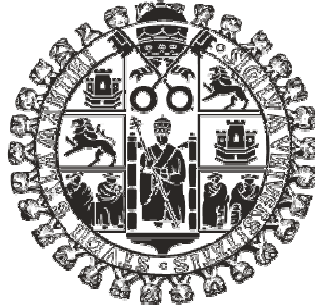


UNIVERSIDAD DE SALAMANCA

GRUPO DE INVESTIGACIÓN EN FRACTURA E INTEGRIDAD ESTRUCTURAL



TESIS DOCTORAL

**VARIABLES CINEMÁTICAS QUE GOBIERNAN LA
CORROSIÓN BAJO TENSIÓN DE ARMADURAS
ACTIVAS PARA HORMIGÓN**

por:

EZEQUIEL ÁLVAREZ JÁÑEZ
Ingeniero de Materiales

Directores de Tesis:

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

VIKTOR KHARIN SERAFIMOVICH
Doctor en Ciencias Técnicas

2015

VISADO DE LA TESIS DOCTORAL

EL TESISANDO

Fdo: Ezequiel Álvarez Jáñez

LOS DIRECTORES DE LA TESIS

Fdo: Jesús A. Toribio Quevedo

Fdo. Viktor Kharin Serafimovich

Zamora, diciembre de 2015

RESUMEN

Esta Tesis estudia las variables cinemáticas en la punta de una fisura que se consideran relevantes en la fractura en régimen subcrítico por mecanismos de Corrosión Bajo Tensión (CBT) para barras fisuradas de acero eutectoide como las que se emplean en las armaduras activas para hormigón.

Así, se considera una placa con una fisura de borde en condiciones de deformación plana sometida a sollicitación en modo I con plasticidad a pequeña escala. Un análisis de alta resolución resuelve el problema tensodeformacional de contorno en régimen elastoplástico con el planteamiento de grandes deformaciones (doble no linealidad) mediante el Método de los Elementos Finitos (MEF).

La CBT es un fenómeno de rotura de gran interés debido al enorme gasto económico que supone y, también, a que se desconocen con detalle los mecanismos que gobiernan dicha fractura ya sea por Disolución Anódica Localizada (DAL) o por Fisuración asistida por Hidrógeno (FAH). Se ha encontrado que la velocidad de arrastre del carro de la máquina de ensayos influye de forma clara en la fractura en ambiente agresivo. Puesto que esta fractura se debe a un crecimiento subcrítico de la fisura se puede suponer que las variables mecánicas que afectan al fenómeno observado serán aquellas que tengan lugar en la zona de proceso de la punta de la fisura, incluyendo tanto la superficie de la fisura como la zona delante del frente de la fisura.

No obstante y a pesar de la importancia que parecen tener las variables cinemáticas en la descripción de los mecanismos de fractura por CBT se ha encontrado un vacío en cuanto a publicaciones científicas se refiere que aborden el problema desde el punto de vista mecánico. Los estudios encontrados exponen sus conclusiones sin centrarse en aspectos como el conocimiento del problema cinemático que tiene lugar en el fondo de la fisura, e incluso sin definir rigurosamente la velocidad de deformación en dicha zona.

En el primer capítulo se exponen los objetivos perseguidos con esta investigación, además de realizar una revisión bibliográfica de los antecedentes de interés analizados

sobre la descripción de la CBT y su relación con las variables cinemáticas en la punta de una fisura.

En el segundo capítulo se expone el planteamiento general del problema. En concreto se plantea la modelización de la fisura, los materiales a simular, la definición de la geometría, las condiciones de contorno y la presentación y justificación de los casos de sollicitación objeto de análisis. Además se presenta la discretización del dominio (la punta de la fisura) y el análisis de convergencia de la solución numérica.

En el tercer capítulo se exponen los resultados a los que se ha llegado con el desarrollo de esta Tesis sobre las variables cinemáticas consideradas relevantes en los procesos de CBT. De modo previo, se exponen las tensiones y deformaciones en torno al extremo de fisura bajo sollicitación monótona. Después, se muestran las variables cinemáticas en la punta de la fisura, distinguiendo zonas superficiales próximas a la punta de la fisura, la propia punta de la fisura y la zona delante de la punta de la fisura. También se presenta un desarrollo para la obtención de una velocidad de deformación natural “a la carta” en la punta de la fisura. A continuación se presentan los resultados obtenidos para la influencia de la prefisuración por fatiga en las variables cinemáticas y por último se presentan y comparan (con las del acero perlítico) las variables cinemáticas relevantes para el caso simulado de acero de pretensado.

En el cuarto capítulo se plantea la discusión de los resultados obtenidos a la luz de publicaciones citadas. Se centra el análisis en la influencia de la velocidad de sollicitación en ensayos a velocidad de extensión constante (EVEC) sobre la velocidad de deformación en el punto del extremo de la fisura (y sus implicaciones en CBT) y en la influencia de la velocidad de deformación natural en el punto extremo de la fisura en el fenómeno de corrosión-fatiga.

Por último, en el quinto capítulo, se presentan las conclusiones más relevantes y se plantea el trabajo futuro que puede plantearse a partir del desarrollo de esta Tesis.

APORTACIONES ORIGINALES

- Cálculo del campo tenso-deformacional en el fondo de una fisura modelizada como una microentalla de forma semicircular y de radio muy pequeño ($2,5 \mu\text{m}$), para un análisis de alta resolución mediante el MEF, tomando como parámetro de sollicitación el Factor de Intensidad de Tensiones (FIT) adimensional.
- Definición de elementos geométricos relevantes en la punta de la fisura: superficie lateral de la fisura, superficie del extremo de la fisura, superficie del punto extremo de la fisura y zona delante del frente de la fisura.
- Obtención y representación gráfica de las variables mecánicas clave en la punta de la fisura para un proceso de sollicitación monótona.
- Se ha encontrado una expresión analítica del caso analizado para la velocidad de deformación natural en la punta de fisura (en la superficie de la misma), que involucra la función temporal de sollicitación en términos del FIT y las propiedades del material.
- Se ha encontrado la base para la realización de EVEC de modo que la velocidad de deformación natural en la punta de la fisura también sea prácticamente constante, siendo para ello necesario realizar una precarga al material fuera del ambiente agresivo.

- Se ha encontrado una relación matemática entre la velocidad de deformación local y la velocidad de sollicitación que permite la realización de ensayos “a la carta” refiriéndose a la velocidad de deformación natural en la punta de la fisura.
- Se muestran la función temporal del FIT a emplear para desarrollar ensayos en los que la velocidad de la deformación local en la punta de la fisura sea de tipo constante, lineal y cuadrático, respectivamente.
- Se ha encontrado una relación matemática entre la velocidad de deformación ingenieril total y la función temporal de la sollicitación, comprobándose, mediante el MEF, que al imponer una sollicitación adecuada se obtiene como respuesta la velocidad de deformación ingenieril constante, en el fondo de la fisura.
- Se ha obtenido la tensión hidrostática y la velocidad de tensión hidrostática en el punto extremo de la fisura en función del parámetro de sollicitación.
- Se ha obtenido y representado, frente al parámetro de sollicitación, para los puntos situados delante del frente de fisura, la velocidad del valor medio de la tensión hidrostática y de su gradiente y la velocidad del valor medio de la deformación plástica equivalente.
- Se ha obtenido y representado frente al parámetro de sollicitación, para los puntos situados delante del frente de la fisura, la velocidad del valor máximo de la tensión normal al plano de la fisura.

