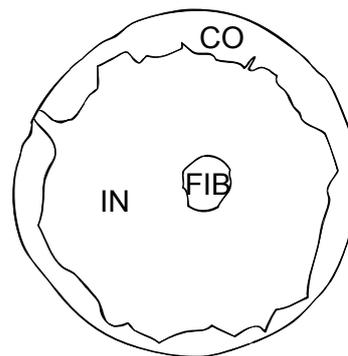
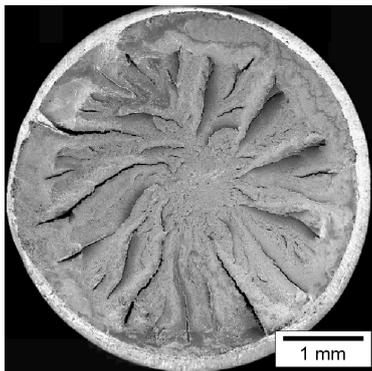
Ensayo E7-1



Ensayo E7-2



Ensayo E7-3



ENSAYO	A_R mm ²	A_{FIB} mm ²	A_{CO} mm ²	l_{CO} mm	l_{CO}^{max} mm	l_{CO}^{min} mm
E7-1	14.13	0.30	4.09	0.33	0.62	0.09
E7-2	17.66	0.37	8.49	0.69	1.06	0.00
E7-3	14.27	0.32	4.01	0.33	0.58	0.00

ANEXO III

PROGRAMA DE MODELIZACIÓN DEL CRECIMIENTO CÍCLICO DE FISURAS

CONTENIDO DE LOS PAQUETES DEL PROGRAMA

En estas tablas se resumen las clases que componen cada uno de los paquetes del programa, así como la función de cada una de ellas.

Paquete Calculos

Resumen de clases	
Ajuste	Realiza el ajuste a una elipse de las coordenadas de los puntos del frente de fisura.
Ventana	Dibuja y actualiza el contenido de una ventana que muestra gráficamente el avance de una fisura elíptica sobre un alambre circular.
VentanaPrincipal	Ventana principal del programa. Gestiona las peticiones del usuario y los datos de entrada que le proporciona éste.

Paquete elipses

Resumen de clases	
Coordenada	Representa el valor de la coordenada de un punto del frente de fisura.
Fisura	Representa una fisura elíptica.
ParteElipse	Calcula la longitud de un arco de elipse y lo divide en el número de partes iguales que se le indique.
Probeta	Representa la probeta sobre la que avanza la fisura.

Paquete FITs

Resumen de clases	
ShinCai	Define la estructura del FIT de Shin y Cai.
ShinCaiFlexion	Calcula el FIT de Shin y Cai para flexión.
ShinCaiFijos	Calcula el FIT de Shin y Cai para tracción con extremos constreñidos.
ShinCaiLibres	Calcula el FIT de Shin y Cai para tracción con extremos libres.
ShinCaiTraccion	Define la estructura del FIT de Shin y Cai para el caso de tracción.

DETALLE DE LAS CLASES DEL PROGRAMA

En los siguientes apartados se indica detalladamente qué hace cada una de las clases del programa, así como los métodos que utilizan y los parámetros y tipos de valores de retorno de cada uno de estos métodos.

Calculos Ajuste

```
java.lang.Object
└─ Calculos.Ajuste
```

```
public class Ajuste
extends java.lang.Object
```

Realiza el ajuste a una elipse con las coordenadas de los puntos del frente de fisura.

Resumen de los Constructores

Ajuste(double *_a*, double *_b*, double *_R*, double *_fi*)

Crea un objeto con los valores *a* y *b* de la elipse, el valor del radio y el ángulo *fi* de desviación del centro de la elipse respecto del centro del círculo.

Resumen de los Métodos

Fisura	calcularAjuste (Coordenada[] datos) Calcula el ajuste de la elipse con los parámetros considerados.
double	determinante (double[][] matriz) Calcula el determinante de una matriz.
double[][]	inversa (double[][] matriz) Calcula la inversa de una matriz.

Detalle de los Constructores

Ajuste

```
public Ajuste(double _a,
              double _b,
              double _R,
              double _fi)
```

Crea un objeto con los valores *a* y *b* de la elipse, el valor del radio *R* y el ángulo *fi* de desviación del centro de la elipse respecto del centro del círculo.

Detalle de los Métodos

calcularAjuste

```
public Fisura calcularAjuste(Coordenada[] datos)
    Calcula el ajuste de la elipse con los parámetros considerados.
Parámetros:
    datos - un array con las coordenadas de los puntos.
Retorna:
    un objeto de tipo Fisura.
```

determinante

```
public double determinante(double[][] matriz)
    Calcula el determinante de una matriz.
Parámetros:
    matriz - la matriz de la que se quiere calcular el determinante.
Retorna:
    el determinante de la matriz.
```

inversa

```
public double[][] inversa(double[][] matriz)
    Calcula la inversa de una matriz.
Parámetros:
    matriz - la matriz a invertir.
Retorna:
    la matriz invertida.
```

Calculos Ventana

```
java.lang.Object
├── java.awt.Component
│   ├── java.awt.Container
│   │   ├── java.awt.Window
│   │   │   ├── java.awt.Frame
│   │   │   │   └── javax.swing.JFrame
│   │   │   │       └── Calculos.Ventana
```

Interfaces implementados:

```
java.awt.image.ImageObserver, java.awt.MenuContainer,
java.io.Serializable, javax.accessibility.Accessible,
javax.swing.RootPaneContainer, javax.swing.WindowConstants
```

```
public class Ventana
    extends javax.swing.JFrame
```

Dibuja y actualiza el contenido de una ventana que muestra gráficamente el avance de una fisura elíptica sobre un alambre circular.

Resumen de los Constructores

Ventana ()

Crea una nueva ventana e inicializa sus componentes.

Resumen de los Métodos

void **pinta**(int R, int a1, int b1)

Actualiza el contenido de la ventana, dibujando la nueva elipse calculada.

Detalle de los Constructores

Ventana

```
public Ventana ()
```

Crea una nueva ventana e inicializa sus componentes.

Detalle de los Métodos

pinta

```
public void pinta(int R,  
                  int a1,  
                  int b1)
```

Actualiza el contenido de la ventana, dibujando la nueva elipse calculada.

Parámetros:

R - radio del círculo.

a1 - profundidad de fisura (semieje a de la elipse).

b1 - semieje b de la elipse.

Calculos

VentanaPrincipal

```
java.lang.Object  
├─ java.awt.Component  
│   └─ java.awt.Container  
│       └─ java.awt.Window  
│           └─ java.awt.Frame  
│               └─ javax.swing.JFrame  
│                   └─ Calculos.VentanaPrincipal
```

Interfaces implementados:

```
java.awt.image.ImageObserver, java.awt.MenuContainer,  
java.io.Serializable, javax.accessibility.Accessible,  
javax.swing.RootPaneContainer, javax.swing.WindowConstants
```

```
public class VentanaPrincipal
extends javax.swing.JFrame
```

Ventana principal del programa. Gestiona las peticiones del usuario y los datos de entrada que le proporciona éste.

Resumen de los Constructores

```
VentanaPrincipal ()
    Crea una nueva VentanaPrincipal.
```

Resumen de los Métodos

```
static void main(java.lang.String[] args)
    Método principal de la aplicación.
```

Detalle de los Constructores

VentanaPrincipal

```
public VentanaPrincipal ()
    Crea una nueva VentanaPrincipal.
```

Detalle de los Métodos

main

```
public static void main(java.lang.String[] args)
    Método principal de la aplicación. Punto de entrada de la misma.
Parámetros:
    args - parámetros de la línea de comandos.
```

elipses

Coordenada

```
java.lang.Object
└─ elipses.Coordenada
```

```
public class Coordenada
extends java.lang.Object
```

Representa el valor de la coordenada de un punto del frente de fisura. Almacena también el valor del FIT en ese punto, el ángulo que forma respecto del eje X y el ángulo perpendicular al mismo.

Resumen de los Constructores

Coordenada ()

Construye un nuevo objeto Coordenada.

Coordenada (double _angulo, double _x, double _y)

Construye un objeto Coordenada a partir de las coordenadas x e y de un punto y del ángulo del mismo.

Resumen de los Métodos

void	establecerAngulo (double _angulo) Establece el valor del ángulo.
void	establecerAnguloPerpPend (double _angulo) Establece el valor del ángulo perpendicular.
void	establecerFIT (double y) Establece el valor del FIT en este punto.
void	establecerX (double x) Establece el valor de la coordenada x .
void	establecerY (double y) Establece el valor de la coordenada y .
double	leerAngulo () Lee el valor del ángulo.
double	leerAnguloPerpPend () Lee el valor del ángulo perpendicular.
double	leerFIT () Lee el valor del FIT en este punto.
double	leerX () Lee el valor de la coordenada x .
double	leerY () Lee el valor de la coordenada y .

Detalle de los Constructores

Coordenada

```
public Coordenada (double _angulo,  
                  double _x,  
                  double _y)
```

Construye una nueva coordenada con los valores del ángulo y de x e y .

Parámetros:

_angulo - ángulo del punto.

_x - coordenada x del punto.

_y - coordenada y del punto.

Coordenada

```
public Coordenada ()
```

Construye un nuevo objeto Coordenada sin ningún valor asociado.

Detalle de los Métodos

establecerAngulo

```
public void establecerAngulo(double _angulo)
```

Establece el valor del ángulo.

Parámetros:

_angulo - ángulo del punto.

establecerAnguloPerpPend

```
public void establecerAnguloPerpPend(double _angulo)
```

Establece el valor del ángulo perpendicular.

Parámetros:

_angulo - ángulo perpendicular del punto.

establecerFIT

```
public void establecerFIT(double y)
```

Establece el valor del FIT en este punto.

Parámetros:

y - valor del FIT en ese punto.

establecerX

```
public void establecerX(double x)
```

Establece el valor de la coordenada x.

Parámetros:

x - coordenada x del punto.

establecerY

```
public void establecerY(double y)
```

Establece el valor de la coordenada y.

Parámetros:

y - coordenada y del punto.

leerAngulo

```
public double leerAngulo()
```

Lee el valor del ángulo.

Retorna:

el valor actual del ángulo.

leerAnguloPerpPend

```
public double leerAnguloPerpPend()
    Lee el valor del ángulo perpendicular.
Retorna:
    el valor actual del ángulo perpendicular.
```

leerFIT

```
public double leerFIT()
    Lee el valor del FIT en este punto.
Retorna:
    el valor actual del FIT.
```

leerX

```
public double leerX()
    Lee el valor de la coordenada x.
Retorna:
    el valor actual de la coordenada x.
```

leerY

```
public double leerY()
    Lee el valor de la coordenada y.
Retorna:
    el valor actual de la coordenada y.
```

elipses Fisura

```
java.lang.Object
└─ elipses.Fisura
```

```
public class Fisura
    extends java.lang.Object
```

Representa una fisura elíptica.

Resumen de los Constructores

Fisura ()	Crea una nueva instancia de Fisura sin inicializar ningún valor.
------------------	--

Fisura (double x, double y, double a, double b)	Crea una nueva instancia de Fisura con los valores indicados.
--	---

Resumen de los Métodos	
void	establecerCentroX (double _centroX) Establece la coordenada x del centro de la elipse que representa la fisura.
void	establecerCentroY (double _centroY) Establece la coordenada y del centro de la elipse que representa la fisura.
void	establecerLongitudPartesFisura (double _longitudPartesFisura) Establece el número de partes en que se va a dividir el frente de la fisura.
void	establecerProfundidadFisura (double _profundidadFisura) Establece un nuevo valor para el semieje de la elipse que coincide con la profundidad de fisura.
void	establecerSemiejeB (double _semiejeB) Establece un nuevo valor para el otro semieje de la elipse, el que no coincide con la profundidad de fisura.
double	leerCentroX () Lee la ubicación de la coordenada x del centro de la elipse que representa la fisura.
double	leerCentroY () Lee la ubicación de la coordenada y del centro de la elipse que representa la fisura.
double	leerLongitudPartesFisura () Lee el número de partes en que se ha establecido que se divida el frente de la fisura.
double	leerProfundidadFisura () Lee el valor actual del semieje de la elipse que coincide con la profundidad de fisura (semieje a).
double	leerSemiejeB () Lee el valor actual del semieje de la elipse que no coincide con la profundidad de fisura (semieje b).

Detalle de los Constructores

Fisura

```
public Fisura(double x,
              double y,
              double a,
              double b)
```

Crea una nueva instancia de Fisura con los valores indicados.

Parámetros:

- x - coordenada x del centro de la elipse
- y - coordenada y del centro de la elipse
- a - profundidad de fisura (un semieje de la elipse)
- b - el otro semieje de la elipse

Fisura

```
public Fisura()
```

Crea una nueva instancia de Fisura sin inicializar ningún valor.

Detalle de los Métodos

establecerCentroX

```
public void establecerCentroX(double _centroX)
```

Establece la coordenada x del centro de la elipse que representa la fisura.

Parámetros:

_centroX - nueva coordenada x de la posición del centro de la elipse.

establecerCentroY

```
public void establecerCentroY(double _centroY)
```

Establece la coordenada y del centro de la elipse que representa la fisura.

Parámetros:

_centroY - nueva coordenada y de la posición del centro de la elipse.

establecerLongitudPartesFisura

```
public void establecerLongitudPartesFisura(double _longitudPartesFisura)
```

Establece el número de partes en que se va a dividir el frente de la fisura.

Parámetros:

_longitudPartesFisura - número de partes en que dividir el frente de fisura.

establecerProfundidadFisura

```
public void establecerProfundidadFisura(double _profundidadFisura)
```

Establece un nuevo valor para el semieje de la elipse que coincide con la profundidad de fisura.

Parámetros:

_profundidadFisura - nuevo valor del semieje.

establecerSemiejeB

```
public void establecerSemiejeB(double _semiejeB)
```

Establece un nuevo valor para el otro semieje de la elipse, el que no coincide con la profundidad de fisura.

Parámetros:

_semiejeB - nuevo valor del semieje.

leerCentroX

```
public double leerCentroX()
```

Lee la ubicación de la coordenada x del centro de la elipse que representa la fisura.

Retorna:

la coordenada x actual de la posición del centro de la elipse.

leerCentroY

```
public double leerCentroY()
```

Lee la ubicación de la coordenada y del centro de la elipse que representa la fisura.

Retorna:

la coordenada y actual de la posición del centro de la elipse.

leerLongitudPartesFisura

```
public double leerLongitudPartesFisura()
```

Lee el número de partes en que se ha establecido que se divida el frente de la fisura.

Retorna:

el número de partes en que se divide el frente de fisura.

leerProfundidadFisura

```
public double leerProfundidadFisura()
```

Lee el valor actual del semieje de la elipse que coincide con la profundidad de fisura (semieje a).

Retorna:

el valor actual del semieje a de la elipse.

leerSemiejeB

```
public double leerSemiejeB()
```

Lee el valor actual del semieje de la elipse que no coincide con la profundidad de fisura (semieje b).

Retorna:

el valor actual del semieje b de la elipse.

elipses

Probeta

```
java.lang.Object  
└─elipses.Probeta
```

```
public class Probeta  
extends java.lang.Object
```

Representa la probeta sobre la que avanza la fisura

Resumen de los Constructores

```
Probeta(double x, double y, double r)
```

Crea una nueva instancia de Probeta con la ubicación de su centro y el valor de su radio.

Resumen de los Métodos

void	establecerCentroX (double _centroX) Establece la coordenada x del centro del círculo que representa la probeta.
void	establecerCentroY (double _centroY) Establece la coordenada y del centro del círculo que representa la probeta.
void	establecerRadio (double _radio) Establece un nuevo valor para el radio del círculo que representa la probeta.
double	leerCentroX () Lee la ubicación de la coordenada x del centro del círculo que representa la probeta.
double	leerCentroY () Lee la ubicación de la coordenada y del centro del círculo que representa la probeta.
double	leerRadio () Lee el valor actual del radio del círculo que representa la probeta.

Detalle de los Constructores

Probeta

```
public Probeta(double x,  
               double y,  
               double r)
```

Crea una nueva instancia de **Probeta** con la ubicación de su centro y el valor de su radio.

Parámetros:

x - coordenada x del centro de la probeta.

y - coordenada y del centro de la probeta.

r - radio de la probeta.

Detalle de los Métodos

establecerCentroX

```
public void establecerCentroX(double _centroX)
```

Establece la coordenada x del centro del círculo que representa la probeta.

Parámetros:

_centroX - nueva coordenada x de la posición del centro del círculo.

establecerCentroY

```
public void establecerCentroY(double _centroY)
```

Establece la coordenada y del centro del círculo que representa la probeta.

Parámetros:

_centroY - nueva coordenada y de la posición del centro del círculo.

establecerRadio

```
public void establecerRadio(double _radio)
```

Establece un nuevo valor para el radio del círculo que representa la probeta.

Parámetros:

_radio - nuevo valor del radio del círculo.

leerCentroX

```
public double leerCentroX()
```

Lee la ubicación de la coordenada x del centro del círculo que representa la probeta.

Retorna:

la coordenada x actual de la posición del centro del círculo.

leerCentroY

```
public double leerCentroY()
```

Lee la ubicación de la coordenada y del centro del círculo que representa la probeta.

Retorna:

la coordenada y actual de la posición del centro del círculo.

leerRadio

```
public double leerRadio()
```

Lee el valor actual del radio del círculo que representa la probeta.

Retorna:

el valor actual del radio del círculo.

elipses

ParteElipse

```
java.lang.Object
```

```
└─ elipses.ParteElipse
```

```
public class ParteElipse  
extends java.lang.Object
```

Calcula la longitud de un arco de elipse y lo divide en el número de partes iguales que se le indique.

Resumen de los Constructores

```
ParteElipse(double a, double b)
```

Construye un nuevo objeto a partir de los semiejes de la elipse.

Resumen de los Métodos

double	fi (double psi) Devuelve el ángulo fi de las polares dado psi tal que $x=a \cos(psi)$, $y=b \sin(psi)$
double	getLongPartes () Lee el número de partes en que está establecido que se divida el arco de elipse.
double	invlong2 (double le, double fi0) Calcula el ángulo fi de las polares tal que la longitud de $fi0$ a fi sea le .
double	invLong2 (double le, double psi0) Calcula el ángulo psi tal que la longitud de $psi0$ a psi sea le .
double	longeli2 (double fi0, double fi1, int n) Longitud del arco de elipse de $fi0$ a $fi1$. Se calcula con la fórmula de Simpson. La integral es de la función $raiz(a^2 \sin^2(psi)+b^2 \cos^2(psi))$, pero psi no es el ángulo de las polares, es $x=a \cos(psi)$, $y=b \sin(psi)$. Para convertir a polares, como $x=r \cos(fi)$, $y=r \sin(fi)$ debe ser $psi=atan(b \operatorname{tg}(fi)/a)$.
double	Longeli2 (double psi0, double psi1, int n) Longitud del arco de elipse de $psi0$ a $psi1$.
Coordenada[]	parteli (double angIni, double angFin, int partes) Realiza la partición de la elipse en partes iguales
double	psi (double fi) Devuelve el ángulo psi tal que $x=a \cos(psi)$, $y=b \sin(psi)$ a partir del ángulo fi de las polares.
double	r (double fi) Calcula r a partir del ángulo fi .
void	setLongPartes (double _longPartes) Establece el número de partes en que se divide el arco de elipse.
double	x (double fi) Calcula la coordenada x , a partir del ángulo fi de las polares.
double	y (double fi) Calcula la coordenada y , a partir del ángulo fi de las polares

Detalle de los Constructores

ParteElipse

```
public ParteElipse(double a,  
                  double b)
```

Construye un nuevo objeto ParteElipse a partir de los semiejes de la elipse.

Parámetros:

a - semieje a de la elipse.

b - semieje b de la elipse.

Detalle de los Métodos

fi

```
public double fi(double psi)
```

Devuelve el ángulo fi de las polares dado psi tal que $x=a \cos(psi)$, $y=b \sin(psi)$.

Parámetros:

psi - ángulo.

Retorna:

el ángulo de las polares.

getLongPartes

```
public double getLongPartes()
```

Lee el número de partes en que se ha establecido que se divida el arco de elipse.

Retorna:

el número de partes del arco de elipse.

invlong2

```
public double invlong2(double le,  
                        double fi0)
```

Calcula el ángulo fi de las polares tal que la longitud de $fi0$ a fi sea le .

Parámetros:

le - longitud de la elipse.

$fi0$ - ángulo del punto inicial del arco de elipse.

Retorna:

el ángulo del punto final del arco de elipse.

invLong2

```
public double invLong2(double le,  
                        double psi0)
```

Calcula el ángulo psi tal que la longitud de $psi0$ a psi sea le .

Parámetros:

le - longitud de la elipse.

$psi0$ - ángulo polar del punto inicial del arco de elipse.

Retorna:

el ángulo polar del punto final del arco de elipse.

longeli2

```
public double longeli2(double fi0,  
                       double fi1,  
                       int n)
```

Longitud del arco de elipse de $fi0$ a $fi1$. Se calcula con la fórmula de Simpson.

La integral es de la función raíz($a^2 \sin^2(\psi) + b^2 \cos^2(\psi)$), pero ψ no es el ángulo de las polares, es $x = a \cos(\psi)$, $y = b \sin(\psi)$.
Para convertir a polares, como $x = r \cos(\phi)$, $y = r \sin(\phi)$ debe ser $\psi = \arctan(b \tan(\phi)/a)$.

Parámetros:

ϕ_0 - ángulo del punto inicial del arco de elipse.

ϕ_1 - ángulo del punto final del arco de elipse.

n - número de intervalos. Debe ser par.