- Se han obtenido y representado la deformación natural e ingenieril y su derivada respecto del parámetro de sollicitación, k , en el punto extremo de la fisura, para probetas prefisuradas, para distintos valores de K_{max}/K_{IC} , encontrándose que a medida que aumenta la precarga cíclica disminuye la velocidad de deformación.
- Se ha obtenido y representado la tensión hidrostática y su derivada respecto del parámetro de sollicitación, k , en el punto extremo de la fisura, para probetas prefisuradas, para distintos valores de K_{max}/K_{IC} , encontrándose una relación poco significativa para la tensión hidrostática y despreciable para la velocidad de la tensión hidrostática (para $k > 0,3$).
- Se ha obtenido y representado el valor medio de la tensión hidrostática y su derivada respecto del parámetro de sollicitación en la zona delante del frente de la fisura durante carga monótona posterior a distintos valores de precarga cíclica en la prefisuración, encontrándose diferencias entre los casos analizados.
- Se ha obtenido y representado el valor medio del gradiente de tensión hidrostática y su derivada respecto del parámetro de sollicitación, k , en la zona delante del frente de la fisura durante la carga monótona posterior a la prefisuración por fatiga para distintos valores de K_{max}/K_{IC} , encontrándose diferencias significativas.
- Se ha obtenido y representado el valor medio de la deformación plástica equivalente y su derivada respecto del parámetro de sollicitación, k , en la zona delante del frente de la fisura durante la sollicitación monótona posterior a la prefisuración por fatiga para distintos valores de K_{max}/K_{IC} en función de k , encontrándose diferencias significativas.

- Se ha obtenido y representado el valor máximo de la componente de la tensión normal al plano de la fisura delante del frente de la misma y su derivada respecto del parámetro de sollicitación, k , durante la carga monótona posterior a la prefisuración por fatiga, para distintos valores de K_{max}/K_{IC} , en función de k , no encontrándose diferencias significativas.

- Se ha obtenido y representado la velocidad de deformación natural en el punto extremo de la superficie de la fisura para distintas velocidades constantes de sollicitación (elegidas en progresión geométrica) obteniéndose resultados que permiten interpretar resultados experimentales conocidos:
 - El hecho de que exista una velocidad de sollicitación en la que los efectos de la CBT en régimen anódico son máximos.

 - El hecho de que exista una influencia de la forma de onda y de la frecuencia de la sollicitación en corrosión-fatiga sobre la velocidad de crecimiento de la fisura.

*A mi mujer, Raquel,
y a mis hijos, Marina, Jorge y Millán.*

AGRADECIMIENTOS

El autor de esta Tesis quiere expresar su agradecimiento a las siguientes personas e instituciones:

A los profesores Dr. D. Jesús A. Toribio Quevedo y Dr. D. Viktor Kharin, directores de esta Tesis, por haber contribuido a su formación científica y por su valiosa y constante ayuda.

A los profesores Dr. D. Francisco Javier Ayaso Yáñez, Dr. D. Miguel Ángel Lorenzo Fernández, Dr. D. Juan Carlos Matos Franco y Dra. D^a. Beatriz González Martín por su ayuda en diversos apartados de esta Tesis.

A sus compañeros en la realización de la Tesis, por sus ideas, sugerencias y apoyo constante, y en especial al ya citado profesor Dr. D. Miguel Ángel Lorenzo Fernández.

A su familia, especialmente a su mujer cuyo apoyo y estímulo constante permitió el desarrollo de esta Tesis.

A la Consejería de Educación de la Junta de Castilla y León por concederle una licencia por estudios para la realización de Tesis Doctoral durante el curso 2007-2008, según *ORDEN EDU/454/2007, de 12 de marzo, por la que se convocan licencias para la realización de estudios y otras actividades de interés para el sistema educativo durante el curso escolar 2007/2008.*

I. INTRODUCCIÓN	1
1. INTRODUCCIÓN.....	1
2. LA CORROSIÓN BAJO TENSIÓN Y SU RELACIÓN CON LAS VARIABLES CINEMÁTICAS EN LA PUNTA DE LA FISURA.....	5
2.1. Los fenómenos de CBT	5
2.2. Mecanismo de CBT por DAL. El papel de la velocidad de deformación en la punta de una fisura.....	14
2.3. Mecanismo de CBT por FAH. El papel de las variables mecánicas	18
2.4. Influencia de la prefisuración por fatiga en la CBT.....	23
2.5. Ensayos a velocidad de deformación en la punta de la fisura “a la carta” <i>versus</i> tiempo	25
3. VELOCIDADES DE LAS VARIABLES MECÁNICAS RELEVANTES EN CBT EN LA PUNTA DE FISURA.....	27
4. OBJETIVOS DEL TRABAJO	32
II. PLANTEAMIENTO	33
1. INTRODUCCIÓN.....	33
2. MODELO DE FISURA	35
3. CASOS DE SOLICITACIÓN OBJETO DE ANÁLISIS	41
3.1. Ensayos EVDL clásicos con velocidad de deformación global lenta.....	44
3.2. Ensayos EVDL con prefisuración por fatiga	45
4. MATERIALES Y SU MODELIZACIÓN	46
5. MODELIZACIÓN: GEOMETRÍA MAESTRA Y CONDICIONES DE CONTORNO.....	50
5.1. Geometría.....	51
5.2. Condiciones de contorno	53

6. ASPECTOS DEL MEF: MALLA Y CONVERGENCIA	56
6.1. Discretización del dominio	56
6.2. Análisis de la convergencia de la solución numérica del problema de contorno.	58
III. RESULTADOS	60
1. INTRODUCCIÓN.....	60
2. TENSIONES Y DEFORMACIONES EN TORNO AL EXTREMO DE LA FISURA BAJO SOLICITACIÓN MONÓTONA.....	62
3. VARIABLES CINEMÁTICAS EN LA PUNTA DE LA FISURA	77
3.1. Velocidad de deformación natural en el punto extremo de una fisura estacionaria	77
3.1.1. Evaluación de la velocidad de deformación natural a partir del campo de desplazamientos.	77
3.1.2. Desarrollo analítico para obtener la velocidad de deformación natural total $\dot{\epsilon}$ “a la carta”	90
3.1.3. Evaluación de la velocidad de deformación natural total a partir de la simulación directa del campo de deformaciones	93
3.2. Velocidad de deformación ingenieril en el punto extremo de una fisura estacionaria	99
3.2.1. Evaluación aproximada de la velocidad de deformación ingenieril total a partir del campo de desplazamientos	99
3.2.2. Desarrollo analítico para obtener la velocidad de deformación ingenieril total “a la carta”.....	100
3.2.3. Comprobación a partir del MEF	101
3.3. Velocidad de la tensión hidrostática en el punto extremo de la fisura	102
3.4. Velocidad del valor medio delante del frente de fisura de la tensión hidrostática	105