Retorna:

la longitud del arco de elipse.

Longeli2

```
public double Longeli2(double psi0,  
                      double psi1,  
                      int n)
```

Longitud del arco de elipse de ψ_0 a ψ_1 .

Parámetros:

ψ_0 - ángulo polar del punto inicial del arco de elipse.

ψ_1 - ángulo polar del punto final del arco de elipse.

n - número de intervalos. Debe ser par.

Retorna:

la longitud del arco de elipse.

parteli

```
public Coordenada[] parteli(double angIni,  
                           double angFin,  
                           int partes)
```

Realiza la partición de la elipse en partes iguales.

Parámetros:

angIni - ángulo del punto inicial del arco de elipse.

angFin - ángulo del punto final del arco de elipse.

partes - partes en que se divide la elipse.

Retorna:

un *array* con el valor de las coordenadas en los puntos de división del arco de elipse.

psi

```
public double psi(double fi)
```

devuelve el ángulo ψ tal que $x = a \cos(\psi)$, $y = b \sin(\psi)$ a partir del ϕ de las polares

Parámetros:

ϕ - ángulo de las polares.

Retorna:

el ángulo.

r

```
public double r(double fi)
    Calcula  $r$  a partir del ángulo  $fi$  de las polares.
Parámetros:
     $fi$  - ángulo de las polares.
Retorna:
    el valor de  $r$ .
```

setLongPartes

```
public void setLongPartes(double _longPartes)
    Establece el número de partes en que se divide el arco de elipse.
Parámetros:
     $\_longPartes$  - partes en que se divide el arco de elipse.
```

x

```
public double x(double fi)
    Calcula la coordenada  $x$ , a partir del ángulo  $fi$  de las polares.
Parámetros:
     $fi$  - ángulo de las polares.
Retorna:
    la coordenada  $x$  del punto.
```

y

```
public double y(double fi)
    Calcula la coordenada  $y$ , a partir del ángulo  $fi$  de las polares.
Parámetros:
     $fi$  - ángulo de las polares.
Retorna:
    la coordenada  $y$  del punto.
```

FITs

ShinCaiFlexion

```
java.lang.Object
├── FITs.ShinCai
│   └── FITs.ShinCai.ShinCaiFlexion
```

```
public class ShinCaiFlexion
    extends ShinCai
```

Calcula el FIT de Shin y Cai para flexión.

Resumen de los Constructores

ShinCaiFlexion(double *_a*, double *_b*, double *_D*, double *_x*, double *_h*)
Crea un nuevo objeto con los valores indicados.

Resumen de los Métodos

double	calcularM () Calcula el valor del FIT adimensional.
--------	---

void	imprimirConstantes (int valorK) Presenta en una tabla el valor de los coeficientes M_{ij} para un k dado.
------	---

Detalle de los Constructores

ShinCaiFlexion

```
public ShinCaiFlexion(double _a,  
                     double _b,  
                     double _D,  
                     double _x,  
                     double _h)
```

Crea un nuevo objeto con los valores indicados.

Detalle de los Métodos

calcularM

```
public double calcularM()  
Calcula el valor del FIT adimensional.  
Retorna:  
el valor del FIT adimensional.
```

imprimirConstantes

```
public void imprimirConstantes(int valorK)  
Presenta en una tabla el valor de los coeficientes  $M_{ij}$  para un  $k$  dado.  
Parámetros:  
valorK - valor del coeficiente  $k$ .
```

FITs

ShinCaiFijos

```
java.lang.Object  
├── FITs.ShinCai  
│   ├── FITs.ShinCai.ShinCaiTraccion  
│   └── FITs.ShinCai.ShinCaiTraccion.ShinCaiFijos
```

```
public class ShinCaiFijos  
extends ShinCaiTraccion
```

Calcula el FIT de Shin y Cai para tracción con extremos constreñidos.

Resumen de los Constructores

ShinCaiFijos(double *_a*, double *_b*, double *_D*, double *_x*, double *_h*)

Crea un nuevo objeto con los valores indicados.

Resumen de los Métodos

double	calcularM () Calcula el valor del FIT adimensional.
--------	---

void	imprimirConstantes (int valorK) Presenta en una tabla el valor de los coeficientes M_{ij} para un k dado.
------	---

Detalle de los Constructores

ShinCaiFijos

```
public ShinCaiFijos(double _a,
                    double _b,
                    double _D,
                    double _x,
                    double _h)
    Crea un nuevo objeto con los valores indicados.
```

Detalle de los Métodos

calcularM

```
public double calcularM()
    Calcula el valor del FIT adimensional.
Retorna:
    el valor del FIT adimensional.
```

imprimirConstantes

```
public void imprimirConstantes(int valorK)
    Presenta en una tabla el valor de los coeficientes  $M_{ij}$  para un  $k$  dado.
Parámetros:
    valorK - valor del coeficiente  $k$ .
```

FITs

ShinCaiLibres

```
java.lang.Object
├── FITs.ShinCai
│   └── FITs.ShinCai.ShinCaiTraccion
│       └── FITs.ShinCai.ShinCaiTraccion.ShinCaiLibres
```

```
public class ShinCaiLibres
extends ShinCaiTraccion
```

Calcula el FIT de Shin y Cai para tracción con extremos libres.

Resumen de los Constructores

```
ShinCaiLibres(double _a, double _b, double _D, double _x, double _h)
    Crea un nuevo objeto con los valores indicados.
```

Resumen de los Métodos

double	calcularM () Calcula el valor del FIT adimensional.
void	imprimirConstantes (int valorK) Presenta en una tabla el valor de los coeficientes M_{ij} para un k dado.

Detalle de los Constructores

ShinCaiLibres

```
public ShinCaiLibres(double _a,
                    double _b,
                    double _D,
                    double _x,
                    double _h)
    Crea un nuevo objeto con los valores indicados.
```

Detalle de los Métodos

calcularM

```
public double calcularM()
    Calcula el valor del FIT adimensional.
Retorna:
    el valor del FIT adimensional.
```

imprimirConstantes

```
public void imprimirConstantes(int valorK)
    Presenta en una tabla el valor de los coeficientes  $M_{ij}$  para un  $k$  dado.
Parámetros:
    valorK - valor del coeficiente  $k$ .
```

ANEXO IV
CARACTERIZACIÓN DEL FRENTE
DE FISURA EN ALAMBRES

Ensayo E0-1 ($R=0$)

Escalón	ΔF (kN)	Nº ciclos	$(1/CED)_{cor}$	a/D	a/b	φ (°)
1	45.67	27648.5	0.1481	0.311	0.939	0.000
2	31.90	4178.0	0.1317	0.419	0.952	0.363
3	22.26	3630.0	0.1112	0.493	0.919	0.427
4	15.53	3742.0	0.0896	0.557	0.897	0.736
5	10.81	4226.0	0.0678	0.608	0.813	0.918
6	7.52	4457.5	0.0486	0.659	0.755	1.358
7	5.20	4725.5	0.0334	0.711	0.678	1.409
8	3.58	5781.5	0.0216	0.767	0.613	1.785
9	2.43	6741.5	0.0140	0.826	0.589	2.073
10	1.91	6781.0	0.0088	0.900	0.530	2.178

Ensayo E0-2 ($R=0$)

Escalón	ΔF (kN)	Nº ciclos	$(1/CED)_{cor}$	a/D	a/b	φ (°)
1	45.66	29623.0	0.1485	0.292	0.894	0.000
2	31.90	6191.5	0.1293	0.422	0.920	0.506
3	22.27	4201.5	0.1030	0.513	0.884	0.627
4	15.53	3115.5	0.0790	0.579	0.848	1.300
5	10.81	3110.0	0.0576	0.632	0.786	1.999
6	7.51	3340.0	0.0399	0.686	0.735	3.153
7	5.20	3516.0	0.0272	0.736	0.666	4.130
8	3.57	4030.0	0.0184	0.787	0.616	5.550
9	2.44	5095.5	0.0127	0.839	0.611	6.417
10	1.92	5999.5	0.0081	0.910	0.517	7.267

Ensayo E0-3 ($R=0$)

Escalón	ΔF (kN)	Nº ciclos	$(1/CED)_{cor}$	a/D	a/b	φ (°)
1	45.66	16378.0	0.1507	0.286	0.835	0.000
2	31.90	5709.0	0.1363	0.393	0.887	1.168
3	22.26	5804.5	0.1150	0.476	0.861	1.721
4	15.53	5766.5	0.0844	0.555	0.783	2.804
5	10.79	4099.0	0.0625	0.615	0.729	3.417
6	7.51	4392.5	0.0426	0.673	0.666	4.047
7	5.21	4374.0	0.0294	0.727	0.611	5.082
8	3.58	5290.5	0.0198	0.782	0.560	6.230
9	2.44	6934.0	0.0133	0.837	0.536	8.248
10	1.92	6956.0	0.0088	0.906	0.566	12.228

Ensayo E0-4 ($R=0$)

Escalón	ΔF (kN)	Nº ciclos	$(1/CED)_{cor}$	a/D	a/b	φ (°)
1	45.67	43626.0	0.1491	0.319	0.970	0.0000
2	31.90	5899.0	0.1356	0.420	0.947	-0.0125
3	22.27	6383.5	0.1163	0.492	0.892	0.8995
4	15.54	7401.0	0.0938	0.560	0.836	1.3730
5	10.80	9572.5	0.0688	0.627	0.757	1.5681
6	7.52	8925.5	0.0505	0.685	0.688	2.4543
7	5.19	13501.5	0.0341	0.748	0.594	2.2220
8	3.58	19460.0	0.0224	0.820	0.552	4.8453
9	2.44	33278.5	0.0154	-	-	-

Ensayo E0-5 ($R=0$)

Escalón	ΔF (kN)	Nº ciclos	$(1/CED)_{cor}$	a/D	a/b	φ (°)
1	45.67	42519.5	0.1519	0.292	0.927	0.000
2	31.90	7755.5	0.1361	0.400	0.907	-0.124
3	22.27	7527.5	0.1144	0.488	0.872	0.031
4	15.53	7502.0	0.0837	0.572	0.814	0.407
5	10.81	5654.5	0.0610	0.632	0.747	1.321
6	7.51	6564.5	0.0432	0.691	0.666	1.704
7	5.20	9451.0	0.0240	0.776	0.626	4.027
8	3.58	8098.5	0.0152	0.856	0.660	8.097
9	-	-	-	0.949	0.518	21.587

Ensayo E0-6 ($R=0$)

Escalón	ΔF (kN)	Nº ciclos	$(1/CED)_{cor}$	a/D	a/b	φ (°)
1	45.65	38665.5	0.1526	0.260	0.851	0.000
2	31.90	8945.5	0.1304	0.415	0.888	-1.131
3	22.27	4248.5	0.1062	0.500	0.848	-2.033
4	15.53	3792.5	0.0800	0.571	0.794	-2.978
5	10.81	3489.5	0.0576	0.632	0.736	-4.067
6	7.51	3435.0	0.0409	0.684	0.702	-5.147
7	5.20	3947.0	0.0283	0.735	0.653	-6.586
8	3.57	4730.0	0.0192	0.787	0.591	-8.093
9	2.44	6770.0	0.0129	0.843	0.522	-10.746
10	1.91	6845.0	0.0085	0.917	0.587	-14.794

Ensayo E0-7 ($R=0$)

Escalón	ΔF (kN)	Nº ciclos	$(1/CED)_{cor}$	a/D	a/b	φ (°)
1	45.66	30663.5	0.1486	0.298	0.949	0.000
2	31.90	6921.5	0.1251	0.440	0.938	1.355
3	22.27	3447.5	0.1079	0.502	0.894	2.334
4	15.53	5163.5	0.0800	0.575	0.818	3.886
5	10.81	4298.5	0.0572	0.637	0.766	5.293
6	7.50	4209.5	0.0408	0.693	0.736	6.846
7	5.19	5368.5	0.0282	0.745	0.682	10.076
8	3.58	6712.5	0.0190	0.800	0.644	15.002
9	2.44	9097.5	0.0128	-	-	-
10	1.91	8668.5	0.0082	-	-	-

Ensayo E0-8 ($R=0$)

Escalón	ΔF (kN)	Nº ciclos	$(1/CED)_{cor}$	a/D	a/b	φ (°)
1	40.87	11436.0	0.1378	0.350	0.781	0.000
2	28.55	3562.5	0.1144	0.459	0.814	0.762
3	19.93	3351.5	0.0883	0.546	0.808	2.199
4	13.89	2835.5	0.0712	0.601	0.797	2.981
5	9.66	4981.5	0.0520	0.665	0.777	4.832
6	6.69	5594.5	0.0357	0.722	0.751	7.881
7	4.63	6466.5	0.0234	0.779	0.698	12.983
8	3.17	8161.5	0.0139	0.849	0.632	21.699
9	2.16	7582.5	0.0105	0.900	0.576	32.697

Ensayo E0-9 ($R=0$)

Escalón	ΔF (kN)	Nº ciclos	$(1/CED)_{cor}$	a/D	a/b	φ (°)
1	45.67	21373.5	0.1544	0.270	0.817	0.000
2	31.90	6416.5	0.1346	0.405	0.870	-0.035
3	22.27	4157.5	0.1084	0.495	0.840	-0.096
4	15.53	3393.0	0.0793	0.570	0.781	-0.570
5	10.80	2517.0	0.0609	0.619	0.742	-0.506
6	7.51	3657.5	0.0418	0.676	0.689	-0.019
7	5.20	3463.5	0.0286	0.727	0.647	0.464
8	3.58	4341.5	0.0188	0.785	0.588	0.699
9	2.44	5291.0	0.0123	0.845	0.550	0.482
10	1.91	5043.0	0.0082	0.911	0.464	0.115

Ensayo E0-10 ($R=0$)

Escalón	$\Delta F(\text{kN})$	Nº ciclos	$(1/CED)_{\text{cor}}$	a/D	a/b	φ (°)
1	45.65	20097.0	0.1487	0.267	0.861	0.000
2	31.90	5911.5	0.1338	0.390	0.923	0.635
3	22.27	5148.5	0.1064	0.490	0.863	1.323
4	15.53	3474.0	0.0814	0.561	0.813	1.662
5	10.81	3081.0	0.0607	0.617	0.783	2.313
6	7.51	3667.5	0.0424	0.673	0.731	2.228
7	5.20	3511.0	0.0294	0.723	0.690	2.556
8	3.58	4442.5	0.0194	0.774	0.595	3.178
9	2.43	5892.0	0.0124	0.834	0.454	3.025
10	1.91	5508.0	0.0082	0.903	0.347	3.193

Ensayo E0-11 ($R=0$)

Escalón	$\Delta F(\text{kN})$	Nº ciclos	$(1/CED)_{\text{cor}}$	a/D	a/b	φ (°)
1	45.65	21410.5	0.1503	0.275	0.877	0.000
2	31.90	9018.0	0.1262	0.429	0.899	0.879
3	22.27	4499.5	0.0940	0.528	0.842	1.528
4	15.53	2803.5	0.0726	0.593	0.822	1.729
5	10.81	3797.5	0.0544	0.651	0.796	3.040
6	7.51	5263.0	0.0381	0.709	0.756	5.232
7	5.20	6214.0	0.0261	0.767	0.712	8.544
8	3.58	7838.5	0.0188	0.825	0.706	14.646
9	2.44	10736.5	0.0132	0.883	0.465	30.557

Ensayo E0-12 ($R=0$)

Escalón	$\Delta F(\text{kN})$	Nº ciclos	$(1/CED)_{\text{cor}}$	a/D	a/b	φ (°)
1	45.65	31234.0	0.1492	0.278	0.930	0.000
2	31.89	6758.0	0.1322	0.408	0.944	-0.338
3	22.26	4800.5	0.1046	0.503	0.882	0.042
4	15.53	3166.5	0.0803	0.569	0.826	1.241
5	10.81	3151.0	0.0601	0.623	0.765	2.313
6	7.51	3427.5	0.0408	0.680	0.716	3.107
7	5.20	3218.5	0.0286	0.730	0.696	3.976
8	3.58	4298.5	0.0190	0.785	0.657	5.983
9	2.43	5585.5	0.0125	0.846	0.652	8.218
10	1.91	5364.0	0.0082	0.914	0.502	12.299

Ensayo E0-13 ($R=0$)

Escalón	ΔF (kN)	Nº ciclos	$(1/CED)_{cor}$	a/D	a/b	φ (°)
1	45.65	22077.5	0.1500	0.277	0.874	0.000
2	31.89	5750.0	0.1386	0.380	0.927	-0.031
3	22.27	7218.5	0.1114	0.485	0.875	0.702
4	15.53	4448.5	0.0834	0.561	0.818	1.540
5	10.81	3720.0	0.0599	0.623	0.751	2.398
6	7.50	3579.5	0.0428	0.673	0.685	3.588
7	5.20	4089.0	0.0291	0.731	0.663	5.318
8	3.58	4534.0	0.0194	0.784	0.608	7.249
9	2.44	6090.5	0.0125	0.848	0.566	8.539
10	1.92	5292.5	0.0086	0.910	0.589	11.061

Ensayo E0-14 ($R=0$)

Escalón	ΔF (kN)	Nº ciclos	$(1/CED)_{cor}$	a/D	a/b	φ (°)
1	45.65	21909.5	0.1510	-	-	-
2	31.91	5884.0	0.1369	0.363	0.754	0.000
3	22.27	6086.0	0.1108	0.467	0.767	0.643
4	15.53	4595.5	0.0809	0.550	0.714	1.198
5	10.80	3591.5	0.0562	0.618	0.673	1.469
6	7.51	3180.0	0.0398	0.672	0.609	1.461
7	5.20	3587.5	0.0262	0.730	0.564	1.753
8	3.57	4001.5	0.0173	0.788	0.563	1.531
9	2.44	5075.5	0.0116	0.847	0.526	1.674
10	1.91	4842.0	0.0083	0.906	0.486	2.737

Ensayo E0-15 ($R=0$)

Escalón	ΔF (kN)	Nº ciclos	$(1/CED)_{cor}$	a/D	a/b	φ (°)
1	34.02	9086.5	0.1435	-	-	-
2	23.77	6658.0	0.1267	0.412	0.754	0.000
3	16.56	7580.0	0.1001	0.501	0.727	1.042
4	11.54	6352.0	0.0725	0.576	0.662	2.762
5	8.02	5535.0	0.0518	0.641	0.628	4.784
6	5.55	5950.0	0.0345	0.703	0.558	6.739
7	3.83	6039.5	0.0228	0.767	0.533	9.501
8	3.02	4471.5	0.0147	0.829	0.480	12.187
9	2.37	3804.5	0.0106	0.885	0.590	16.593
10	1.85	5285.5	0.0074	0.953	0.262	24.301

Ensayo E0-16 ($R=0.25$)

Escalón	$\Delta F(\text{kN})$	Nº ciclos	$(1/CED)_{\text{cor}}$	a/D	a/b	φ (°)
1	38.25	17116.0	0.1596	0.247	0.798	0.000
2	26.77	25723.0	0.1527	0.323	0.867	0.119
3	18.73	38666.0	0.1347	0.410	0.836	-0.118
4	13.13	50637.0	0.1090	0.486	0.755	-0.048
5	9.19	60705.0	0.0815	0.550	0.664	-0.099
6	6.43	70009.0	0.0593	0.612	0.571	-0.043
7	4.50	80399.5	0.0366	0.685	0.508	0.189
8	3.14	89850.0	0.0226	0.757	0.469	0.152
9	2.20	100316.0	0.0140	0.827	0.474	-0.715
10	1.54	114634.0	0.0091	-	-	-

Ensayo E0-17 ($R=0.25$)

Escalón	$\Delta F(\text{kN})$	Nº ciclos	$(1/CED)_{\text{cor}}$	a/D	a/b	φ (°)
1	38.25	12306.0	0.1561	0.254	0.759	0.000
2	26.77	19939.5	0.1477	0.350	0.867	0.095
3	18.74	28998.5	0.1313	0.426	0.866	0.794
4	13.11	39488.0	0.1073	0.499	0.817	1.448
5	9.19	49266.5	0.0803	0.562	0.735	2.457
6	6.42	57943.5	0.0546	0.622	0.643	2.686
7	4.50	67180.5	0.0361	0.689	0.566	2.575
8	3.16	75956.0	0.0227	0.752	0.486	2.279
9	2.20	85902.0	0.0140	0.821	0.433	2.261
10	1.54	96762.0	0.0095	0.883	0.356	2.897

Ensayo E0-18 ($R=0.25$)

Escalón	$\Delta F(\text{kN})$	Nº ciclos	$(1/CED)_{\text{cor}}$	a/D	a/b	φ (°)
1	38.24	15423.5	0.1556	0.261	0.799	0.000
2	26.76	23602.0	0.1472	0.350	0.872	0.725
3	18.73	34205.0	0.1283	0.439	0.862	1.392
4	13.11	43071.5	0.1057	0.503	0.808	2.045
5	9.18	52483.5	0.0807	0.562	0.728	2.168
6	6.43	61576.0	0.0584	0.619	0.645	2.071
7	4.50	72281.0	0.0369	0.687	0.560	2.190
8	3.16	82189.0	0.0231	0.753	0.473	2.177
9	2.20	92984.0	0.0144	0.822	0.454	1.680
10	-	-	-	0.888	0.365	0.855

Ensayo E0-19 ($R=0.5$)