3.5. Velocidad del valor medio delante del frente de fisura del gradiente de tensión hidrostática.....	114
3.6. Velocidad del valor medio delante del frente de fisura de la deformación plástica equivalente.....	118
3.7. Velocidad del valor máximo de la tensión normal al plano de la fisura delante del frente de la misma.....	123
4. INFLUENCIA DE LA PREFISURACIÓN POR FATIGA EN LAS VARIABLES CINEMÁTICAS CLAVE EN LA CBT.....	129
4.1. Efecto de la precarga cíclica sobre la velocidad de deformación natural en el punto extremo de la fisura.....	130
4.2. Efecto de la precarga cíclica sobre la velocidad de deformación ingenieril en el punto extremo de la fisura.....	133
4.3. Efecto de la precarga cíclica sobre la velocidad de la tensión hidrostática en el punto extremo de la fisura.....	137
4.4. Efecto de la precarga cíclica sobre la velocidad del valor medio espacial de la tensión hidrostática.....	139
4.5. Efecto de la precarga cíclica sobre la velocidad del valor medio del gradiente de la tensión hidrostática.....	142
4.6. Influencia sobre la derivada temporal del valor medio de la deformación plástica equivalente.....	144
4.7. Influencia sobre la velocidad del valor máximo de la tensión normal al plano de la fisura delante del frente de la misma.....	146
5. VELOCIDAD DE LAS VARIABLES MECÁNICAS CLAVE EN CBT EN EL MATERIAL A6.....	149
5.1. Análisis de la velocidad de deformación natural en el punto extremo de la fisura en el material A6.....	149
5.2. Análisis de la velocidad de deformación ingenieril en el punto extremo de la fisura en el material A6.....	151

5.3. Análisis de la velocidad de la tensión hidrostática en el punto extremo de la fisura en el material A6.....	153
5.4. Análisis de la velocidad del valor medio de la tensión hidrostática en el material A6.....	155
5.5. Análisis de la velocidad del valor medio del gradiente de la tensión hidrostática en el material A6.....	156
5.6. Análisis de la velocidad del valor medio de la deformación plástica equivalente en el material A6.....	158
5.7. Análisis de la velocidad del valor máximo de la tensión normal al plano de la fisura delante del frente de la misma en el material A6.....	160
IV. DISCUSIÓN	163
1. INTRODUCCIÓN.....	163
2. INFLUENCIA DE LA VELOCIDAD DE SOLICITACIÓN EN ENSAYOS TVEC SOBRE LA VELOCIDAD DE DEFORMACIÓN EN EL PUNTO EXTREMO DE LA SUPERFICIE DE LA FISURA. IMPLICACIONES EN CBT.....	165
2. INFLUENCIA DE LA VELOCIDAD DE SOLICITACIÓN EN ENSAYOS TVEC SOBRE LA VELOCIDAD DE DEFORMACIÓN EN EL PUNTO EXTREMO DE LA SUPERFICIE DE LA FISURA. IMPLICACIONES EN CBT.....	165
3. INFLUENCIA DE LA VELOCIDAD DE DEFORMACIÓN NATURAL EN EL PUNTO EXTREMO DE LA FISURA EN CORROSIÓN–FATIGA	168
V. CONCLUSIONES	172
1. CONCLUSIONES.....	172
2. TRABAJO FUTURO	175
BIBLIOGRAFÍA	176

I. INTRODUCCIÓN

1. INTRODUCCIÓN

La presente Tesis Doctoral está incluida dentro de una de las líneas de investigación que se viene desarrollando en el campo de la Ingeniería de Materiales en la Universidad de Salamanca, sobre la fisuración por corrosión bajo tensión de aceros de pretensado.

La corrosión bajo tensión (CBT) es, como su propio nombre indica, un proceso mecano-químico de deterioro de un material que se halla sometido a un estado tensodeformacional e inmerso en un ambiente agresivo. Es una de las áreas de investigación en el campo de la ingeniería, ya que aún no se conocen todas las claves necesarias para entender los mecanismos que involucra. Resulta un asunto de relevancia

científica en el campo de la ingeniería estructural y de enorme importancia económica. Como ejemplo, en Suecia la CBT ha venido siendo responsable de la cuarta parte de las roturas en las plantas industriales (BERGMAN, BRICKSTAD y NILSSON, 1997). La CBT es una de las principales causas de rotura de los elementos estructurales en ingeniería estructural (aeronáutica y aeroespacial, civil, naval,...).

Dentro de los procesos de fractura en ambiente agresivo o CBT, cabe distinguir los fenómenos de *disolución anódica localizada* (DAL) y *fractura asistida por hidrógeno* (FAH). En ambas modalidades, las variables cinemáticas (derivadas temporales de las variables mecánicas) relevantes en el fenómeno de fractura en ambiente agresivo juegan un papel fundamental, (CONGLETON, PARKINS y HEMSWORTH, 1987). Ya que la cinética química y la cinemática mecánica van ligadas íntimamente (sinérgicamente) en dichos procesos de CBT, hace falta poder evaluar las variables cinemáticas mecánicas con el fin de poder interpretar adecuadamente la CBT y desarrollar modelos predictivos en los términos adecuados.

La *velocidad de deformación en la punta de la fisura* aparece en las ecuaciones de predicción de vida (velocidad de crecimiento de la fisura) de los modelos de los procesos de CBT como una magnitud clave (PARKINS, 1989; MACDONALD y URQUIDI-MACDONALD, 1990). Por ello parece necesario proceder a su determinación. Sin embargo, entre la abundante bibliografía científica acerca de los procesos CBT en la que a menudo aparecen las variables cinemáticas, no se ha encontrado ninguna evaluación de dicha variable en función del tiempo.

La variable cinemática genérica, la velocidad de deformación local en el extremo de la fisura, CTSR (*crack tip strain rate*), se entenderá de dos modos: por una parte se entenderá referida a la superficie del material, en el punto más extremo de la fisura, y por otra parte como valor medio espacial en una región delante del frente de la fisura, ya en el interior del material. En los procesos de DAL, la velocidad de deformación local, entendida en modo superficial, tiene que ver con la velocidad de disolución del material y con la velocidad de rotura de la capa de pasivación, (GAVRILOV *et al*, 2006). En fenómenos de FAH, la velocidad de deformación local en el extremo de la fisura

controla la entrada y transporte de hidrógeno en dicho entorno local (TORIBIO, 1997; TORIBIO y KHARIN, 1998). Esta velocidad de deformación, a diferencia de la velocidad de deformación superficial, se entenderá referida a la zona del material afectada por el hidrógeno, es decir, además de la superficie en el interior del material (dentro de unos límites), estableciendo un valor promedio en dicha zona.

Las armaduras pasivas se emplean como matriz en la constitución del hormigón armado, no soportando esfuerzos hasta que el elemento estructural esté sometido a cualquier acción mecánica. Estas armaduras pueden estar constituidas por barras corrugadas, mallas electrosoldadas y armaduras básicas electrosoldadas en celosía. Por el contrario, las armaduras activas se emplearán en la ejecución del hormigón pretensado y estarán soportando esfuerzos antes de la puesta en servicio del elemento estructural. Estas armaduras activas son de acero de alta resistencia y pueden estar constituidas por alambres, barras, cordones de 2 ó 3 alambres, cordones de 7 alambres y tendones.

En este trabajo se aborda el estudio de las variables cinemáticas que gobiernan la CBT de los materiales empleados en las armaduras activas para hormigón. En la punta de la fisura además de la velocidad de deformación se determina la velocidad de la tensión hidrostática. En el interior del material, a lo largo de la zona delante del frente de la fisura, se calcula el *valor medio espacial* en la zona de daño por hidrógeno de las velocidades de tensiones (incluido su gradiente) y deformaciones.

En los ensayos que se realizan para poder obtener datos sobre los procesos de CBT en probetas prefisuradas por fatiga se ha observado (LANCHA, 1987) que en función del nivel de carga aplicado en el último escalón de fatiga en la prefisuración se produce un distinto comportamiento en CBT, en la medida que mejora el comportamiento cuanto mayor es el nivel de carga cíclica aplicado. En este trabajo se realiza el análisis de dichos procesos de prefisuración por fatiga para esclarecer su influencia en el valor de las variables cinemáticas en la punta de la fisura.

En la actualidad, para caracterizar el comportamiento de los materiales en CBT, se utilizan varios tipos de ensayos, siendo particularmente interesantes por operatividad los

ensayos a velocidad de deformación lenta (EVDL), conocidos en la terminología anglosajona como SSRT (*slow strain rate tests*). A estos ensayos con frecuencia se les conoce como ensayos a velocidad de deformación constante, aunque lo que se mantiene constante es la velocidad de arrastre del carro en la máquina de ensayos. A partir de los cálculos realizados se presenta la base para la realización de ensayos a velocidad de deformación en la punta de la fisura constante. Estos hipotéticos ensayos a velocidad local constante permitirían un mejor conocimiento de los procesos de CBT al fijar el valor de una de las variables cruciales en dichos procesos.

Además se presenta la base para la obtención de una respuesta temporal “a la carta” de la velocidad de deformación de la punta de una fisura aplicando una adecuada sollicitación como función dependiente del tiempo.

2. LA CORROSIÓN BAJO TENSIÓN Y SU RELACIÓN CON LAS VARIABLES CINEMÁTICAS EN LA PUNTA DE LA FISURA

2.1. Los fenómenos de CBT

Se entiende por CBT el comportamiento de los materiales sometidos a un estado tensional en un ambiente agresivo.

Algunas manifestaciones de este proceso son conocidos ya desde hace tiempo como, por ejemplo, la rotura de las vainas de la munición de los destacamentos ingleses en zonas coloniales sometidas a estaciones secas y estaciones húmedas. Estas roturas se producían en la munición almacenada tras las épocas húmedas y pasó a llamarse por ello fisuración estacional, o en inglés *season cracking*.

Son diversos los nombres que se le dan a este fenómeno (rotura diferida, fragilización debida a metales líquidos, *stress corrosión cracking*, fisuración asistida por el ambiente, *EAC*, del inglés “*environmentally assisted cracking*”); ahora bien, en español el nombre más extendido es el de CBT.

En la actualidad no hay un consenso en torno a una clasificación y nominación de los tipos de fractura asistida por el ambiente. Así, a veces se entiende en un sentido estricto como fisuración asistida por el ambiente bajo carga estacionaria, o, en un sentido más extenso, incluyendo la fisuración por corrosión inducida por deformaciones y corrosión fatiga (HELDT y SEIFERT, 2001). De este modo atendiendo al tipo de carga mecánica aplicada se suele distinguir entre: a) *CBT* propiamente dicha, si la carga es constante en el tiempo; b) *Fisuración por corrosión inducida por deformación* cuando la carga no es estacionaria y tampoco es cíclica; c) *Corrosión-fatiga* cuando se trata de carga cíclica (BULLOCH, 2003).

La CBT es un fenómeno de iniciación y crecimiento subcrítico de fisuras. Continúa siendo un tema de investigación en la actualidad, pues el conjunto de factores que intervienen hace que sea un fenómeno extraordinariamente complejo. Se siguen buscando modelos predictivos para la CBT capaces de explicar los resultados obtenidos experimentalmente.

Los factores que influyen en la CBT se pueden agrupar en torno al estado tensodeformacional, el material estructural y el ambiente agresivo.

2.1.1. Factores que influyen en CBT

El estado tensodeformacional

Partiendo de la consideración de que parece lógico considerar que los fenómenos más importantes en CBT se darán en la zona más solicitada del elemento estructural, es decir la zona fisurada, se aplican a este fenómeno los planteamientos de la moderna Mecánica de Fractura. En particular se tendrá en cuenta el factor de intensidad de tensiones, (FIT), en modo I, K , (no son objeto de análisis el modo II ni el modo III de fractura en este trabajo) ya que es el parámetro que controla, bajo determinadas condiciones, el estado tensodeformacional en torno de la punta de la fisura, que es donde se va a desarrollar la CBT.

En este sentido se ha experimentado con dos modalidades de operatoria; en una se busca el tiempo hasta rotura y en otra la velocidad de crecimiento de la fisura, representándose en ambos casos frente al FIT. De este modo se obtienen gráficas como las que se ven en la Fig. 1 y en la Fig. 2.

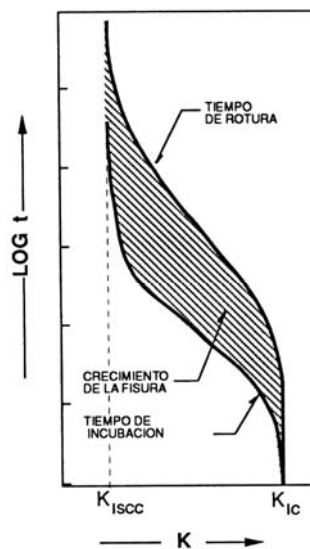


Fig. 1. Tiempo de rotura en función de la magnitud inicial del FIT (ELICES, 1998).

En la Fig. 1 se puede apreciar que existen tres regiones claramente diferenciadas.

Existe un valor de $K = K_{ISCC}$, por debajo del cual el tiempo hasta rotura se hace infinito. Se le denomina valor umbral del FIT en fenómenos de CBT. En la región $K_{ISCC} < K < K_{IC}$ es donde tiene lugar la CBT.