Escalón	ΔF (kN)	Nº ciclos	$(1/CED)_{cor}$	a/D	a/b	φ (°)
1	25.50	64449.5	0.1516	0.309	0.815	0.000
2	17.84	78751.0	0.1376	0.400	0.831	0.654
3	12.48	93502.0	0.1192	0.472	0.821	0.799
4	8.74	109742.5	0.0975	0.528	0.780	1.118
5	6.13	129495.5	0.0744	0.580	0.711	1.581
6	4.28	149118.5	0.0540	0.631	0.636	1.274
7	2.99	175221.5	0.0366	0.684	0.589	1.625
8	2.10	207235.0	0.0267	0.738	0.495	1.320
9	1.69	230451.0	0.0178	0.788	0.415	1.425
10	1.34	251860.5	0.0120	0.844	0.388	1.599

Ensayo E0-20 ($R=0.5$)

Escalón	ΔF (kN)	Nº ciclos	$(1/CED)_{cor}$	a/D	a/b	φ (°)
1	26.50	63291.0	0.1543	-	-	-
2	18.55	81264.5	0.1421	0.393	0.888	0.000
3	12.99	99020.5	0.1214	0.466	0.816	0.332
4	9.09	117087.0	0.0934	0.538	0.755	1.292
5	6.37	133377.5	0.0659	0.605	0.682	1.911
6	4.46	146635.0	0.0432	0.669	0.592	3.166
7	3.12	161288.5	0.0273	0.731	0.546	4.160
8	2.17	179480.5	0.0174	0.805	0.499	4.853
9	1.42	197310.0	0.0117	-	-	-
10	1.06	229799.5	0.0074	-	-	-

Ensayo E0-21 ($R=0.5$)

Escalón	ΔF (kN)	Nº ciclos	$(1/CED)_{cor}$	a/D	a/b	φ (°)
1	27.50	42310.0	0.1544	0.276	0.814	0.000
2	19.25	61175.0	0.1415	0.385	0.864	1.108
3	13.47	79367.5	0.1173	0.477	0.825	0.998
4	9.45	93611.0	0.0905	0.547	0.759	0.559
5	6.61	107396.5	0.0647	0.608	0.685	0.088
6	4.61	119613.0	0.0423	0.673	0.605	-0.743
7	3.23	133221.0	0.0274	0.734	0.539	-1.486
8	2.27	148892.5	0.0172	0.794	0.461	-2.370
9	1.57	171265.5	0.0110	0.864	0.398	-1.977
10	1.10	201832.5	0.0074	0.943	0.290	-1.046

Ensayo E7-1 ($R=0$)

Escalón	$\Delta F(\text{kN})$	Nº ciclos	$1/CED$	a/D	a/b	φ (°)
1	15.24	20755.0	0.1471	0.316	1.004	0.000
2	10.61	2778.5	0.1379	0.390	1.021	-0.301
3	7.36	3357.5	0.1260	0.442	0.969	-0.163
4	5.09	4105.5	0.1112	0.482	0.881	-0.169
5	3.51	5871.0	0.0908	0.525	0.775	0.079
6	2.39	6488.5	0.0687	0.569	0.685	0.044
7	1.62	7177.0	0.0516	0.611	0.607	-0.101
8	1.07	9554.0	0.0382	0.653	0.545	-0.071
9	0.69	15416.0	0.0259	0.703	0.476	-0.376
10	0.51	13492.5	0.0182	0.749	0.450	-0.456

Ensayo E7-2 ($R=0$)

Escalón	$\Delta F(\text{kN})$	Nº ciclos	$1/CED$	a/D	a/b	φ (°)
1	16.13	24187.5	0.1444	0.410	1.184	0.000
2	11.22	1668.5	0.1333	0.475	1.146	1.252
3	7.80	2291.0	0.1185	0.527	1.089	2.255
4	5.40	2804.5	0.0989	0.567	0.974	2.735
5	3.72	3133.5	0.0817	0.600	0.896	3.460
6	2.53	4678.0	0.0637	0.630	0.790	3.691
7	1.71	6630.5	0.0444	0.669	0.668	3.412
8	1.14	8688.5	0.0270	0.718	0.544	2.716
9	0.73	7641.5	0.0188	0.754	0.466	1.937
10	0.54	6240.5	0.0138	0.784	0.422	1.386

Ensayo E7-3 ($R=0$)

Escalón	$\Delta F(\text{kN})$	Nº ciclos	$1/CED$	a/D	a/b	φ (°)
1	13.15	7572.0	0.1402	-	-	-
2	9.15	2438.0	0.1248	0.436	0.935	0.000
3	6.35	2371.0	0.1053	0.501	0.926	0.426
4	4.38	2441.5	0.0875	0.542	0.875	1.102
5	3.01	3304.0	0.0704	0.577	0.798	1.643
6	2.05	5141.0	0.0484	0.625	0.676	1.736
7	1.36	5175.0	0.0333	0.671	0.582	1.745
8	0.90	6390.5	0.0224	0.718	0.497	1.451
9	0.57	7749.5	0.0163	0.754	0.456	1.541
10	-	-	-	0.768	0.460	1.483

Ensayo E7-4 ($R=0$)

Escalón	ΔF (kN)	Nº ciclos	$1/CED$	a/D	a/b	φ (°)
1	14.64	18497.5	0.1478	0.294	0.944	0.000
2	10.19	3693.0	0.1390	0.368	0.967	0.545
3	7.08	4276.0	0.1273	0.420	0.916	0.647
4	4.89	5069.0	0.1146	0.459	0.846	0.578
5	3.36	6576.0	0.0997	0.491	0.775	0.859
6	2.29	9861.5	0.0837	0.525	0.698	1.322
7	1.55	13537.5	0.0667	0.561	0.626	1.667

Ensayo E7-5 ($R=0$)

Escalón	ΔF (kN)	Nº ciclos	$1/CED$	a/D	a/b	φ (°)
1	14.65	19442.0	0.1541	0.293	0.996	0.000
2	10.19	4129.0	0.1456	0.374	0.997	0.776
3	7.06	4611.0	0.1329	0.432	0.937	1.167
4	4.89	5272.5	0.1183	0.472	0.859	0.986
5	3.36	7268.0	0.1007	0.508	0.777	0.632
6	2.29	9474.5	0.0835	0.539	0.682	-0.289
7	1.55	15276.0	0.0626	0.581	0.584	-1.597

Ensayo E7-6 ($R=0$)

Escalón	ΔF (kN)	Nº ciclos	$1/CED$	a/D	a/b	φ (°)
1	15.24	31188.0	0.1514	0.315	1.051	0.000
2	10.61	3449.5	0.1403	0.398	1.036	0.631
3	7.36	3287.5	0.1288	0.446	0.968	0.980
4	5.09	4285.0	0.1139	0.483	0.873	0.918
5	3.51	5405.5	0.0982	0.514	0.785	0.862
6	2.39	4456.0	0.0958	0.524	0.756	0.479
7	1.62	22670.5	0.0655	0.577	0.592	-0.486

Ensayo E7-7 ($R=0$)

Escalón	$\Delta F(\text{kN})$	Nº ciclos	$1/CED$	a/D	a/b	φ (°)
1	15.24	20476.0	0.00656	0.311	1.042	0.000
2	10.61	3152.0	0.00702	0.386	1.030	0.355
3	7.35	3402.0	0.00771	0.439	0.987	0.822
4	5.09	4244.0	0.00883	0.480	0.892	0.587
5	3.50	5091.0	0.01026	0.514	0.821	0.426
6	2.39	7106.5	0.01255	0.545	0.727	0.341
7	1.62	9574.0	0.01558	0.578	0.662	0.553

Ensayo E7-8 ($R=0$)

Escalón	$\Delta F(\text{kN})$	Nº ciclos	$1/CED$	a/D	a/b	φ (°)
1	15.24	29857.0	0.1495	0.305	1.024	0.000
2	10.61	3508.0	0.1402	0.380	1.007	-0.698
3	7.35	3994.0	0.1276	0.434	0.947	-1.091
4	5.09	4770.0	0.1126	0.475	0.864	-1.027
5	3.51	6197.5	0.0961	0.509	0.772	-0.738
6	2.39	10197.5	0.0729	0.557	0.654	0.041
7	1.24	10879.0	0.0538	0.603	0.551	1.112
8	1.07	12137.0	0.0406	0.639	0.486	1.942
9	0.50	17024.5	0.0316	0.675	0.464	2.798

Ensayo E7-9 ($R=0$)

Escalón	$\Delta F(\text{kN})$	Nº ciclos	$1/CED$	a/D	a/b	φ (°)
1	15.24	26647.0	0.1469	0.334	1.035	0.000
2	10.61	2899.0	0.1334	0.422	1.038	0.903
3	7.35	3204.5	0.1124	0.498	0.976	1.684
4	5.09	2601.0	0.0952	0.539	0.909	1.563
5	3.51	3543.0	0.0777	0.575	0.816	0.754
6	2.39	4994.5	0.0559	0.617	0.718	-0.437
7	1.61	5210.5	0.0413	0.653	0.639	-2.085
8	1.07	7841.5	0.0286	0.694	0.542	-4.141
9	0.69	10876.0	0.0191	0.738	0.473	-6.388
10	0.50	9010.5	0.0137	0.779	0.434	-8.052

Ensayo E7-10 ($R=0$)

Escalón	ΔF (kN)	Nº ciclos	$1/CED$	a/D	a/b	φ (°)
1	15.26	85681.5	0.1515	0.312	1.007	0.000
2	10.61	3592.0	0.1360	0.427	1.029	0.521
3	7.36	2710.5	0.1202	0.486	0.985	1.035
4	5.09	3413.5	0.1007	0.534	0.917	0.239
5	3.51	3875.5	0.0836	0.570	0.842	-0.697
6	2.39	6165.0	0.0627	0.610	0.733	-2.054
7	1.62	7320.0	0.0455	0.650	0.636	-3.871
8	1.07	9769.5	0.0324	0.690	0.548	-5.850
9	0.69	12867.5	0.0238	0.725	0.487	-8.283
10	0.50	11353.5	0.0186	0.754	0.444	-9.759

Ensayo E7-11 ($R=0$)

Escalón	ΔF (kN)	Nº ciclos	$1/CED$	a/D	a/b	φ (°)
1	13.16	8394.0	0.1425	0.356	0.936	0.000
2	9.15	2608.0	0.1284	0.439	0.965	-0.286
3	6.34	2724.0	0.1117	0.494	0.924	-0.422
4	4.38	2990.0	0.0983	0.528	0.886	-0.979
5	3.01	5349.0	0.0794	0.562	0.772	-0.990
6	2.04	7603.0	0.0562	0.609	0.643	-0.701
7	1.36	8524.0	0.0383	0.656	0.534	0.099
8	0.90	10132.5	0.0248	0.706	0.444	0.805
9	0.56	12719.0	0.0161	0.755	0.383	1.355
10	-	-	-	0.770	0.391	1.402

Ensayo E7-12 ($R=0$)

Escalón	ΔF (kN)	Nº ciclos	$1/CED$	a/D	a/b	φ (°)
1	16.11	16490.0	0.1461	0.374	1.206	0.000
2	11.23	1792.0	0.1340	0.455	1.191	0.807
3	7.80	2115.5	0.1213	0.505	1.124	0.273
4	5.40	2962.0	0.1031	0.546	1.024	0.311
5	3.71	3730.0	0.0814	0.581	0.891	-0.183
6	2.54	4290.5	0.0605	0.619	0.770	-0.099
7	1.72	5301.0	0.0418	0.659	0.648	0.197
8	1.13	6289.0	0.0280	0.701	0.557	0.560
9	0.74	7729.5	0.0191	0.741	0.475	1.548
10	0.54	7852.0	0.0121	0.790	0.404	1.845

Ensayo E7-13 ($R=0$)

Escalón	$\Delta F(\text{kN})$	Nº ciclos	$1/CED$	a/D	a/b	φ (°)
1	11.68	5517.5	0.1364	-	-	-
2	8.11	2529.5	0.1233	-	-	-
3	5.62	3497.5	0.1016	0.504	0.843	0.000
4	3.87	3422.5	0.0809	0.555	0.789	-0.294
5	2.65	3500.0	0.0636	0.593	0.717	-0.091
6	1.79	4718.0	0.0464	0.634	0.635	0.438
7	1.19	6143.5	0.0328	0.676	0.539	0.566
8	0.91	3965.5	0.0260	0.704	0.505	0.837
9	0.68	4427.0	0.0218	0.726	0.452	0.746
10	0.51	8585.0	0.0164	0.763	0.400	0.952

Ensayo E7-14 ($R=0$)

Escalón	$\Delta F(\text{kN})$	Nº ciclos	$1/CED$	a/D	a/b	φ (°)
1	16.12	25119.5	0.1469	0.311	1.072	0.000
2	11.23	27604.0	0.1377	0.390	1.083	0.361
3	7.79	30459.0	0.1288	0.433	1.028	0.715
4	5.40	34505.5	0.1174	0.466	0.952	0.987
5	3.73	38709.5	0.1108	0.481	0.908	1.248
6	2.55	54175.5	0.0865	0.525	0.742	1.689
7	1.72	70399.0	0.0632	0.574	0.606	2.158
8	1.14	87758.0	0.0448	0.621	0.499	2.626
9	0.88	97883.5	0.0350	0.654	0.434	3.257
10	0.66	111311.0	0.0279	0.691	0.407	3.627

Ensayo E7-15 ($R=0$)

Escalón	$\Delta F(\text{kN})$	Nº ciclos	$1/CED$	a/D	a/b	φ (°)
1	16.13	17751.5	0.1529	0.281	0.867	0.000
2	11.22	20921.5	0.1456	0.363	0.949	0.533
3	7.80	24667.0	0.1356	0.421	0.944	0.900
4	5.39	29784.5	0.1218	0.469	0.876	0.980
5	3.73	35700.5	0.1075	0.504	0.798	0.649
6	2.54	44325.0	0.0888	0.539	0.703	0.029
7	1.72	53911.5	0.0763	0.565	0.628	-0.627
8	1.14	75664.5	0.0566	0.611	0.538	-1.603
9	0.88	91460.0	0.0443	0.646	0.480	-1.932
10	0.66	106707.0	0.0364	0.675	0.439	-1.968

Ensayo E7-16 ($R=0.25$)

Escalón	ΔF (kN)	Nº ciclos	$1/CED$	a/D	a/b	φ (°)
1	13.12	28985.5	0.1528	0.296	1.015	0.000
2	9.18	32945.5	0.1434	0.386	1.035	0.987
3	6.43	36832.5	0.1348	0.436	0.990	1.632
4	4.50	42512.0	0.1203	0.481	0.908	2.011
5	3.16	47909.5	0.1108	0.505	0.851	1.659
6	2.52	54135.5	0.0947	0.534	0.754	1.508
7	2.02	58241.0	0.0863	0.550	0.712	1.243
8	1.61	65131.0	0.0749	0.571	0.647	0.818
9	1.29	71335.5	0.0698	0.585	0.618	0.479
10	1.05	77704.0	0.0666	0.596	0.602	0.190

Ensayo E7-17 ($R=0.25$)

Escalón	ΔF (kN)	Nº ciclos	$1/CED$	a/D	a/b	φ (°)
1	13.12	24536.5	0.1490	0.330	1.008	0.000
2	9.19	27543.5	0.1410	0.398	1.025	0.042
3	6.44	31639.0	0.1277	0.453	0.994	-0.134
4	4.50	36163.5	0.1170	0.487	0.936	-0.355
5	3.15	43244.0	0.1003	0.520	0.851	-0.626
6	2.20	53664.0	0.0788	0.561	0.741	-0.925
7	1.54	65762.0	0.0588	0.604	0.637	-1.073
8	1.08	79444.0	0.0416	0.651	0.550	-1.014
9	-	-	-	0.699	0.495	-0.737

Ensayo E7-18 ($R=0.25$)

Escalón	ΔF (kN)	Nº ciclos	$1/CED$	a/D	a/b	φ (°)
1	12.91	20948.0	0.1531	-	-	-
2	9.20	25710.0	0.1456	0.347	0.932	0.000
3	6.44	30786.5	0.1349	0.404	0.900	0.918
4	4.51	36903.5	0.1214	0.448	0.837	1.560
5	3.15	45724.0	0.1015	0.495	0.742	2.058
6	2.20	56765.5	0.0773	0.549	0.643	2.007
7	1.54	69309.5	0.0541	0.607	0.560	2.116
8	1.08	82023.5	0.0368	0.663	0.485	2.027
9	0.76	92373.0	0.0271	0.701	0.444	1.882
10	0.61	99572.5	0.0224	0.727	0.433	1.706

Ensayo E7-19 ($R=0.5$)

Escalón	$\Delta F(\text{kN})$	Nº ciclos	$1/CED$	a/D	a/b	φ (°)
1	10.01	45167.0	0.1487	0.359	1.094	0.000
2	6.99	49177.0	0.1403	0.422	1.077	0.009
3	4.90	55698.5	0.1292	0.471	1.011	0.479
4	3.43	64055.0	0.1139	0.507	0.928	1.008
5	2.39	74464.5	0.1032	0.531	0.860	1.348
6	1.92	81859.5	0.0893	0.551	0.778	1.483
7	1.19	95640.5	0.0672	0.597	0.642	1.402
8	1.23	101358.5	0.0565	0.619	0.596	1.304
9	0.99	109550.5	0.0468	0.645	0.553	1.350
10	0.78	118797.0	0.0387	0.669	0.519	1.486

Ensayo E7-20 ($R=0.5$)

Escalón	$\Delta F(\text{kN})$	Nº ciclos	$1/CED$	a/D	a/b	φ (°)
1	9.99	35503.0	0.1509	0.303	1.013	0.000
2	7.00	42234.5	0.1407	0.407	1.025	0.270
3	4.90	48338.5	0.1241	0.476	0.957	0.603
4	3.43	54173.5	0.1076	0.516	0.878	0.726
5	2.40	61685.5	0.0893	0.552	0.780	1.040
6	1.67	69185.0	0.0721	0.583	0.700	1.266
7	1.06	83938.0	0.0538	0.623	0.597	1.545
8	0.83	102387.5	0.0370	0.676	0.510	1.718

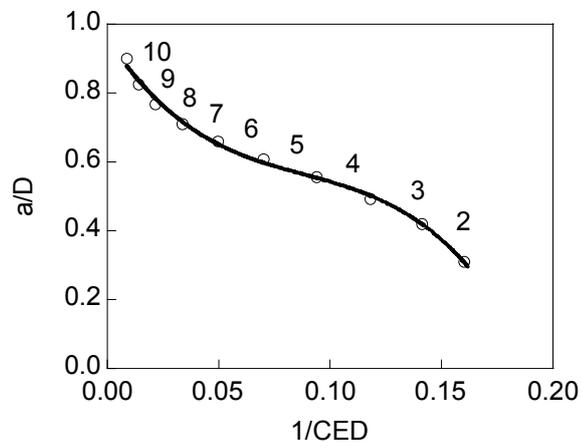
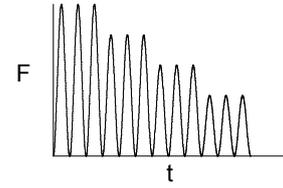
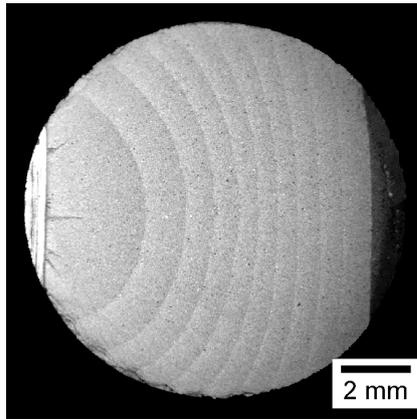
Ensayo E7-21 ($R=0.5$)

Escalón	$\Delta F(\text{kN})$	Nº ciclos	$1/CED$	a/D	a/b	φ (°)
1	10.01	45949.5	0.1518	0.306	0.972	0.000
2	7.01	52542.0	0.1405	0.399	0.976	0.614
3	4.90	58629.5	0.1274	0.453	0.914	1.528
4	3.43	66238.5	0.1079	0.499	0.823	2.216
5	2.39	75036.0	0.0874	0.540	0.723	2.912
6	1.29	85358.0	0.0666	0.592	0.618	3.401
7	1.17	98346.5	0.0467	0.642	0.528	3.589
8	0.83	111981.0	0.0327	0.687	0.451	3.692
9	0.57	128942.0	0.0233	0.730	0.398	3.617