Existe un valor de $K = K_{IC}$ acercándose al cual el tiempo hasta la rotura tiende a cero, es decir, se produce la rotura de forma instantánea por alcanzarse el valor crítico del FIT. En este momento ya no se trata de CBT con crecimiento subcrítico de la fisura, sino de fractura propiamente dicha.

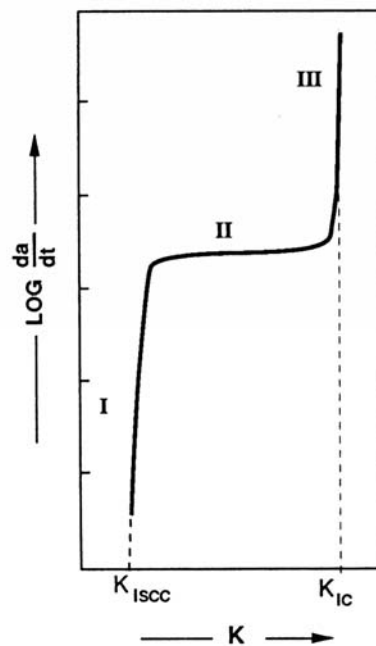


Fig. 2. Velocidad de avance de la fisura da/dt en función de la magnitud instantánea de K , (ELICES, 1998).

En la Fig. 2 se muestra la apariencia de una gráfica típica de CBT (LANCHA, 1987; PENG, KWON y SHOJI, 2004; HELDT y SEIFERT, 2001). En ella se representa la velocidad

de crecimiento de la fisura da/dt en función de K y también se observan tres zonas claramente diferenciadas:

Zona I: En ella la velocidad de crecimiento de la fisura depende en gran medida de K . Es decir, es el estado tensional, para cada medio agresivo considerado, el que domina fundamentalmente el fenómeno. Esta zona se inicia a partir de un valor umbral $K=K_{ISCC}$ donde da/dt se considera nula (despreciable).

Zona II: En ella la velocidad de crecimiento de la fisura es prácticamente independiente del estado tensional y estará dominada por procesos químicos adecuadamente combinados con el estado tensodeformacional en la punta de la fisura.

Zona III: En esta zona es el estado tensional el que gobierna el proceso. Esto es debido a que el valor del FIT es muy próximo a la tenacidad de fractura K_{IC} iniciándose la rotura que tiene lugar de modo catastrófico, por razones mecánicas.

Este clásico enfoque uniparamétrico en el que K define por completo el estado tensional se ha visto criticado por distintos autores, por ejemplo JIVKOV y STAHL (2002), en el sentido de incorporar también la geometría de la punta de la fisura como parámetro que explique los comportamientos observados en CBT.

Además es conocido que las distintas velocidades de aplicación de esfuerzos sobre probetas prefisuradas han conducido a cargas de rotura diferentes en ensayos de CBT (TORIBIO, 1997), por lo que además será conveniente evaluar la importancia de dK/dt en los estudios de CBT como un fenómeno que, estando asociado con procesos químicos de naturaleza cinética, debe ser dependiente del tiempo.

El binomio medio agresivo-material

El medio agresivo y el material se deben considerar como un binomio, ya que el mismo medio puede tener influencias muy diferentes en distintos materiales, y del mismo modo, ante el mismo material distintos medios tienen distinto comportamiento (ELICES, 1998)

El término medio agresivo no sólo se refiere a soluciones ácidas o básicas de distintos compuestos, ya que el agua destilada en determinadas condiciones de potencial y pH puede llegar a producir CBT en materiales metálicos. Por tanto se establecerá la definición amplia de medio agresivo como todo aquel que produce una interacción de naturaleza química con el material, produciendo crecimiento subcrítico de fisuras.

La principal dificultad para estudiar los efectos del medio estriba en que no existe un parámetro que represente al medio agresivo como sucede con el estado tensional, que es representado por el FIT.

En cualquier caso es conocido que el pH del medio y la diferencia de potencial, E_p , que se establece entre el medio y la probeta, son dos parámetros importantes y por ello es habitual caracterizar el medio mediante un diagrama de Pourbaix (diagrama E_p - pH).

En los diagramas de Pourbaix de la Fig. 3, se muestra el sistema Fe – H₂O en presencia de distintos iones, a dos temperaturas diferentes. Se representan en ellos dos escalas de diferencia de potencial: SHE, potencial de referencia correspondiente al electrodo normal de hidrógeno, y ECS, potencial de referencia correspondiente al electrodo de calomelanos saturado. En los diagramas en cuestión se pueden apreciar zonas sombreadas donde apareció CBT en presencia de los iones señalados.

Es importante señalar que, si bien aparece un zona de inmunidad por debajo de la línea discontinua inferior (zona catódica), una sobreprotección catódica tiene como consecuencia el desprendimiento de hidrógeno, pudiendo producirse el fenómeno de FAH. La zona comprendida entre las líneas discontinuas representa el conjunto de valores de pH y de potencial donde el agua es termodinámicamente estable frente a electrolitos disueltos. Por encima de la línea discontinua superior se producirá desprendimiento de oxígeno por oxidación del agua.

Aunque los diagramas de Pourbaix ayudan a describir el comportamiento químico del binomino material-medio agresivo en los procesos de CBT, los datos que ofrecen se refieren al pH y potencial electroquímico referido a la disolución siendo, en general, diferentes de los que se dan en la porción de disolución que rodea la punta de la fisura.

Estas diferencias en pH y potencial electroquímico se deben a la dificultad del transporte de los electrolitos al fondo de la fisura, produciéndose un gradiente de concentraciones. Se ha encontrado (SMITH, PETERSON y BROWN, 1970) que existe un pH menor (más ácido) en el fondo de la fisura incluso en soluciones muy alcalinas. Por ello la región del diagrama E_p - pH donde se produce CBT en probetas fisuradas suele estar desplazada respecto de la región donde se produciría teóricamente.

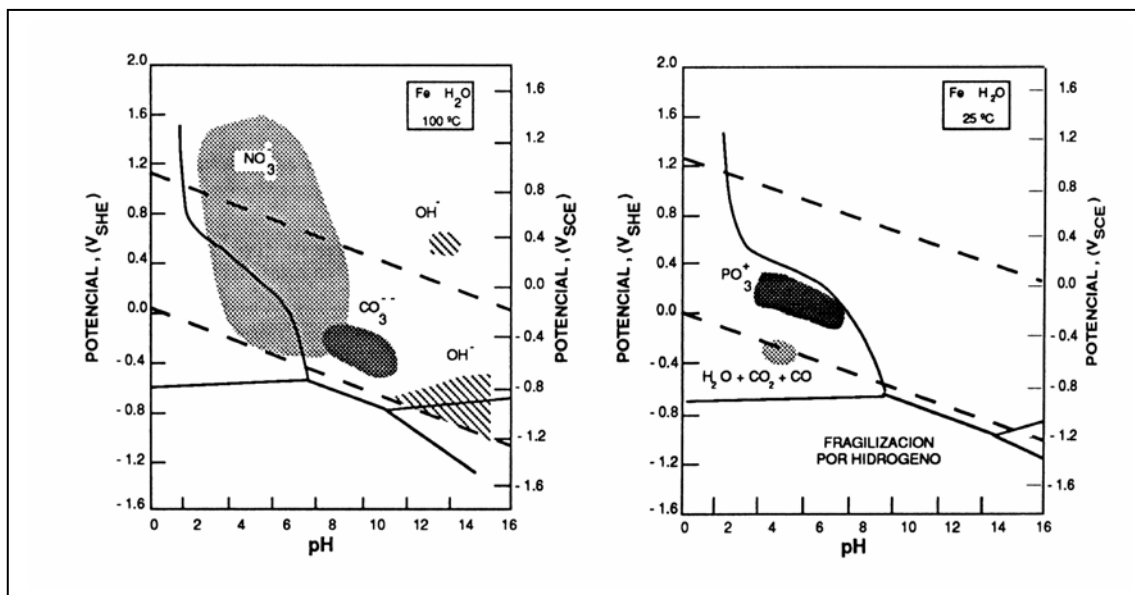


Fig. 3. Diagramas de Pourbaix del sistema Fe-H₂O (ELICES, 1998).

A la vista de los diagramas de Pourbaix se puede hablar de dos fenómenos desde el punto de vista electroquímico mediante los que se manifestará la CBT que constituyen una primera clasificación atendiendo al régimen de potencial electroquímico aplicado: DAL y FAH.

El mecanismo por DAL consiste en la oxidación y disolución efectiva del material. Este mecanismo tiene lugar en régimen anódico, por encima de la línea inferior discontinua de la Fig. 3. Se ha demostrado (OVEJERO, 1998) que en aceros perlíticos de alta

resistencia y diferentes grados de trefilado la tenacidad de fractura en ambiente agresivo es mayor que en aire para $pH= 12,5$; potencial= -650 mV (ECS). La explicación de este comportamiento en CBT se puede deber al efecto del redondeo de la punta de la fisura por corrosión (CHU, HSIAO y LI, 1979).

El mecanismo por FAH es el más elemental en régimen catódico y consiste en una absorción y difusión del hidrógeno producido en la reacción química de oxidación-reducción que, una vez dentro del material, produce una fragilización en la zona próxima al fondo de la fisura. Este mecanismo se da por debajo de la línea discontinua inferior del diagrama de Pourbaix. Resulta un mecanismo muy peligroso, y así OVEJERO (1998) encontró que la carga de rotura de aceros perlíticos de alta resistencia se reducía prácticamente a la mitad en disolución acuosa en un ambiente hidrogenante frente a la obtenida en aire.

Respecto al material cabe señalar la enorme importancia que tiene la microestructura en los procesos de CBT. Así, en aceros perlíticos con distinto grado de trefilado, OVEJERO (1998) encontró que un indicador de daño basado en el cociente entre la carga de rotura en ambiente agresivo y la correspondiente carga en aire variaba en función del grado de trefilado, tanto en el mecanismo por DAL como en FAH. Además la propagación de la fisura pasó de ser en modo I para aceros sin trefilar a modo mixto (I y II) a medida que aumentó el grado de trefilado. Por su parte SOMERDAY Y GANGLOFF (1998) encontraron para tres microestructuras distintas del mismo acero en solución de cloruro sódico que solamente en una de ellas se desarrolló CBT en ensayos realizados a distintas velocidades de aplicación de la carga.

2.1.2. Métodos de ensayo

Con la aplicación de las técnicas de la Mecánica de Fractura al fenómeno de la CBT se han obtenido importantes resultados. Los ensayos a realizar pueden ser de los tipos que se describen a continuación (ELICES, 1998):

Ensayos a carga constante

Se trata del clásico ensayo a carga constante donde se mide el tiempo hasta rotura de una probeta que se ha solicitado inicialmente con un determinado valor de K . La fisura va creciendo por el efecto combinado del medio agresivo y de la carga hasta que la longitud de la fisura es crítica, es decir $K=K_{IC}$, rompiendo la probeta catastróficamente. También se obtiene mediante este ensayo el valor umbral del FIT para CBT, K_{ISCC} , y el valor límite K_{IC} .

Ensayos a desplazamiento constante

En este caso se mantiene constante el desplazamiento inicial impuesto lo que corresponde en determinados casos a la variación decreciente del FIT, K con el aumento del tamaño de la fisura, a . La fisura va creciendo y de este modo el FIT va disminuyendo hasta que se detiene el crecimiento de la fisura, lo que permite evaluar el FIT umbral para CBT, K_{ISCC} .

Ensayos a velocidad de deformación constante

Esta modalidad de ensayo (UGIANSKY y PAYER, 1979) como su nombre indica se basa en mantener constante la velocidad de deformación que se impone a la probeta. Lo que se hace en realidad es aplicar una velocidad constante de carro en la máquina de ensayos. También se puede mantener constante la velocidad de aplicación de carga, en cuyo caso los ensayos se suelen denominar LIST (*linearly increasing stress tests*) (RAMAMURTHY y ATRENS, 1993).

Cabe la consideración, respecto al nombre del ensayo, de que la velocidad de deformación en la punta de la fisura (que es donde interesa conocerla en los procesos de CBT por tratarse de fenómenos cuyo ámbito es dicho entorno local) no es constante en este ensayo. De este modo en el fondo de la fisura se pueden dar valores de la velocidad de deformación muy diferentes (y variables a lo largo del ensayo) de los considerados de dividir la velocidad de carro entre la longitud de la probeta (HELDT y SEIFERT, 2001; TORIBIO, 1997).

La probeta se solicita con una velocidad de mordaza que varía en general entre 10^{-6} y 10^{-9} m/s mientras se mantiene sumergida en el ambiente agresivo objeto de estudio. Se miden la carga (o desplazamiento), el tiempo y la longitud de fisura.

En probetas fisuradas se representa el valor crítico del FIT en ambiente agresivo dividido por el valor crítico del FIT en aire, frente a la velocidad de sollicitación. Dichos valores críticos del FIT corresponden al valor del mismo para el cual tiene lugar la rotura.

En probetas no prefisuradas donde no se dispone de la variable K como variable de control del proceso mecánico se fija un parámetro de daño terminal que puede ser el cociente de la carga de rotura en ambiente agresivo entre la carga de rotura en aire.

Los ensayos de SÁNCHEZ-GÁLVEZ, CABALLERO y ELICES (1985) en aceros perlíticos demuestran que a -600 mV (ECS) existe una velocidad de carro donde el valor crítico del FIT en ambiente agresivo dividido por el valor crítico del FIT en aire presenta un mínimo. Sin embargo a -1200 mV (ECS), a medida que disminuye la velocidad de sollicitación aumenta la debilidad frente a la agresión, hasta que se llega a un valor límite donde se mantiene constante.