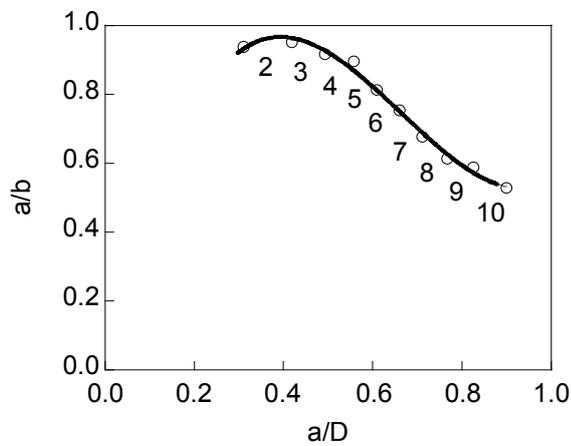
ANEXO V

CRECIMIENTO DE FISURAS CÍCLICAS EN EL RÉGIMEN DE PARIS

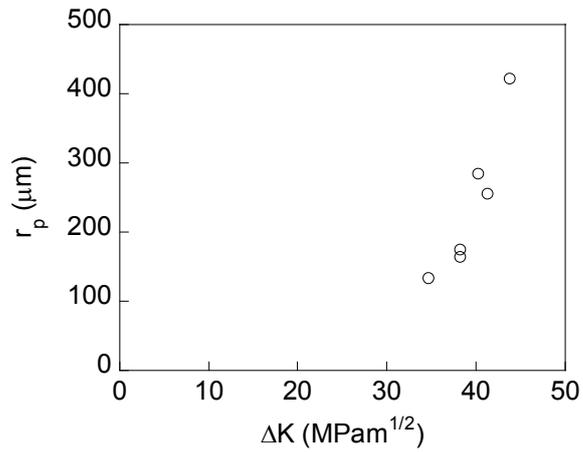
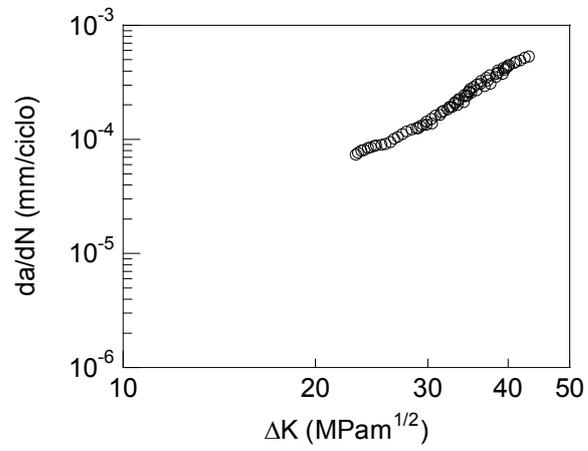
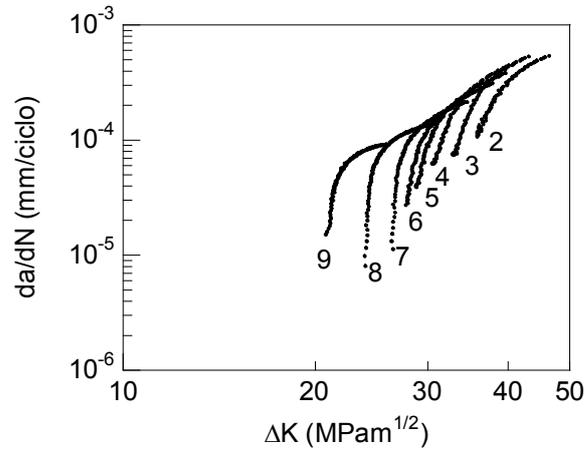
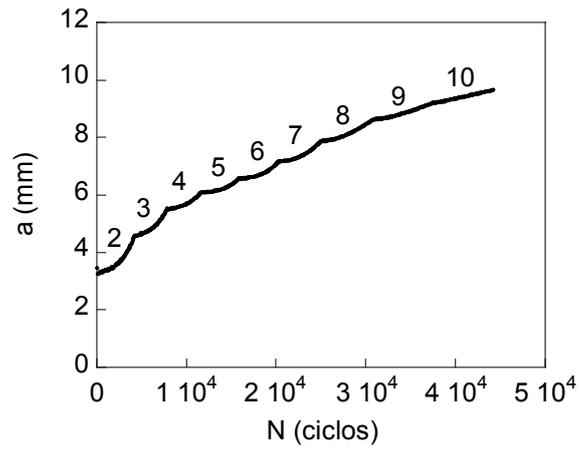
ENSAYO E0-1 ($R=0$)



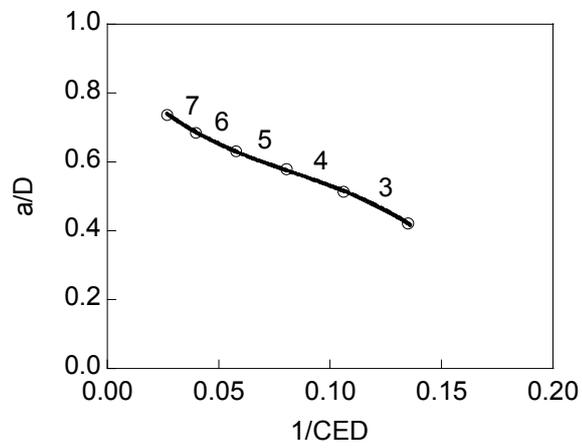
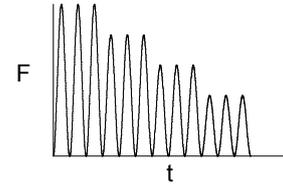
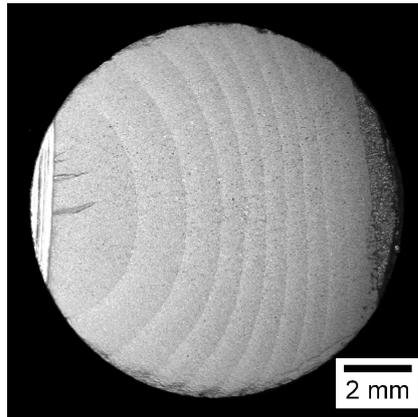
$$\frac{a}{D} = 0.960 - 9.911 \frac{1}{CED} + 92.208 \left(\frac{1}{CED} \right)^2 - 347.676 \left(\frac{1}{CED} \right)^3 \quad (R=0.998)$$



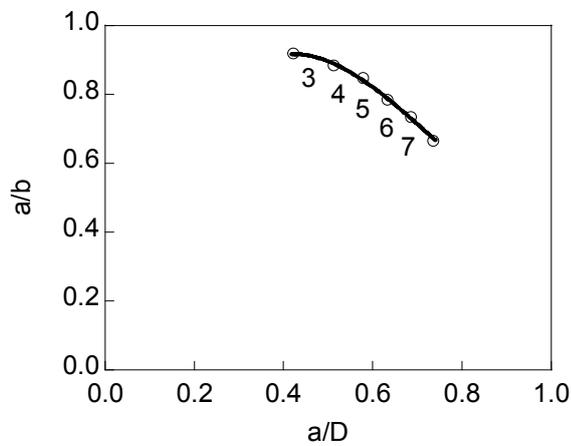
$$\frac{a}{b} = -0.071 + 6.146 \frac{a}{D} - 11.113 \left(\frac{a}{D} \right)^2 + 5.588 \left(\frac{a}{D} \right)^3 \quad (R=0.997)$$



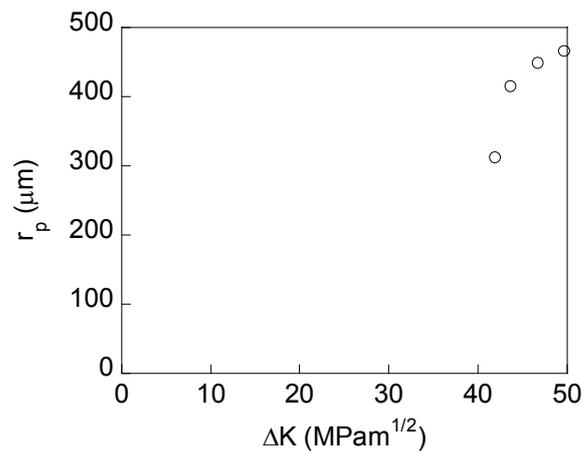
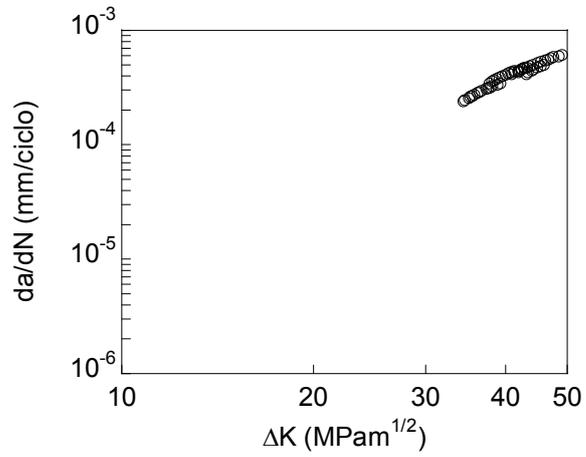
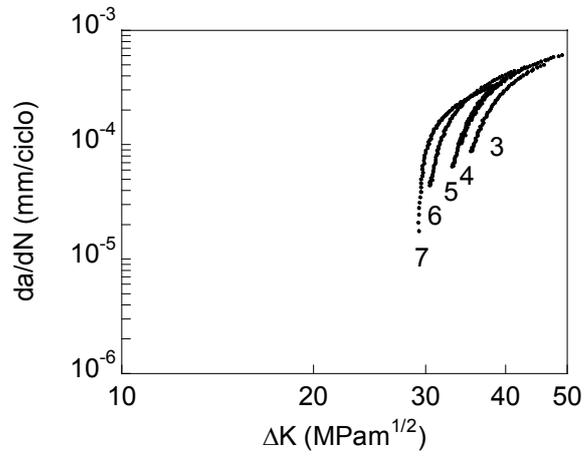
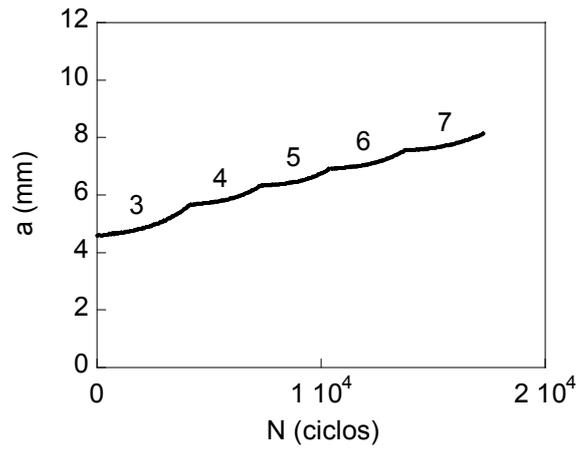
ENSAYO E0-2 ($R=0$)



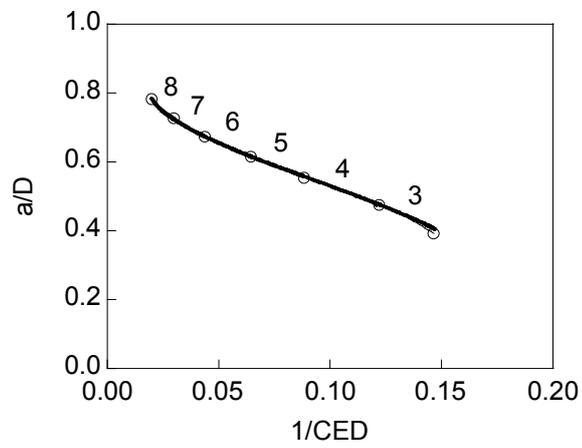
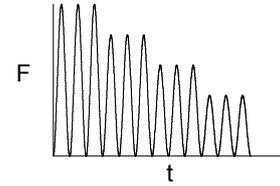
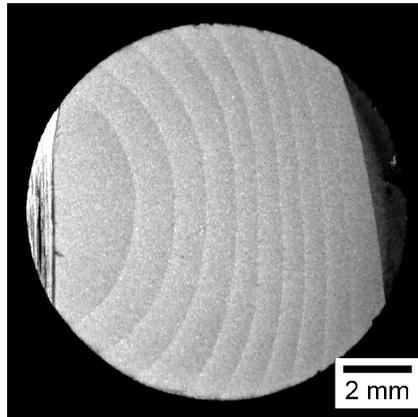
$$\frac{a}{D} = 0.873 - 6.265 \frac{1}{CED} + 47.484 \left(\frac{1}{CED} \right)^2 - 191.233 \left(\frac{1}{CED} \right)^3 \quad (R=1.000)$$



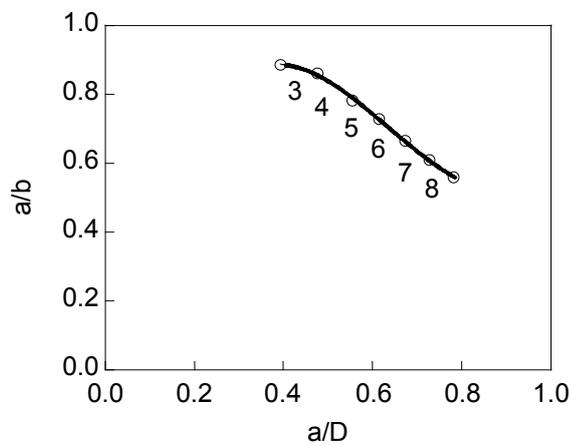
$$\frac{a}{b} = 0.570 + 1.904 \frac{a}{D} - 2.738 \left(\frac{a}{D} \right)^2 + 0.446 \left(\frac{a}{D} \right)^3 \quad (R=0.999)$$



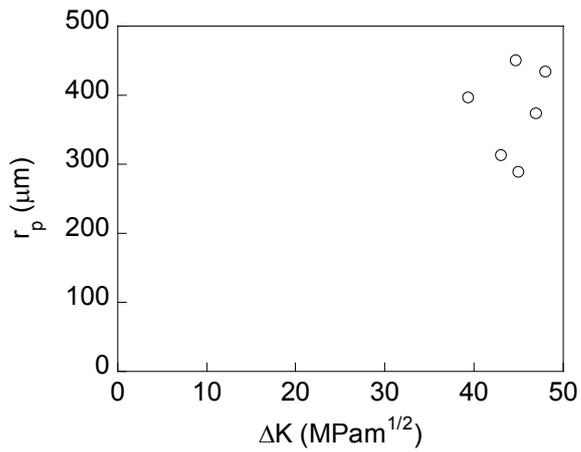
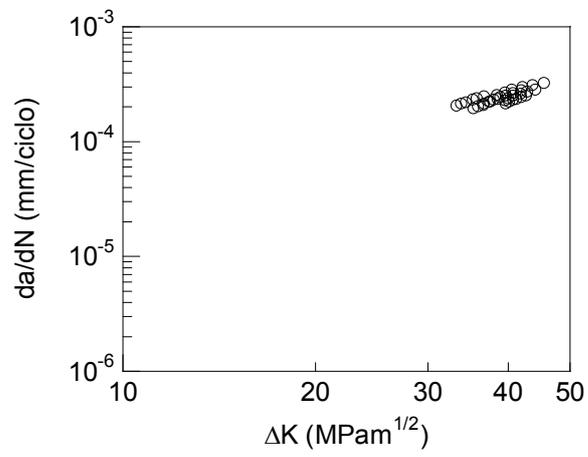
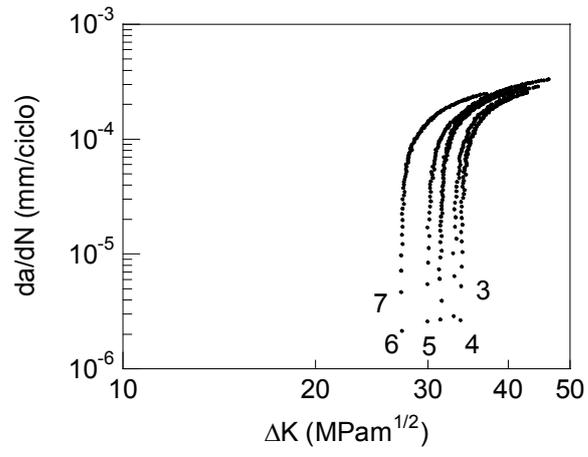
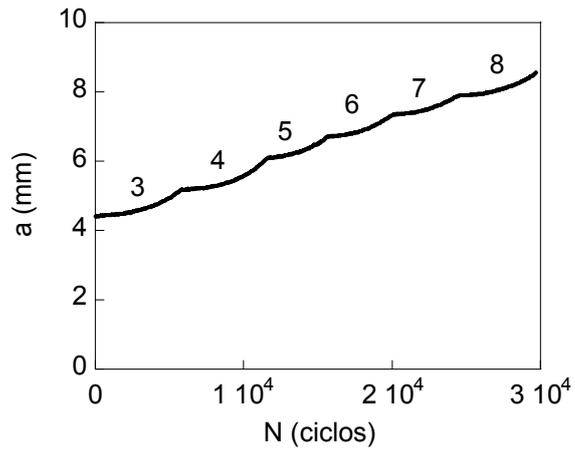
ENSAYO E0-3 ($R=0$)



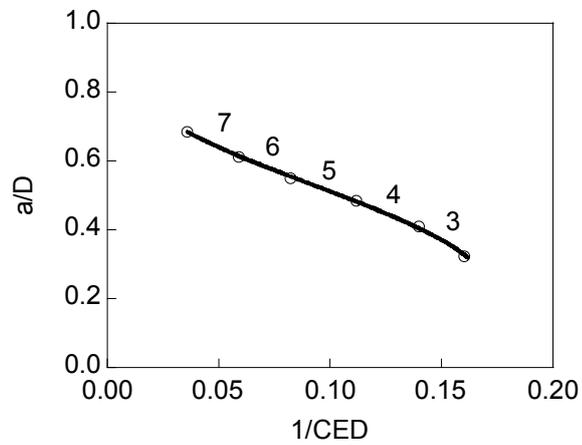
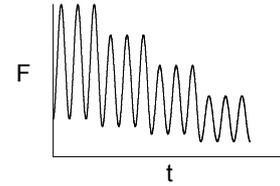
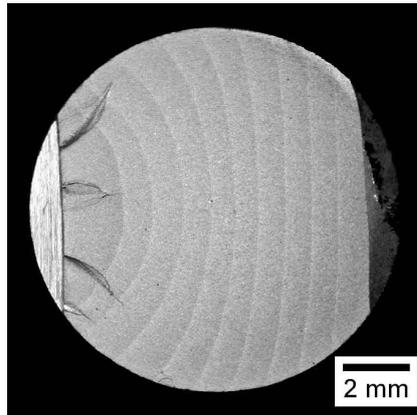
$$\frac{a}{D} = 0.908 - 7.554 \frac{1}{CED} + 59.902 \left(\frac{1}{CED} \right)^2 - 220.910 \left(\frac{1}{CED} \right)^3 \quad (R=1.000)$$



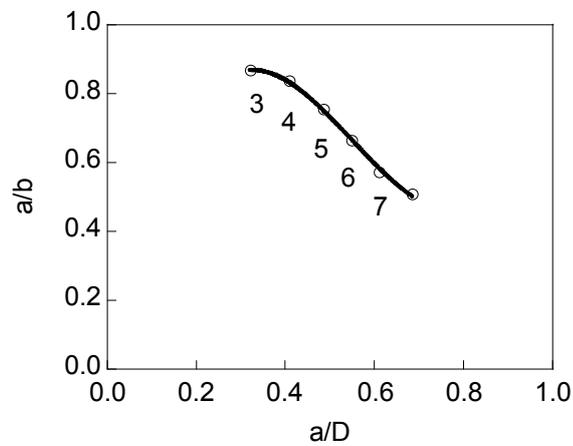
$$\frac{a}{b} = -0.002 + 5.460 \frac{a}{D} - 10.218 \left(\frac{a}{D} \right)^2 + 5.316 \left(\frac{a}{D} \right)^3 \quad (R=1.000)$$



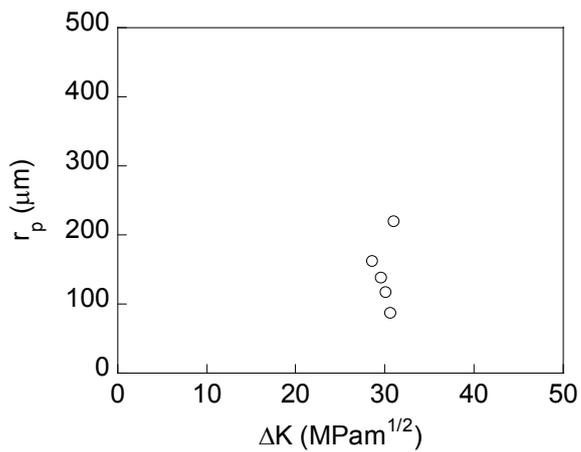
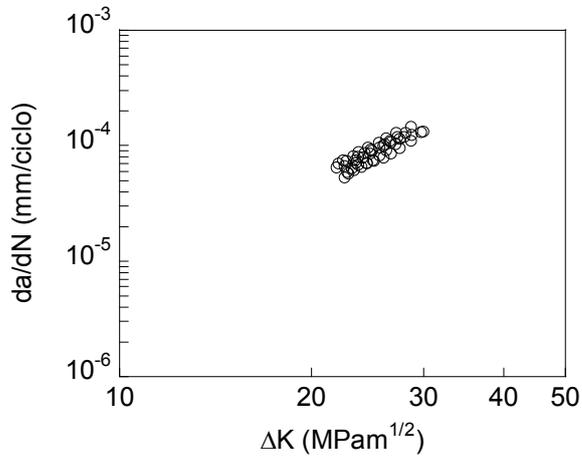
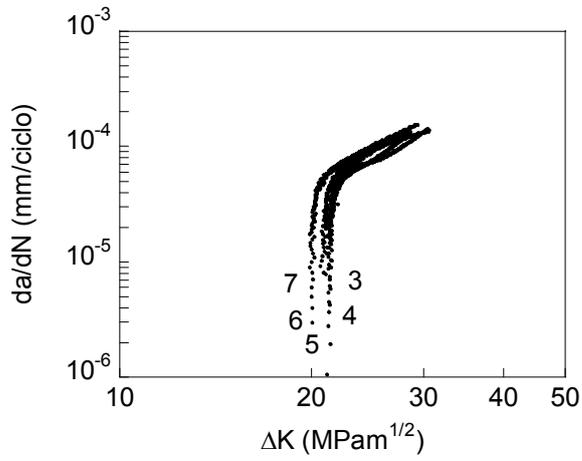
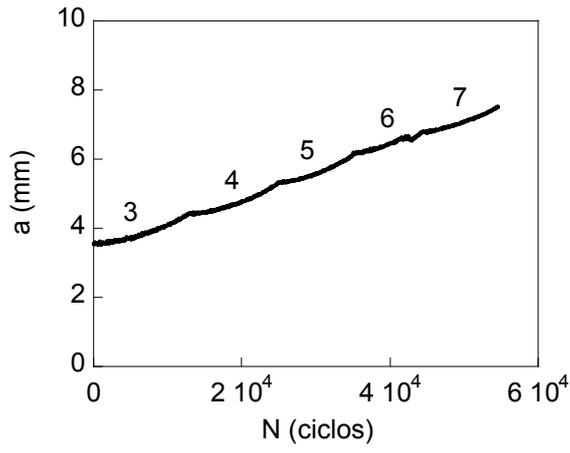
ENSAYO E0-16 ($R=0.25$)