Así, la velocidad adecuada de sollicitación de la probeta para conseguir la máxima debilidad ante la agresión en ensayos EVDL se debe fijar tras un estudio previo.

Se ha observado (HELDT y SEIFERT, 2001) que la velocidad de crecimiento de la fisura en la zona II de la Fig. 2 depende de la velocidad de sollicitación, y que también lo hace el valor aparente del umbral K_{ISCC} .

Resulta por todo ello muy interesante conocer cómo evoluciona la velocidad de deformación en el fondo de la fisura, en función de la velocidad de sollicitación de la probeta.

2.2. Mecanismo de CBT por DAL. El papel de la velocidad de deformación en la punta de una fisura

La CBT en régimen anódico aparece con frecuencia en metales que se cubren en el transcurso del proceso por una película pasiva. Cuando se aplica una deformación las dislocaciones comienzan a propagarse y llegan a la superficie formando un escalón. Si el tamaño del escalón es adecuado y la capa pasiva es frágil, como es habitual en caso de ser óxido, la propagación de dislocaciones podrá producir la ruptura de la capa. En este caso pueden ocurrir distintos procesos, dependiendo de la velocidad de repasivación del metal. Si ésta es muy rápida no hay avance de la fisura por insuficiente disolución del metal, y si es muy lenta es más adecuado hablar de corrosión generalizada que de CBT (TYZACK, 1983). La caracterización de velocidad de repasivación rápida o lenta tendrá que ver con la velocidad de deformación local en la punta de la fisura.

De este modo la CBT por DAL se produciría dentro de una banda de velocidades de deformación, limitada por un valor crítico mínimo, $\dot{\epsilon}_{\min}^c$, y un valor crítico máximo, $\dot{\epsilon}_{\max}^c$, característica de cada material y medio agresivo para cada régimen de potencial electroquímico. En las argumentaciones de este párrafo se ha obviado el efecto de la temperatura, que si bien influye de forma decisiva en los procesos químicos, no se considera su influencia, por admitirse un análisis a temperatura constante.

Se ve así que el proceso de CBT por DAL es el resultado de una combinación muy estrecha de procesos mecánicos y electroquímicos. Por un lado, parece ser necesaria la llegada de dislocaciones a la superficie del metal. Por otra parte, si se modifica el potencial electroquímico del ambiente (y por ello de algún modo el potencial del fondo

de la fisura) de modo que el metal deje de disolverse, la fisuración también se podrá detener.

El modelo con formación de bandas de deslizamiento, disolución del nuevo material expuesto al ambiente agresivo y repasivación de la superficie es un modelo habitual en la literatura científica para describir los procesos de CBT por DAL (ANDRESEN Y FORD, 1988, JIVKOV y STAHL, 2002), que se suele denominar modelo de ruptura de capa, FRM (*film rupture model*).

Este modelo postula que el crecimiento subcrítico de fisuras en ambiente agresivo para algunas combinaciones de material y medio agresivo, bajo unas determinadas condiciones electroquímicas y tensodeformacionales, se debe a la rotura de la capa pasiva de óxido, disolución del metal desnudo y repasivación, para formar de nuevo la capa pasiva de óxido. El avance de la fisura será por tanto electroquímico y cíclico por naturaleza. El óxido se rompe bajo una deformación local creciente; entonces se produce disolución del material desnudo hasta que tiene lugar la repasivación.

La densidad de corriente eléctrica i en cada ciclo, es decir entre dos rupturas de capa pasiva, se estima a partir de la densidad de corriente en los fenómenos de repasivación (BOCKRIS y REDDY, 1979) y se puede expresar en el transcurso del tiempo t como

$$i(t) = \begin{cases} i_0 & 0 \leq t \leq t_0 \\ i_0 \left(\frac{t}{t_0} \right)^{-m_r} & t_0 \leq t \leq t_f, \end{cases} \quad (1)$$

donde i_0 es la densidad de corriente cuando la superficie está desnuda, es decir sin presencia de óxido, t_0 es el tiempo de exposición de la superficie desnuda antes de que tenga lugar la repasivación, m_r es la constante de caída de densidad de corriente debido a la repasivación, es decir está relacionada con la velocidad de repasivación, y t_f es el tiempo hasta la ruptura de la película de óxido.

Como estos procesos suceden periódicamente es de interés conocer la densidad de corriente media, i_{avg} en cada ciclo, lo que se puede hacer integrando la densidad de corriente instantánea, $i(t)$, dada por la expresión (1) a lo largo de un ciclo, es decir, entre el tiempo inicial y el tiempo de fallo, (GAVRILOV *et al*, 2006),

$$i_{avg} = \frac{\int_0^{t_f} i(t) dt}{t_f} = i_0 \left(\frac{1}{1-m_r} \left(\frac{t_0}{t_f} \right)^{m_r} - \frac{m_r}{1-m_r} \left(\frac{t_0}{t_f} \right) \right). \quad (2)$$

El tiempo entre dos rupturas de película de óxido puede ser expresado en términos de la deformación hasta fallo, ε_f , y la velocidad de deformación local $\dot{\varepsilon}$, (GAVRILOV *et al*, 2006) pues $t_f = \varepsilon_f / \dot{\varepsilon}$. Combinando dicha expresión con la ecuación (2) se obtiene

$$i_{avg} = i_0 \left(\frac{1}{1-m_r} \left(\frac{t_0}{\varepsilon_f} \right)^{m_r} \dot{\varepsilon}^{m_r} - \frac{m_r}{1-m_r} \left(\frac{t_0}{\varepsilon_f} \right) \dot{\varepsilon} \right). \quad (3)$$

Asumiendo únicamente avance electroquímico de la fisura, su velocidad de crecimiento, $\dot{a} = da/dt$, se puede relacionar con la densidad de corriente media mediante la ley de Faraday a través de la expresión

$$\dot{a} = \frac{Mi_{avg}}{\rho ZF}, \quad (4)$$

donde M es la masa atómica (gramos/mol) del metal, ρ es la densidad del metal, Z es el número de electrones de valencia de la especial química (metal) que se disuelve y F la constante de Faraday. Despreciando en la ecuación (1) el corto período de tiempo, t_0 , después de la rotura de la capa pasiva, donde la densidad de corriente permanece constante, hasta que comienza la pasivación, (GAVRILOV *et al*, 2006), se obtiene:

$$\dot{a} = \frac{Mi_0}{\rho ZF(1-m_r)} \left(\frac{t_0}{\varepsilon_f} \right)^{m_r} \dot{\varepsilon}^{m_r}. \quad (5)$$

Se aprecia que según este modelo la velocidad de deformación $\dot{\varepsilon}$ es una variable cinemática relevante en el proceso de crecimiento de la fisura en CBT por disolución anódica.

La contribución de este modelo a los fenómenos CBT es ampliamente reconocida en la literatura científica y la ecuación (5) se ha mostrado válida para explicar el crecimiento de fisuras en numerosas situaciones (CONGLETON, SHOJI y PARKINS, 1985; ANDRESEN y FORD, 1988; SOMERDAY Y GANGLOFF, 1998).