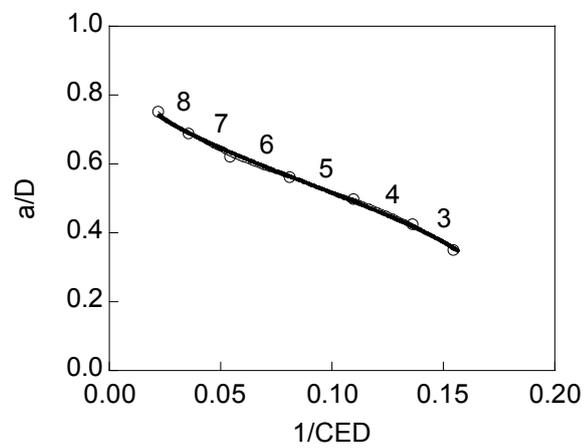
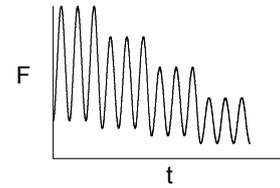
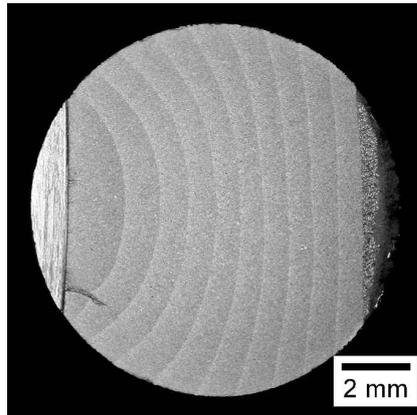
$$\frac{a}{D} = 0.881 - 7.098 \frac{1}{CED} + 53.521 \left(\frac{1}{CED} \right)^2 - 193.050 \left(\frac{1}{CED} \right)^3 \quad (R=0.999)$$



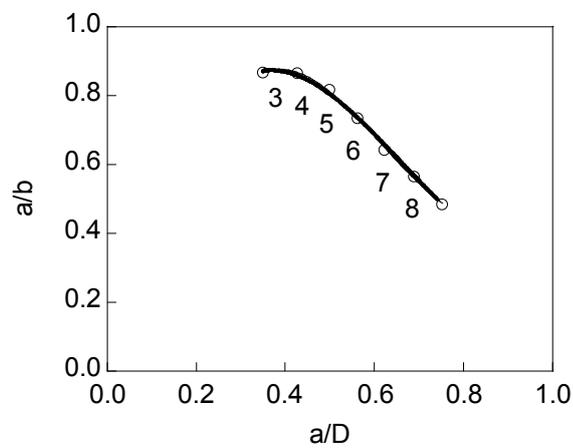
$$\frac{a}{b} = -0.555 + 9.848 \frac{a}{D} - 21.107 \left(\frac{a}{D} \right)^2 + 13.128 \left(\frac{a}{D} \right)^3 \quad (R=1.000)$$



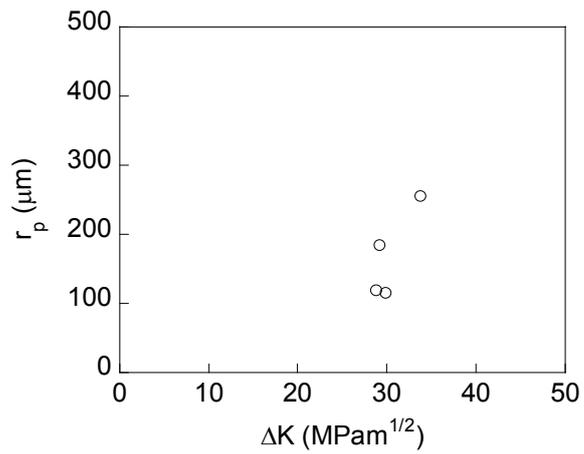
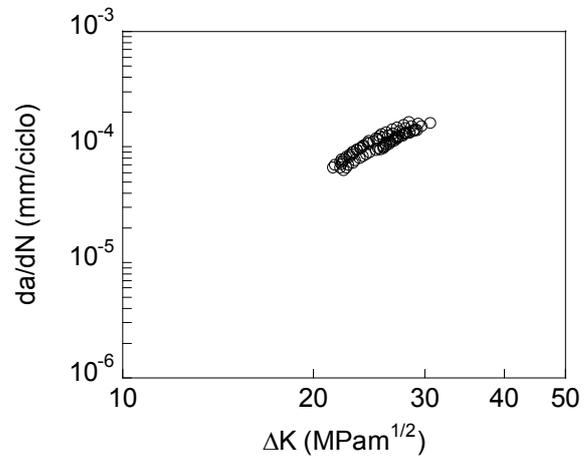
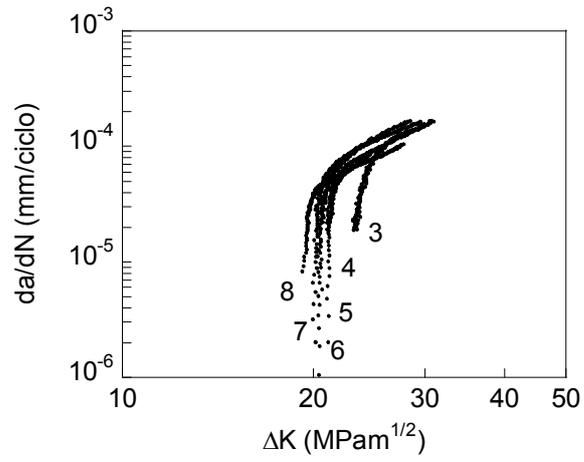
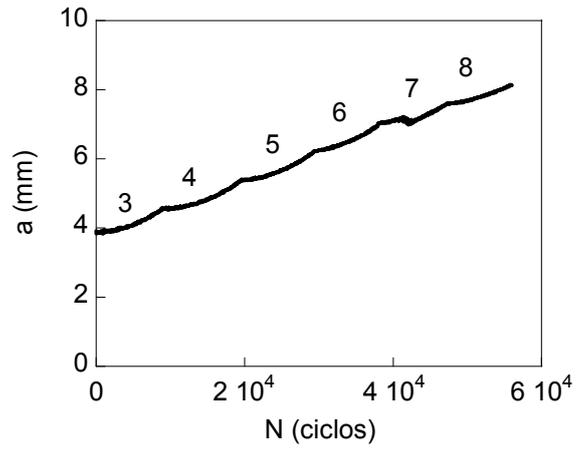
ENSAYO E0-17 ($R=0.25$)



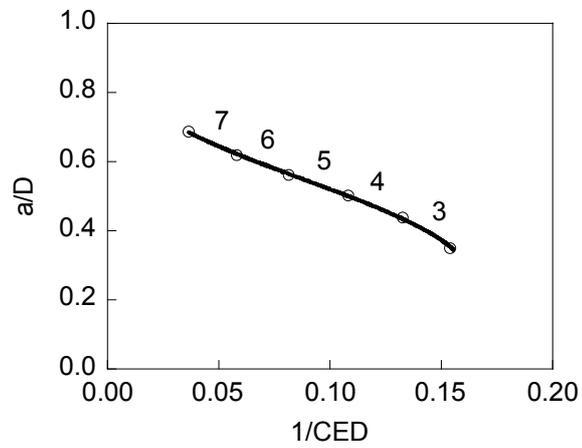
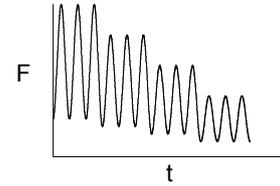
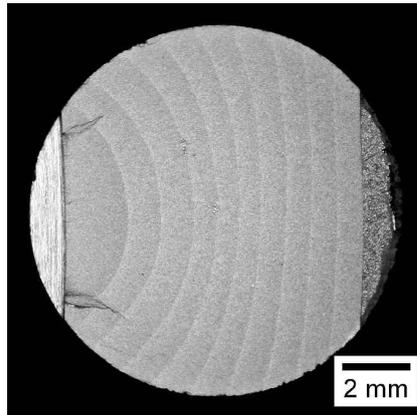
$$\frac{a}{D} = 0.895 - 7.774 \frac{1}{CED} + 63.938 \left(\frac{1}{CED} \right)^2 - 235.940 \left(\frac{1}{CED} \right)^3 \quad (R=1.000)$$



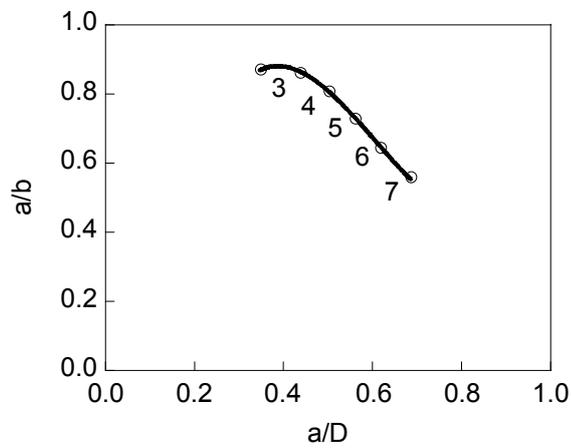
$$\frac{a}{b} = -0.071 + 6.146 \frac{a}{D} - 11.113 \left(\frac{a}{D} \right)^2 + 5.588 \left(\frac{a}{D} \right)^3 \quad (R=0.997)$$



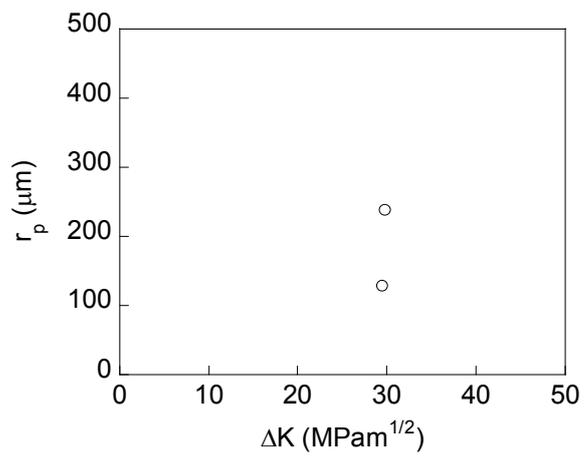
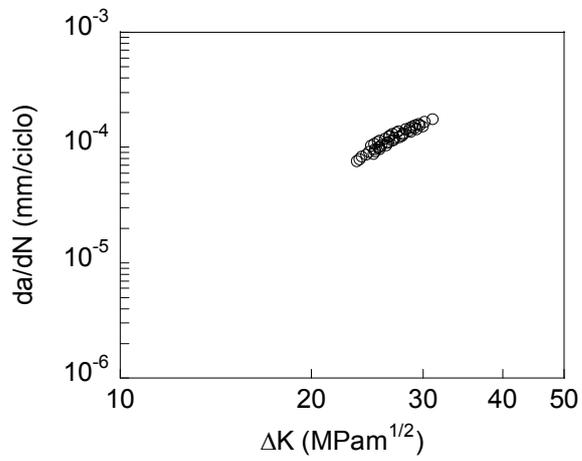
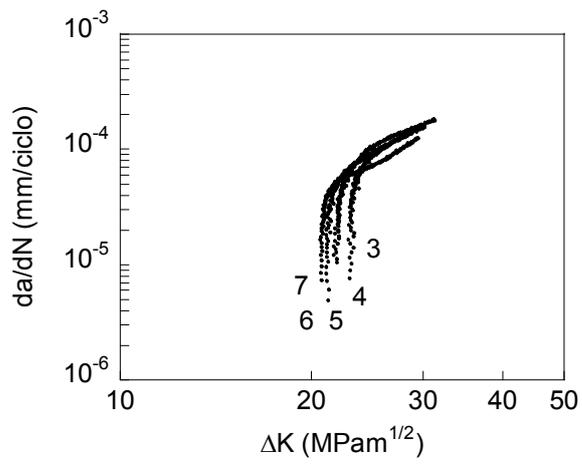
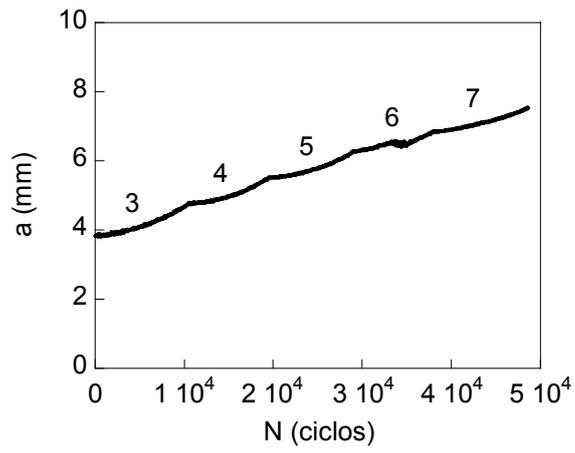
ENSAYO E0-18 (R=0.25)



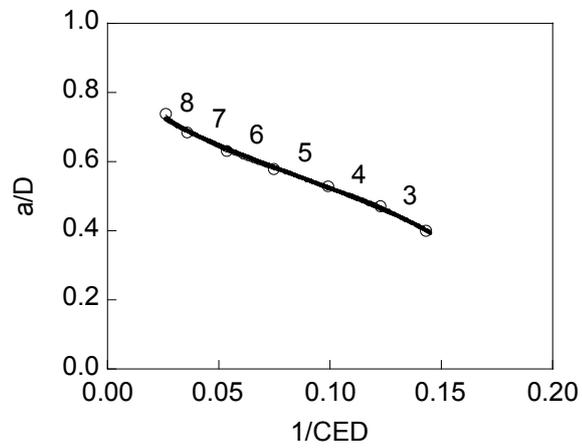
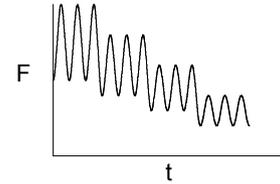
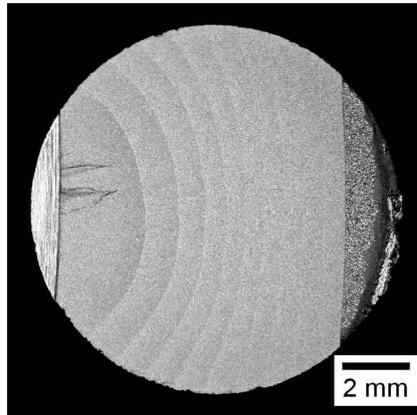
$$\frac{a}{D} = 0.882 - 7.132 \frac{1}{CED} + 56.655 \left(\frac{1}{CED} \right)^2 - 212.706 \left(\frac{1}{CED} \right)^3 \quad (R=1.000)$$



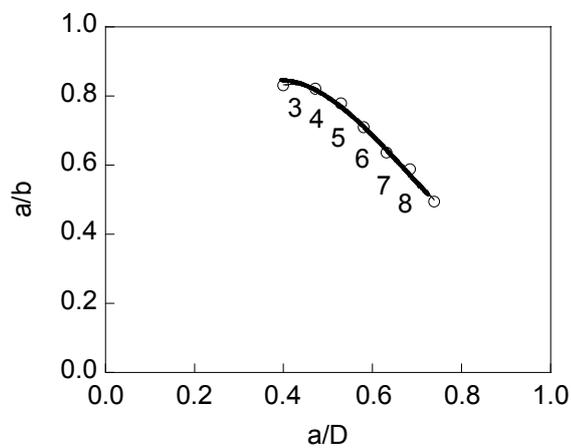
$$\frac{a}{b} = -0.848 + 10.673 \frac{a}{D} - 20.510 \left(\frac{a}{D} \right)^2 + 11.581 \left(\frac{a}{D} \right)^3 \quad (R=1.000)$$



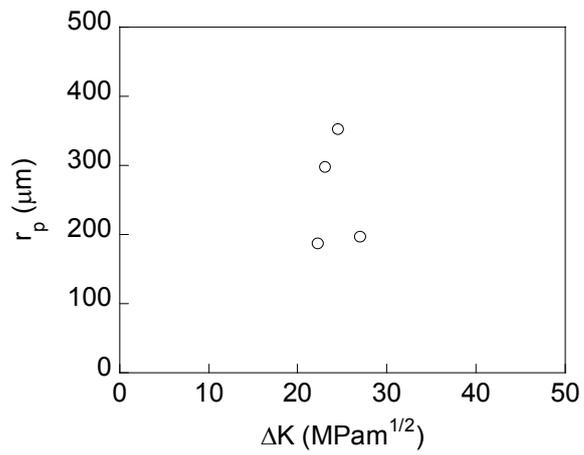
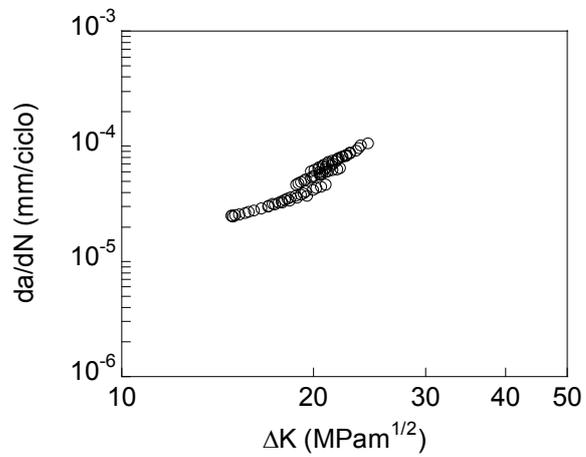
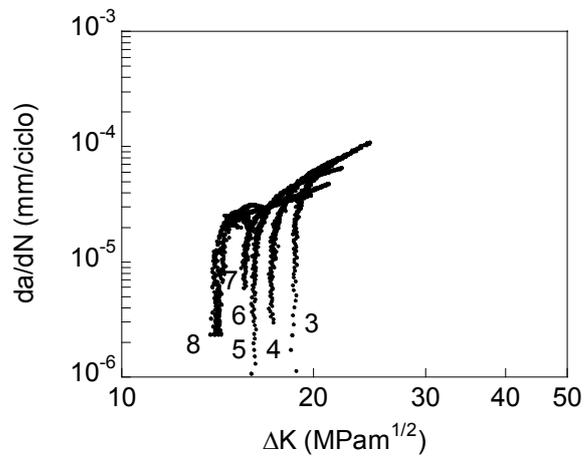
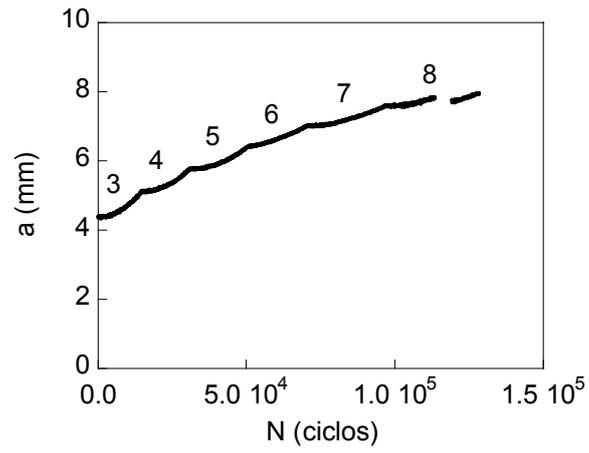
ENSAYO E0-19 ($R=0.5$)



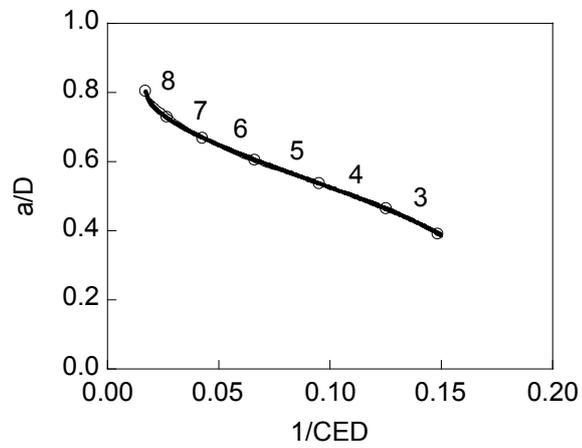
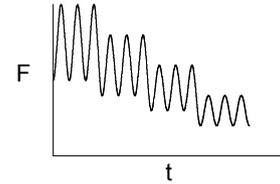
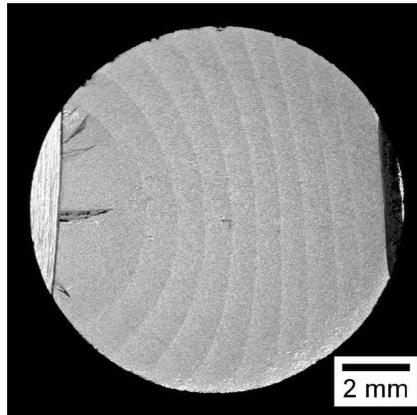
$$\frac{a}{D} = 0.903 - 8.092 \frac{1}{CED} + 63.740 \left(\frac{1}{CED} \right)^2 - 264.034 \left(\frac{1}{CED} \right)^3 \quad (R=1.000)$$



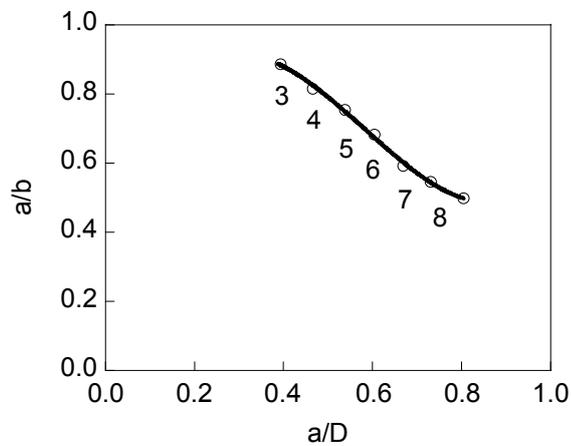
$$\frac{a}{b} = -0.795 + 9.212 \frac{a}{D} - 16.120 \left(\frac{a}{D} \right)^2 + 8.152 \left(\frac{a}{D} \right)^3 \quad (R=0.998)$$



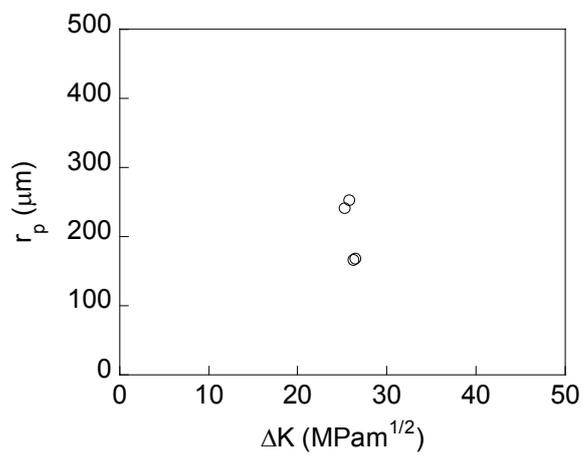
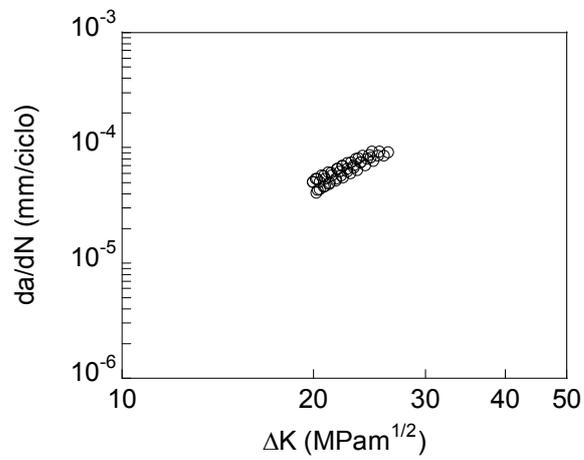
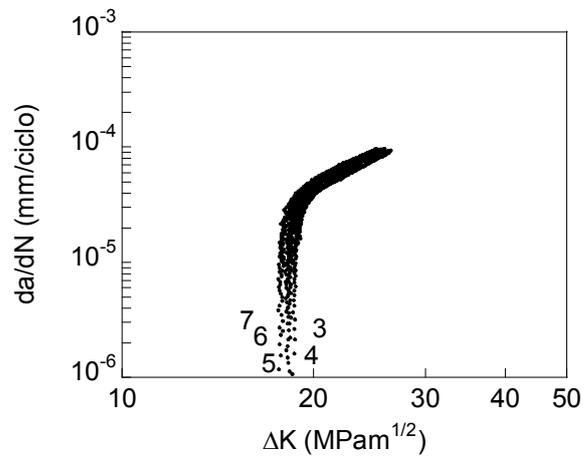
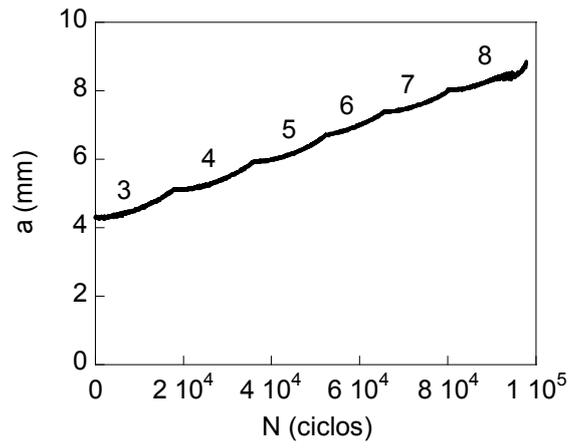
ENSAYO E0-20 ($R=0.5$)



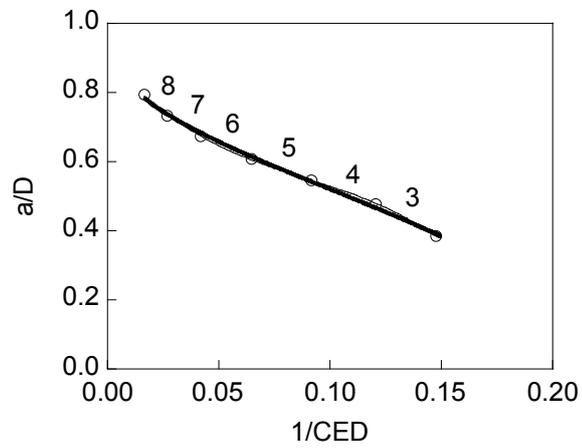
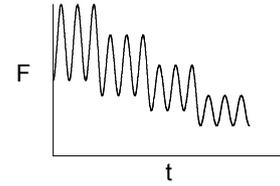
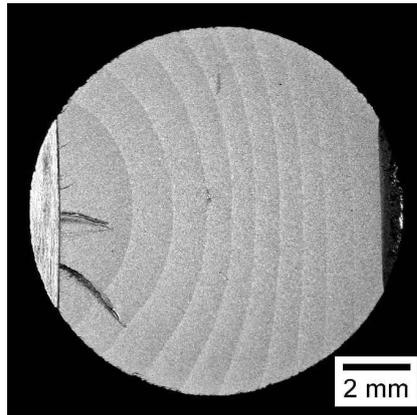
$$\frac{a}{D} = 0.921 - 8.366 \frac{1}{CED} + 69.320 \left(\frac{1}{CED} \right)^2 - 249.496 \left(\frac{1}{CED} \right)^3 \quad (R=0.999)$$



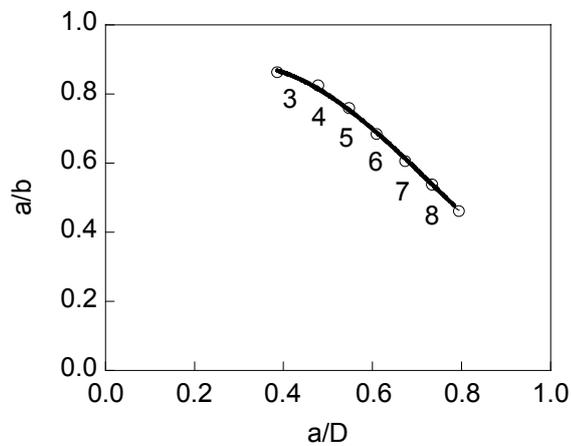
$$\frac{a}{b} = -0.400 + 3.863 \frac{a}{D} - 8.642 \left(\frac{a}{D} \right)^2 + 4.962 \left(\frac{a}{D} \right)^3 \quad (R=0.999)$$



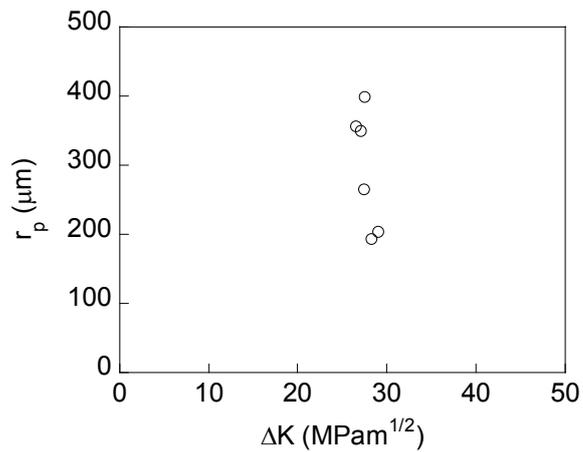
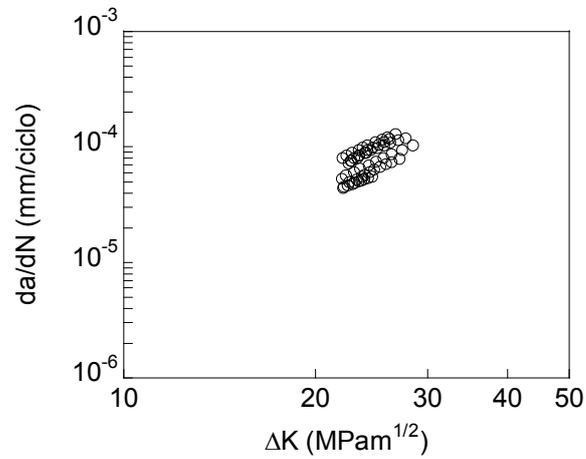
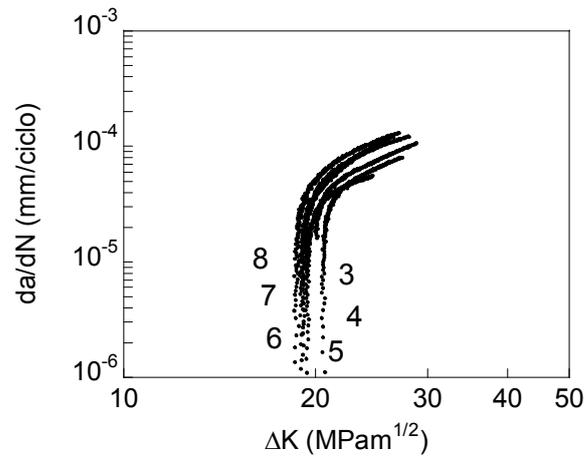
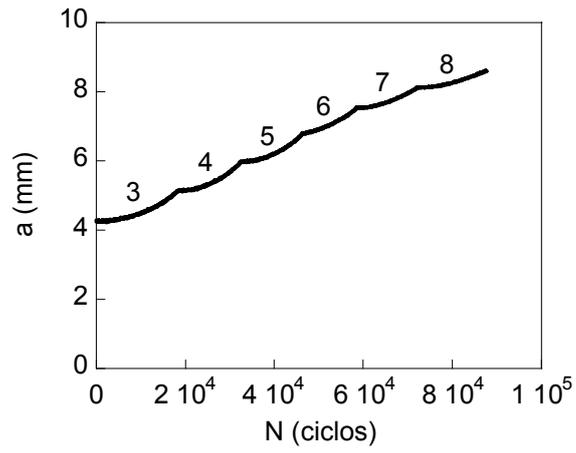
ENSAYO E0-21 ($R=0.5$)



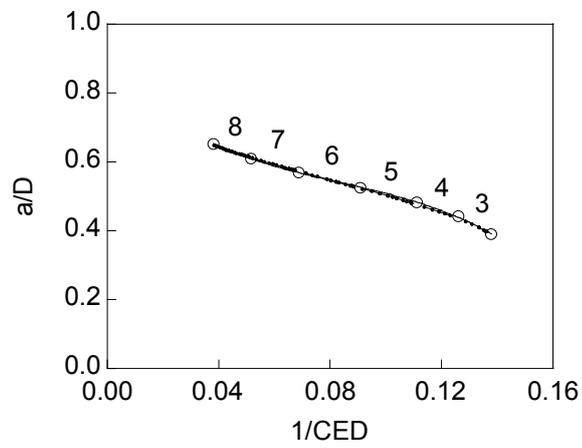
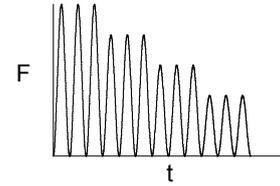
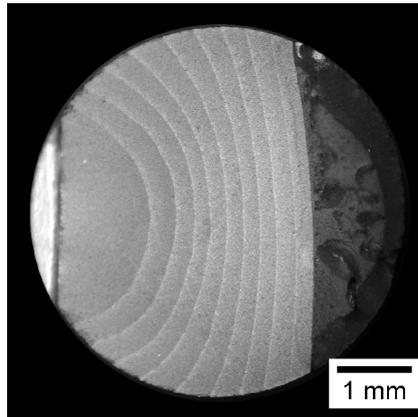
$$\frac{a}{D} = 0.904 - 7.738 \frac{1}{CED} + 63.594 \left(\frac{1}{CED} \right)^2 - 237.378 \left(\frac{1}{CED} \right)^3 \quad (R=1.000)$$



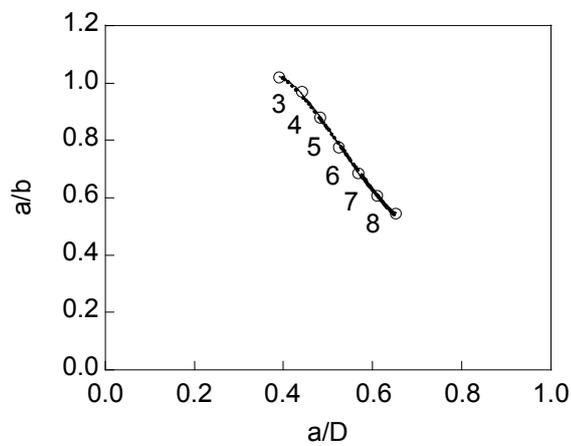
$$\frac{a}{b} = 0.074 + 4.934 \frac{a}{D} - 9.250 \left(\frac{a}{D} \right)^2 + 4.603 \left(\frac{a}{D} \right)^3 \quad (R=1.000)$$



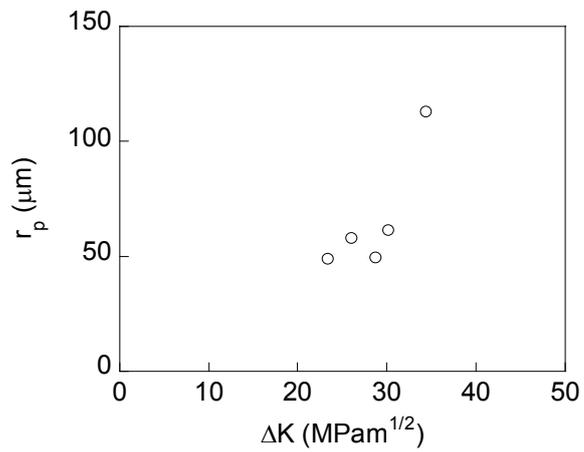
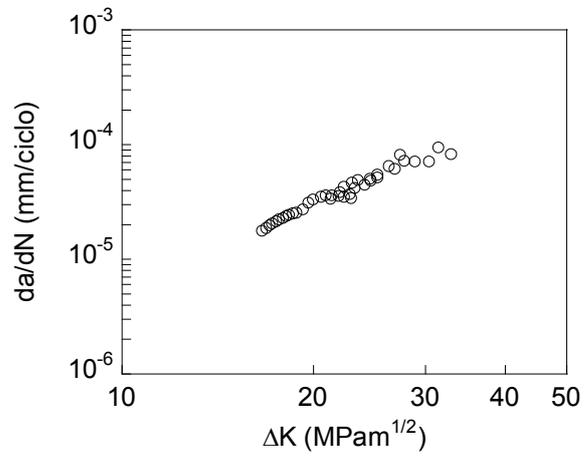
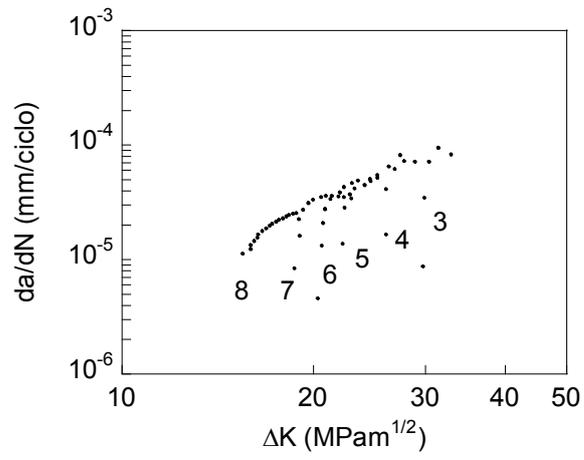
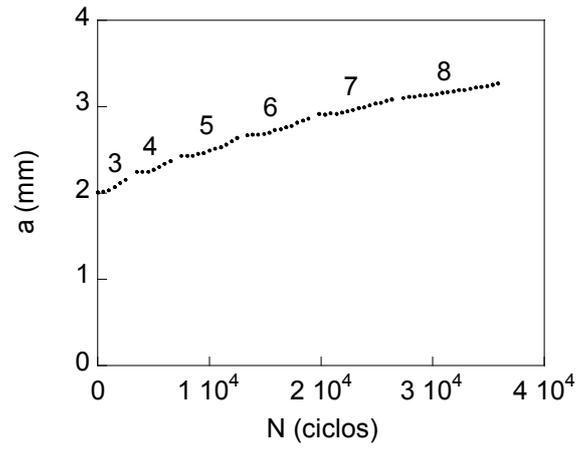
ENSAYO E7-1 ($R=0$)



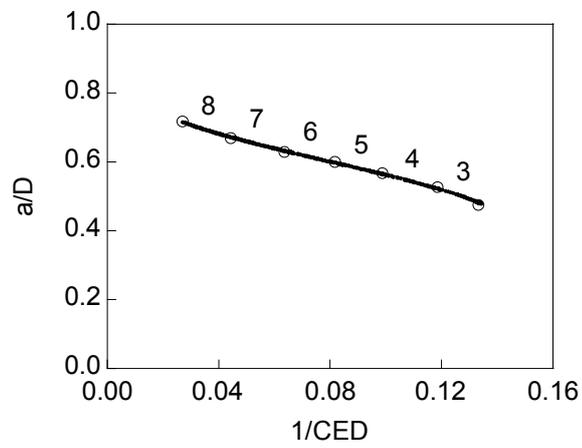
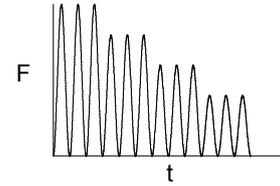
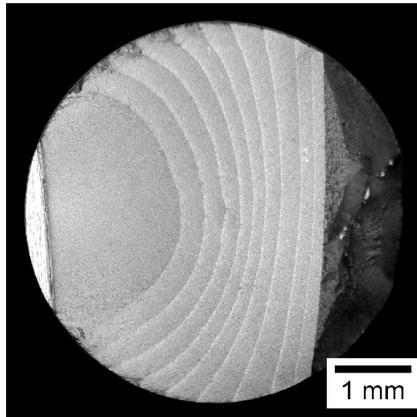
$$\frac{a}{D} = 0.879 - 8.432 \frac{1}{CED} + 78.280 \left(\frac{1}{CED} \right)^2 - 310.128 \left(\frac{1}{CED} \right)^3 \quad (R=1.000)$$



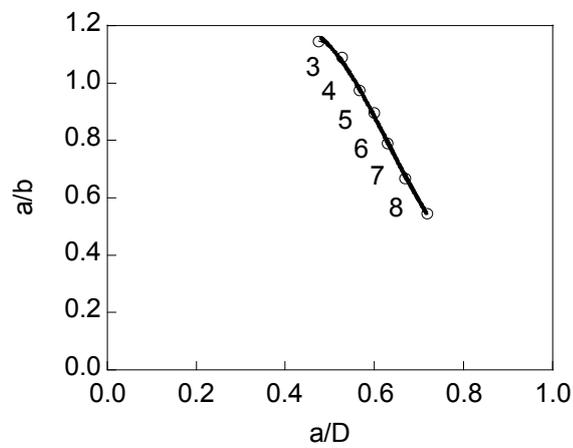
$$\frac{a}{b} = -2.548 + 23.739 \frac{a}{D} - 49.680 \left(\frac{a}{D} \right)^2 + 31.528 \left(\frac{a}{D} \right)^3 \quad (R=0.999)$$



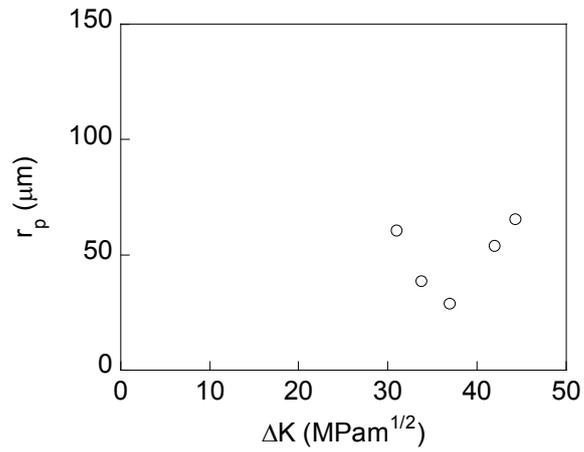
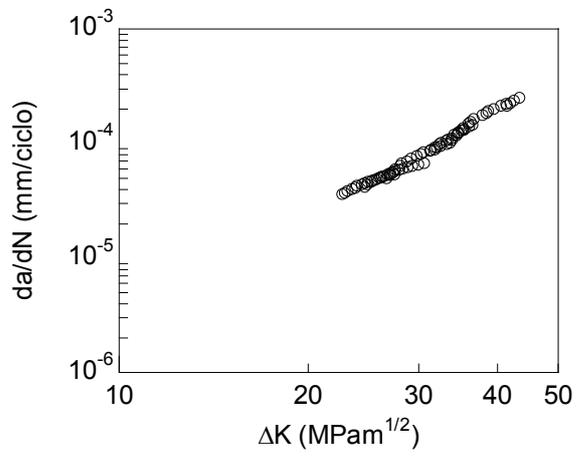
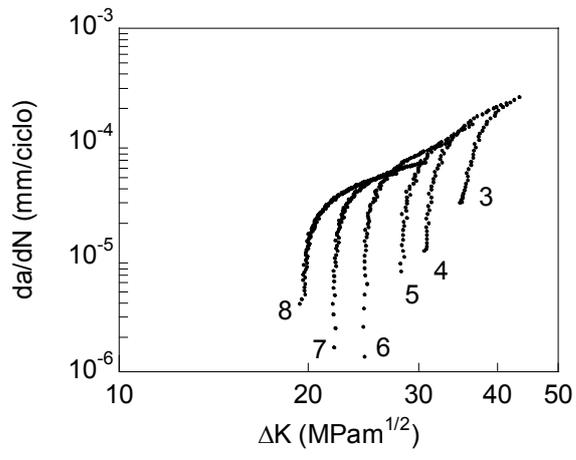
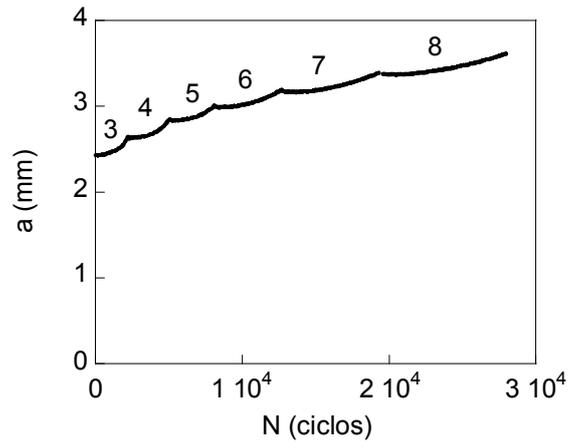
ENSAYO E7-2 ($R=0$)



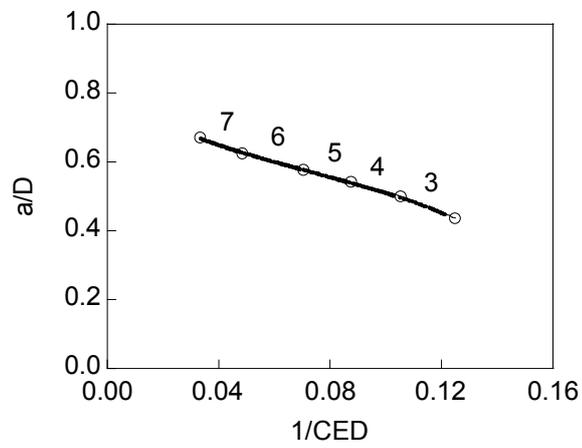
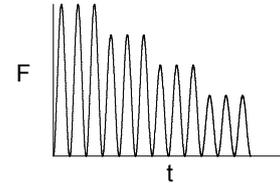
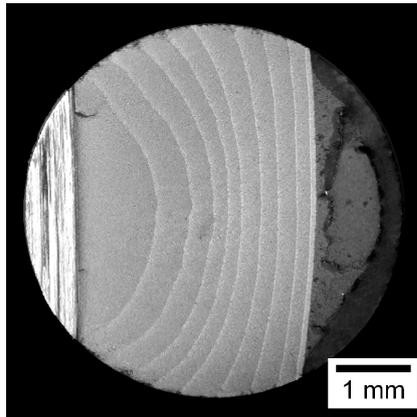
$$\frac{a}{D} = 0.839 - 5.759 \frac{1}{CED} + 53.291 \left(\frac{1}{CED} \right)^2 - 229.075 \left(\frac{1}{CED} \right)^3 \quad (R=1.000)$$



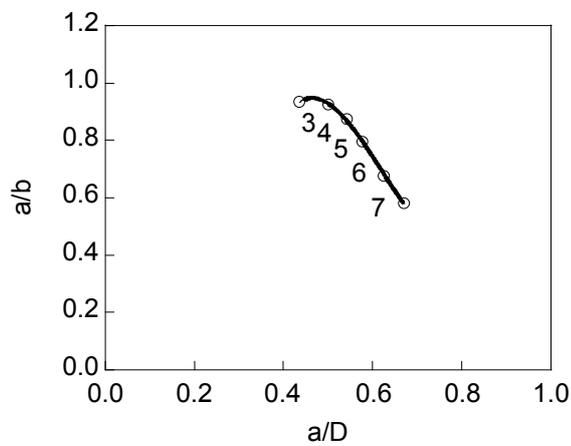
$$\frac{a}{b} = -0.071 + 6.146 \frac{a}{D} - 11.113 \left(\frac{a}{D} \right)^2 + 5.588 \left(\frac{a}{D} \right)^3 \quad (R=0.997)$$



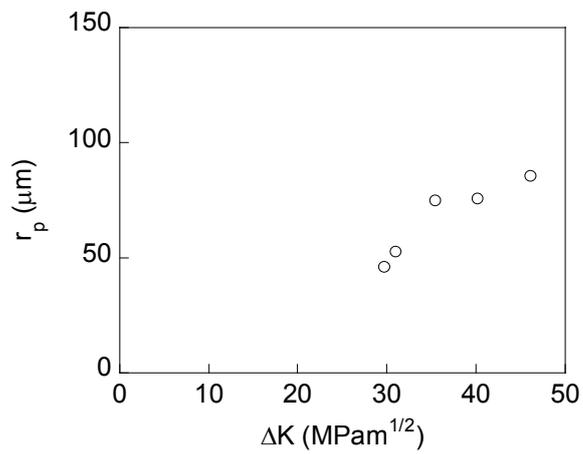
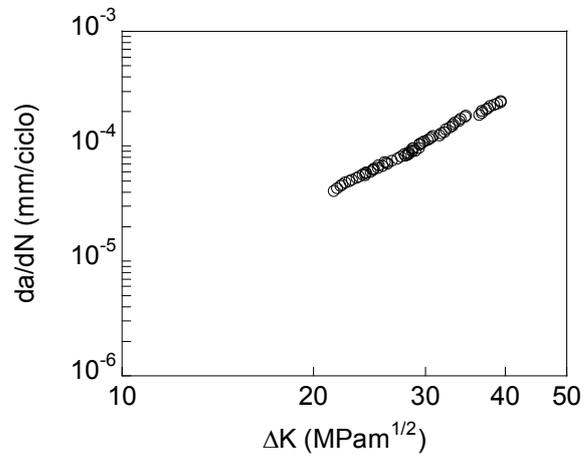
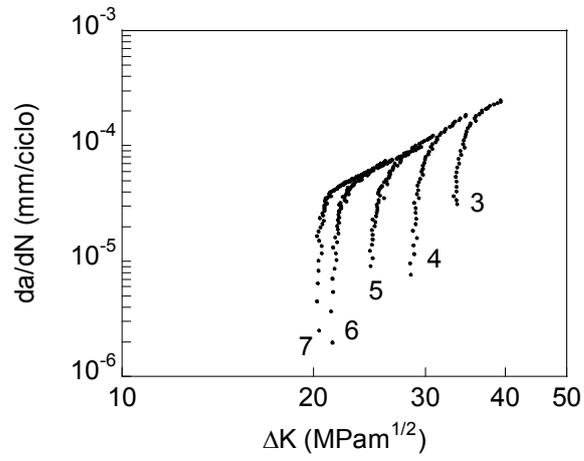
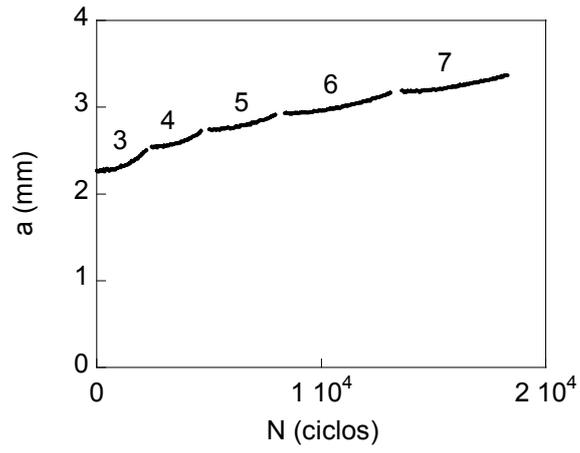
ENSAYO E7-3 ($R=0$)



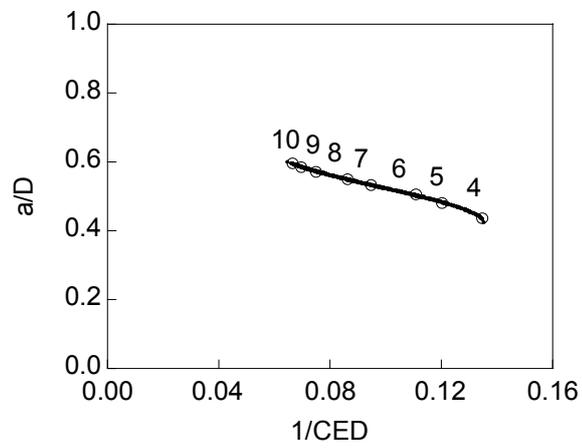
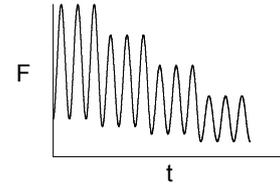
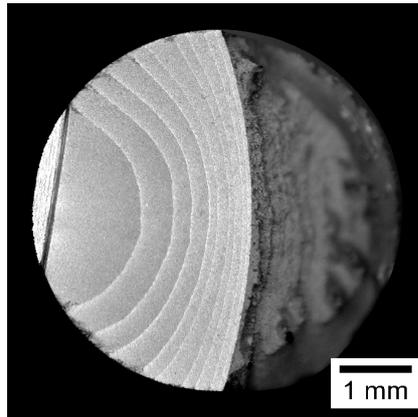
$$\frac{a}{D} = 0.839 - 6.914 \frac{1}{CED} + 65.504 \left(\frac{1}{CED} \right)^2 - 288.366 \left(\frac{1}{CED} \right)^3 \quad (R=1.000)$$



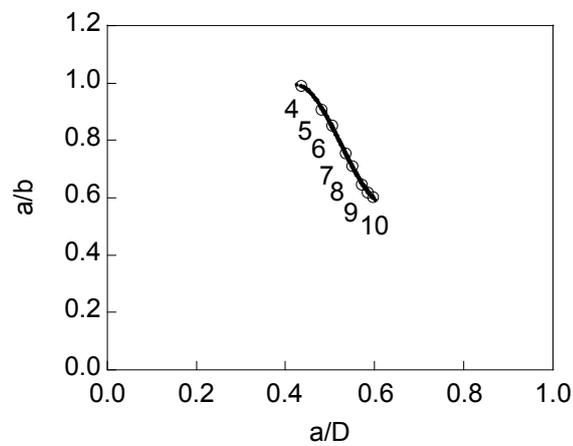
$$\frac{a}{b} = -6.848 + 42.225 \frac{a}{D} - 73.498 \left(\frac{a}{D} \right)^2 + 40.341 \left(\frac{a}{D} \right)^3 \quad (R=0.997)$$



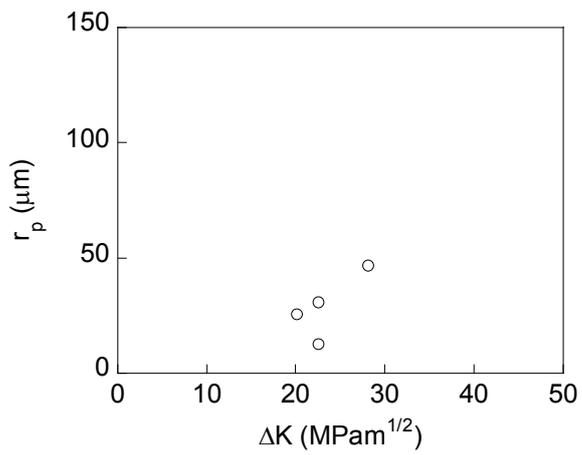
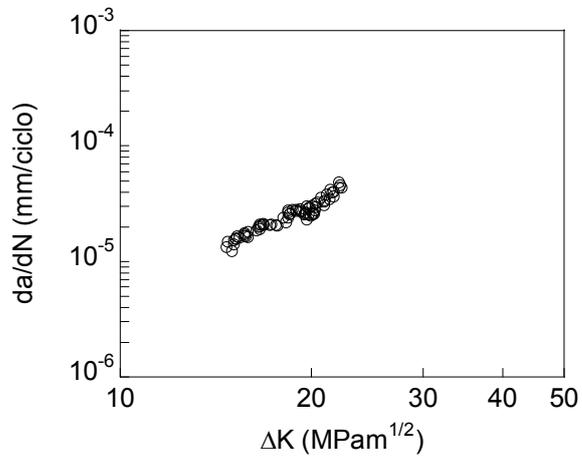
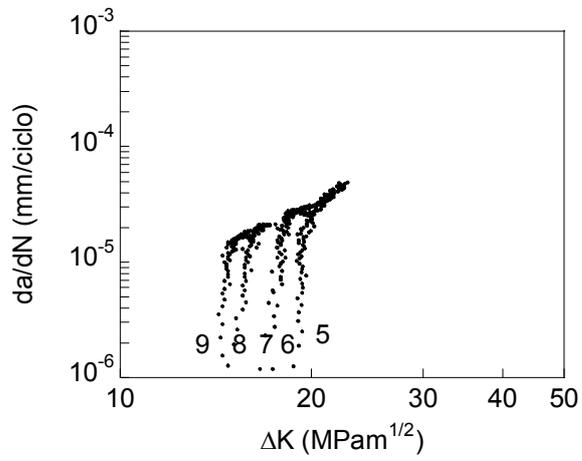
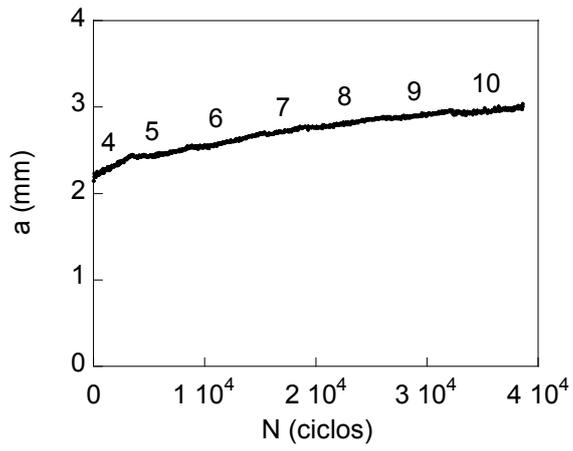
ENSAYO E7-16 ($R=0.25$)



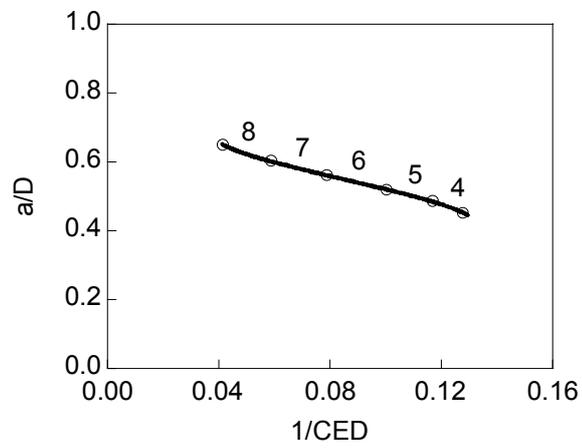
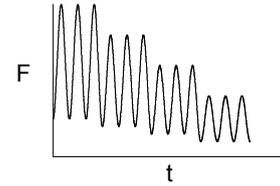
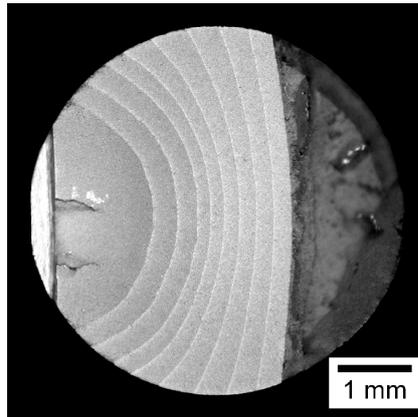
$$\frac{a}{D} = 0.960 - 9.911 \frac{1}{CED} + 92.208 \left(\frac{1}{CED} \right)^2 - 347.676 \left(\frac{1}{CED} \right)^3 \quad (R=1.000)$$



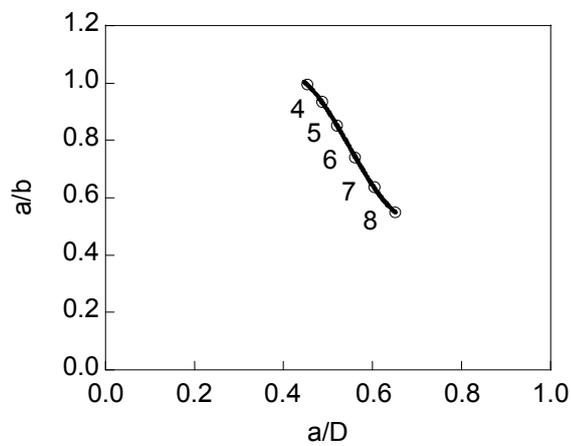
$$\frac{a}{b} = -12.350 + 81.261 \frac{a}{D} - 160.682 \left(\frac{a}{D} \right)^2 + 102.001 \left(\frac{a}{D} \right)^3 \quad (R=1.000)$$



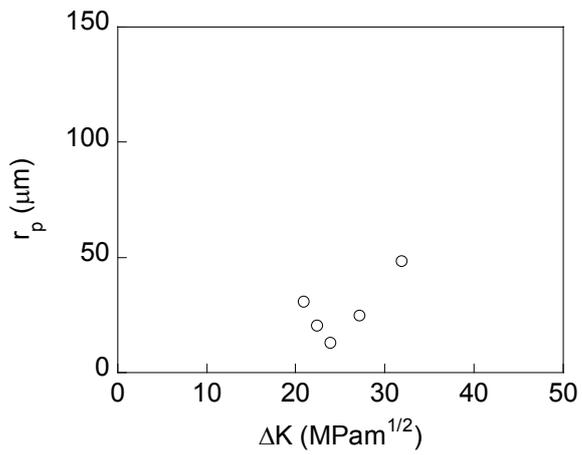
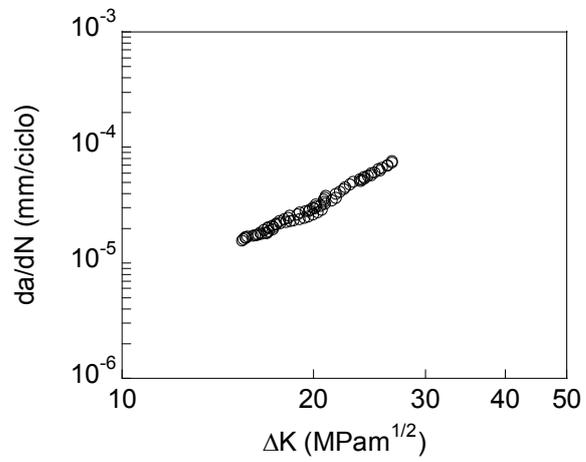
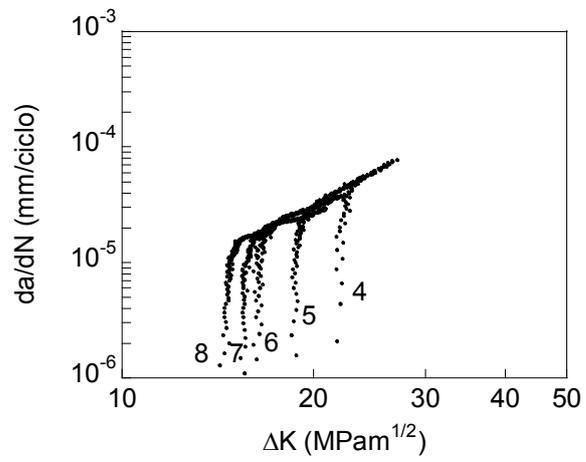
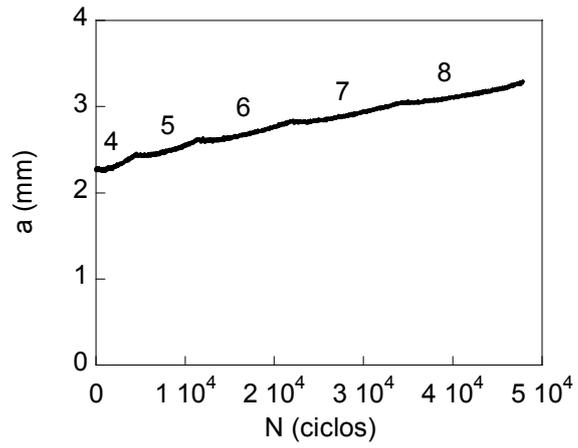
ENSAYO E7-17 ($R=0.25$)



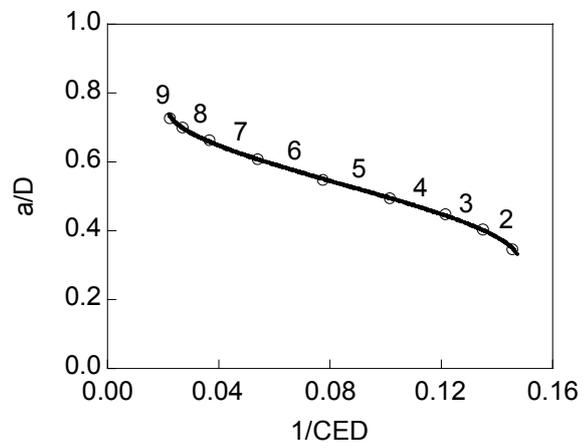
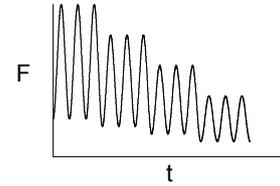
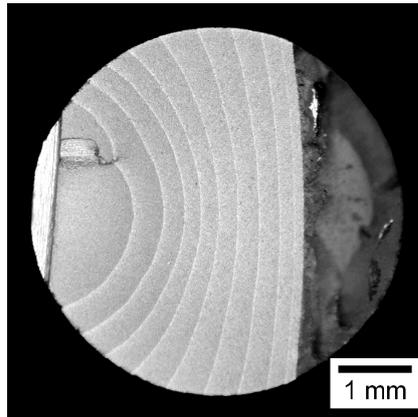
$$\frac{a}{D} = 0.867 - 7.465 \frac{1}{CED} + 65.565 \left(\frac{1}{CED} \right)^2 - 253.763 \left(\frac{1}{CED} \right)^3 \quad (R=1.000)$$



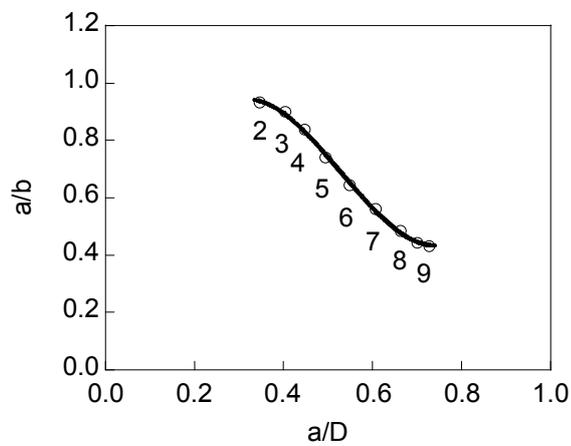
$$\frac{a}{b} = -5.472 + 39.644 \frac{a}{D} - 77.306 \left(\frac{a}{D} \right)^2 + 47.036 \left(\frac{a}{D} \right)^3 \quad (R=1.000)$$



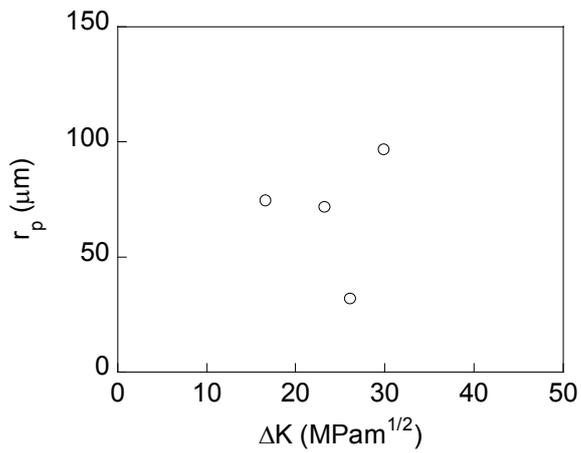
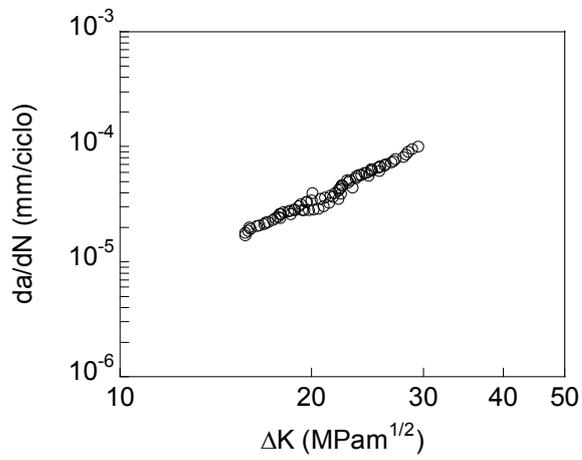
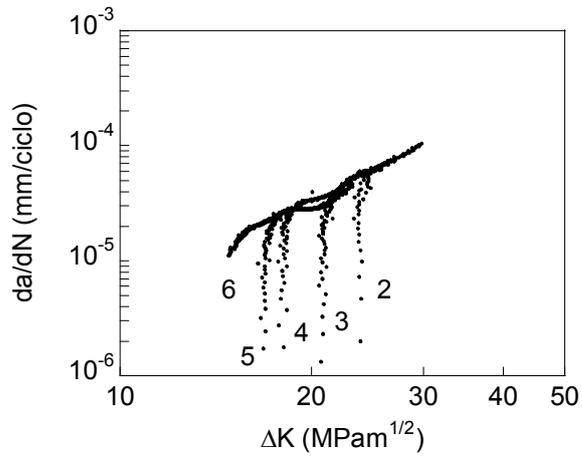
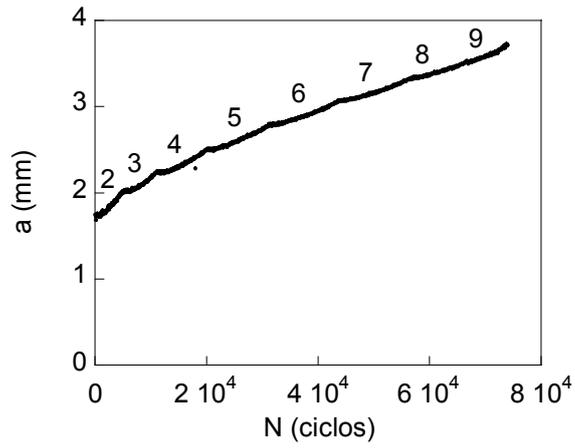
ENSAYO E7-18 (R=0.25)



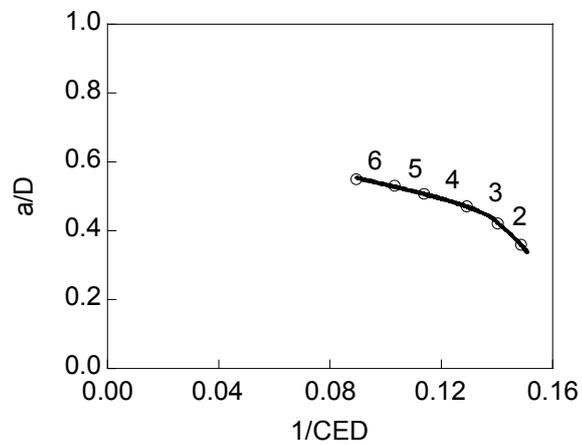
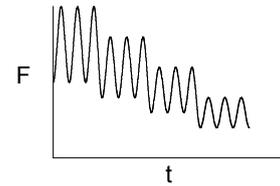
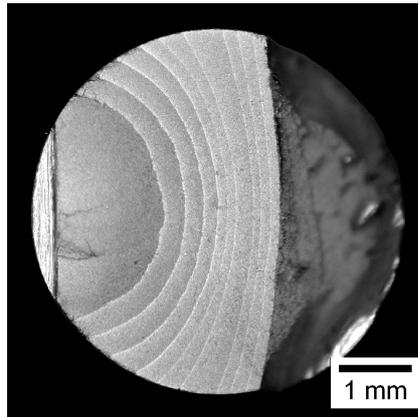
$$\frac{a}{D} = 0.870 - 7.785 \frac{1}{CED} + 67.708 \left(\frac{1}{CED} \right)^2 - 266.003 \left(\frac{1}{CED} \right)^3 \quad (R=1.000)$$



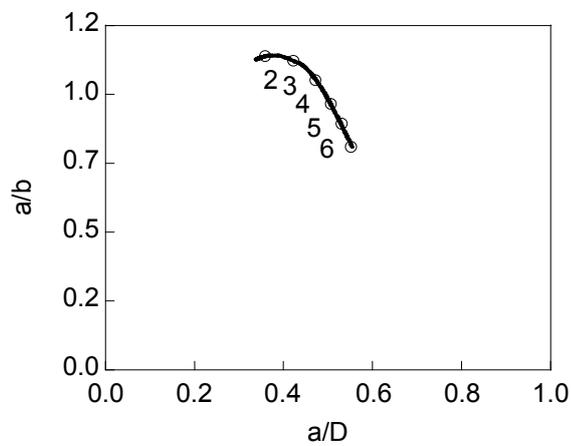
$$\frac{a}{b} = -0.437 + 10.041 \frac{a}{D} - 22.424 \left(\frac{a}{D} \right)^2 + 14.117 \left(\frac{a}{D} \right)^3 \quad (R=0.999)$$



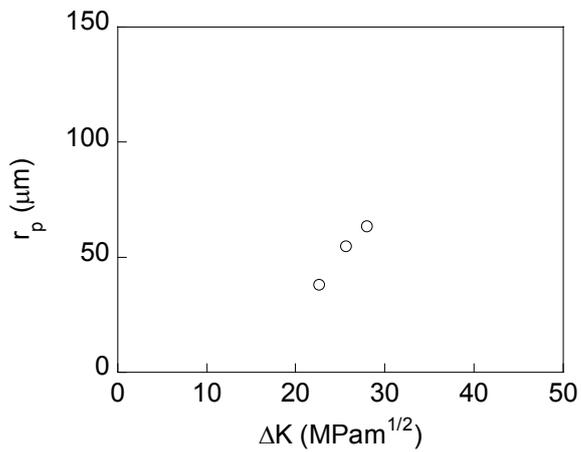
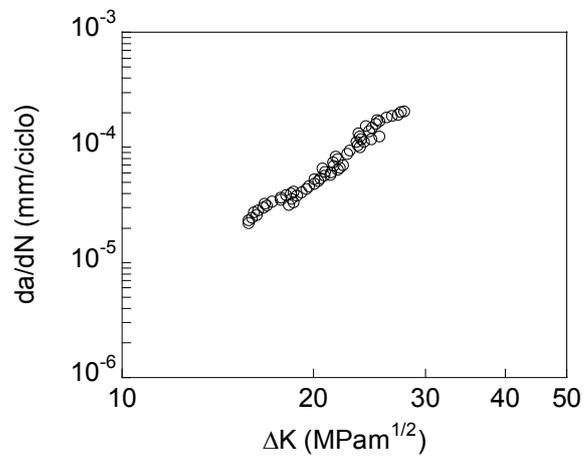
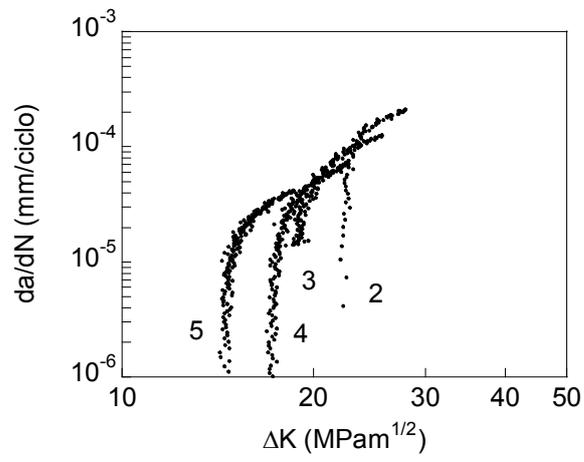
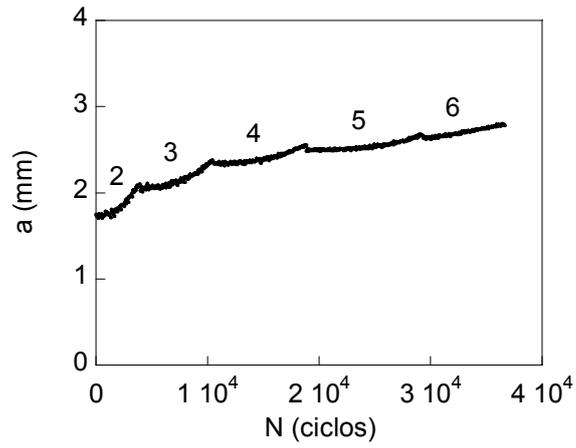
ENSAYO E7-19 ($R=0.5$)



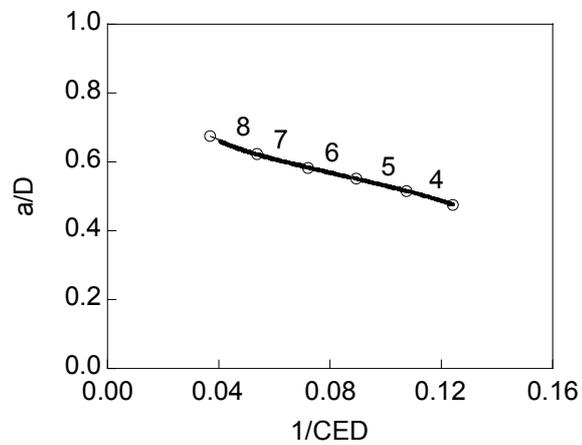
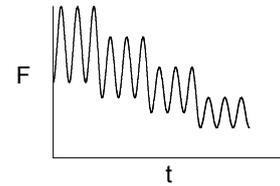
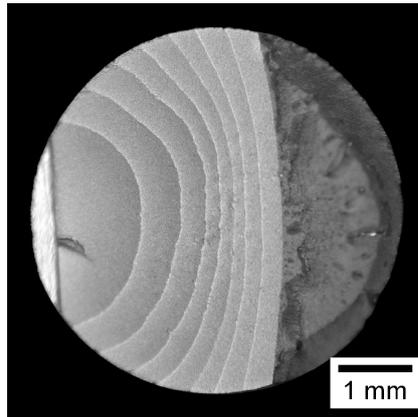
$$\frac{a}{D} = 3.934 - 85.564 \frac{1}{CED} + 727.031 \left(\frac{1}{CED} \right)^2 - 2106.813 \left(\frac{1}{CED} \right)^3 \quad (R=1.000)$$



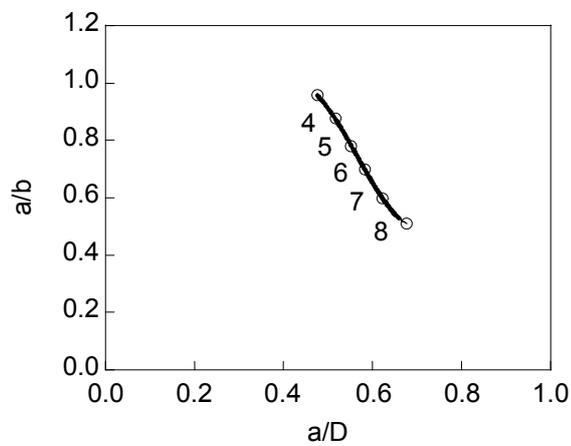
$$\frac{a}{b} = -0.108 + 5.986 \frac{a}{D} - 6.311 \left(\frac{a}{D} \right)^2 - 2.879 \left(\frac{a}{D} \right)^3 \quad (R=1.000)$$



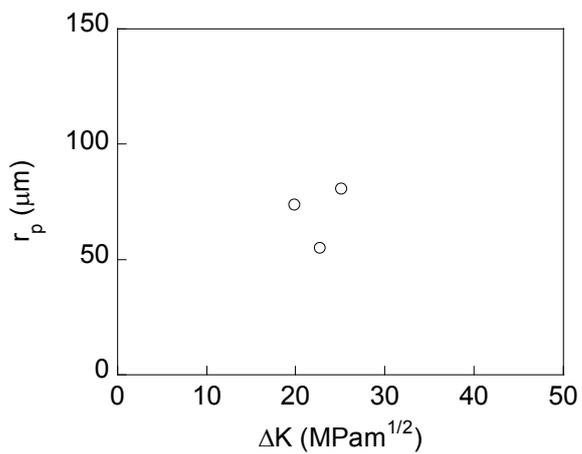
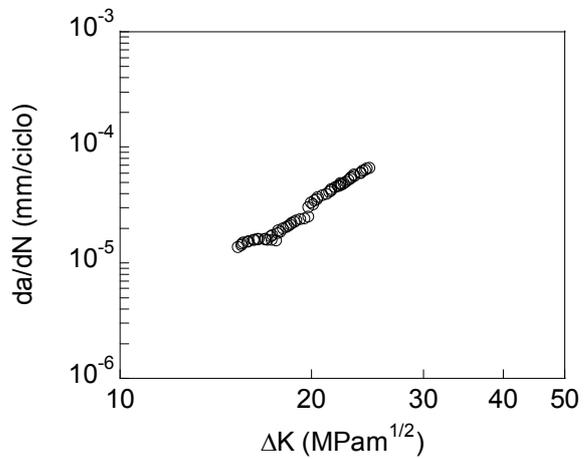
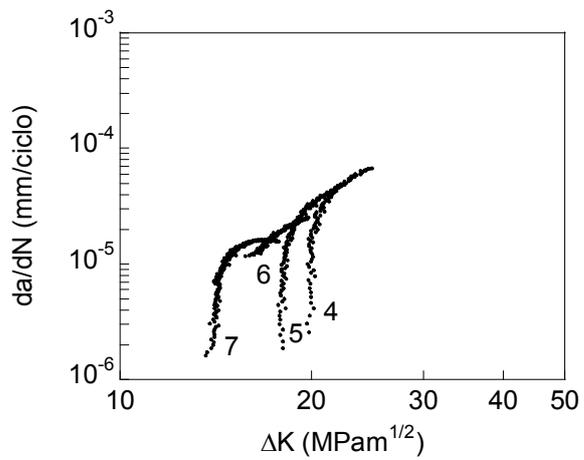
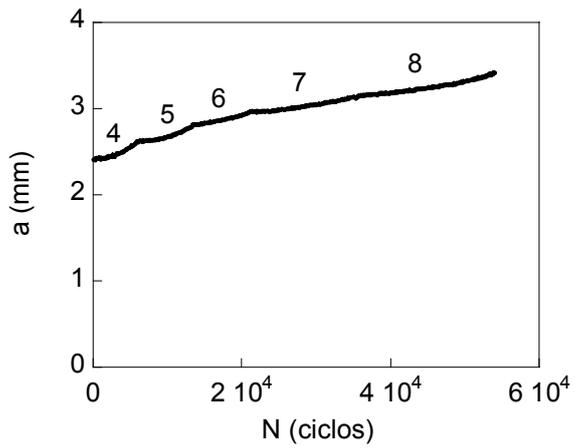
ENSAYO E7-20 ($R=0.5$)



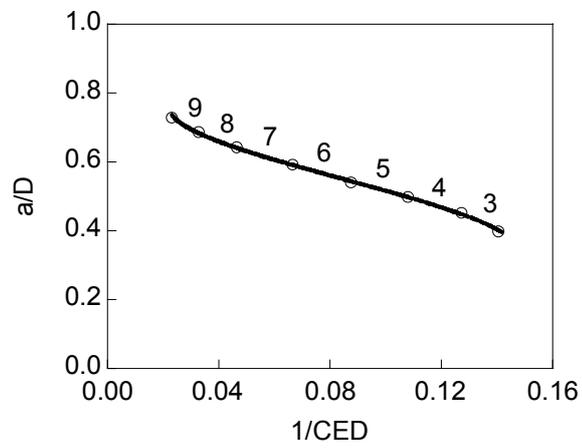
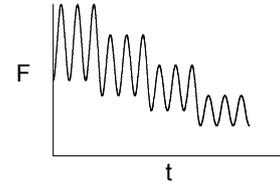
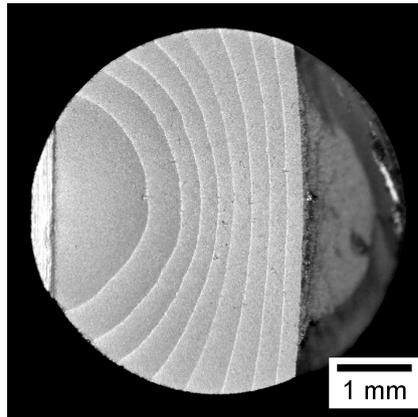
$$\frac{a}{D} = 0.879 - 7.659 \frac{1}{CED} + 68.175 \left(\frac{1}{CED} \right)^2 - 263.095 \left(\frac{1}{CED} \right)^3 \quad (R=1.000)$$



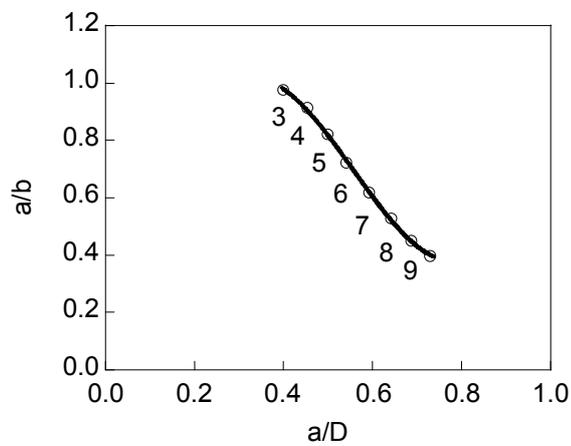
$$\frac{a}{b} = -6.645 + 44.769 \frac{a}{D} - 84.134 \left(\frac{a}{D} \right)^2 + 49.651 \left(\frac{a}{D} \right)^3 \quad (R=1.000)$$



ENSAYO E7-21 ($R=0.5$)



$$\frac{a}{D} = 0.862 - 6.870 \frac{1}{CED} + 55.952 \left(\frac{1}{CED} \right)^2 - 216.069 \left(\frac{1}{CED} \right)^3 \quad (R=1.000)$$



$$\frac{a}{b} = -0.734 + 12.063 \frac{a}{D} - 25.578 \left(\frac{a}{D} \right)^2 + 15.320 \left(\frac{a}{D} \right)^3 \quad (R=1.000)$$