En el análisis de los fenómenos de CBT se han empleado métodos numéricos basados en el método de los elementos finitos, MEF, para modelizar la reacción química según el modelo FRM que tiene lugar en el fondo de la fisura (GAVRILOV *et al*, 2006). Dichos autores analizaron la influencia de un elevado número de variables: especies iónicas disueltas, longitud de la fisura, tensión aplicada, velocidad del fluido en el medio, la influencia de la temperatura sobre la cinética de la reacción, las constantes de equilibrio, la conductividad del medio y el límite elástico del material entre otros. Sin embargo el valor del CTSR se tomó de una ecuación analítica aproximada para una fisura en crecimiento en un sólido elastoplástico con endurecimiento por deformación bajo condiciones de tensión plana.

El modelo FRM adolece de algunas inconsistencias que recientemente ha puesto de manifiesto GUTMAN (2007) relativas a la ausencia del papel de las tensiones en el proceso y a la omisión de la influencia del proceso mecánico-químico en el aumento de la velocidad de disolución del material.

Los intentos de encajar el modelo FRM y la teoría de las dislocaciones llevó a algunos investigadores (SAITO y KUNIYA, 2000) a plantear un modelo dentro del cual la frecuencia de eventos de ruptura dependiese de parámetros asociados con las

dislocaciones como el vector de Burgers, la densidad de dislocaciones y la velocidad de movimiento de las dislocaciones. Sin embargo los resultados no son satisfactorios (GUTMAN, 2007).

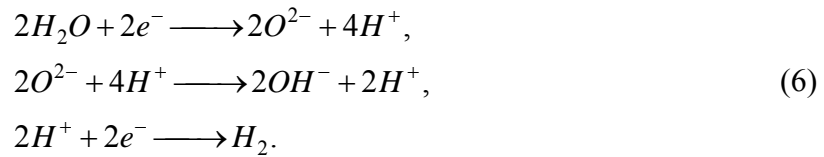
El conocimiento de los mecanismos de pasivación y repasivación de metales, si bien se han estudiado desde el siglo XIX, no es completo y aún dista de serlo (UHLIG, 1979; DÍEZ-PÉREZ, SANZ Y GOROSTIZA, 2006). La propia complejidad de los fenómenos de interfase en superficies desnudas (BOCKRIS y REDDY, 1979) se ve incrementada cuando se estudia la punta de una fisura, que además puede estar creciendo, con lo cual se genera nueva superficie.

2.3. Mecanismo de CBT por FAH. El papel de las variables mecánicas

Los aceros de alta resistencia en servicio, así como otros materiales, se ven sometidos con frecuencia a los efectos del hidrógeno, bien producido de manera natural bajo condiciones ambientales (VALIENTE y ELICES, 1998) o bien al someterlos a protección catódica frente a la corrosión (ENOS y SCULLY, 2002). Dichas circunstancias producen en los metales un riesgo de FAH.

Es bien conocido que la presencia de hidrógeno en la estructura cristalina de algunos metales, por ejemplo en los aceros de pretensado, produce un efecto dañino que se refleja en la menor carga de rotura que la necesaria en ambiente inerte (TORIBIO, 1997; VERGARA, 2007). En los casos de FAH es habitual que el hidrógeno se produzca debido a un régimen catódico en la zona de la fisura. De este modo el hidrógeno se producirá por reacciones químicas de reducción a partir de otras especies químicas presentes en el ambiente agresivo.

En metales en régimen catódico se da el siguiente proceso químico:



Para poder describir el fenómeno en su totalidad, por tanto, es necesario conocer el conjunto de mecanismos que explican la formación del hidrógeno, su transporte en el medio agresivo, su entrada al metal y su transporte por el metal hasta encontrarse en el lugar potencial de la rotura en la red cristalina del mismo. Se admite que los puntos donde se va a nuclear la fractura por fragilización debida al hidrógeno se caracterizan por una concentración crítica de hidrógeno, C_{cr} , que a su vez será función del estado tensodeformacional (TORIBIO y KHARIN, 2000):

$$C_{cr} = C_{cr}(\underline{\underline{\sigma}}, \underline{\underline{\varepsilon}}^p), \tag{7}$$

donde $\underline{\underline{\sigma}} = \underline{\underline{\sigma}}(\mathbf{r}, t)$ es el tensor de tensiones y $\underline{\underline{\varepsilon}}^p = \underline{\underline{\varepsilon}}^p(\mathbf{r}, t)$ el tensor de deformaciones plásticas, siendo ambos tensores funciones de la posición \mathbf{r} y del tiempo t .

La entrada de hidrógeno a los potenciales lugares de daño dentro del metal para alcanzar allí una determinada concentración $C(\mathbf{r}, t)$ involucra una serie de fases con sus respectivos mecanismos (TORIBIO y KHARIN, 1998) que se enumeran a continuación, enfocando el papel de las variables mecánicas en las mismas:

a) Transporte del hidrógeno hasta el metal. A su vez incluye el transporte de especies químicas involucradas en la reacción electroquímica de desprendimiento de hidrógeno desde el medio circundante hasta el fondo de la fisura, y el desprendimiento de hidrógeno de las especies químicas donde se encuentra.

La influencia de los aspectos mecánicos en este proceso se dará bajo la consideración de la fisura como un conducto de anchura determinada de entrada de las especies químicas hasta el fondo de la misma, y se plantea como fenómenos de transporte bajo la acción

mecánica que afecta a la geometría del conducto y que se extiende mucho más allá de la punta de la fisura.

b) Entrada de hidrógeno en el metal, que involucra: (i) adsorción física sobre el metal de las especies químicas portantes del hidrógeno, (ii) disociación y adsorción química del hidrógeno atómico, (iii) disolución del hidrógeno atómico en la capa superficial del metal.

En esta etapa el estado tensodeformacional, caracterizado por la deformación plástica equivalente y la tensión hidrostática en la punta de la fisura, influirá en la eficiencia catalítica de la superficie y en la penetrabilidad del hidrógeno en la superficie del material. Así, las tensiones y deformaciones son variables mecánicas que afectarán a dichos mecanismos.

c) Transporte del hidrógeno dentro del metal. Se dan dos mecanismos diferentes de transporte: la *difusión* y el *transporte por movimiento de dislocaciones*.

La fuerza motriz de la *difusión* de hidrógeno es el gradiente de su potencial químico, μ_H , relacionado con el coeficiente de solubilidad del hidrógeno, K_S , a través de la siguiente relación:

$$\mu_H = RT \ln \frac{C}{K_S}, \quad (8)$$

donde R es la constante universal de los gases y T es la temperatura absoluta, resultando para dicha fuerza motriz, X_D , lo siguiente:

$$X_D = -\nabla \mu_H = -\nabla \left(RT \ln \frac{C}{K_S} \right). \quad (9)$$

Se sabe que K_S depende de la tensión hidrostática, σ , (VAN LEEUWEN, 1974) de la composición de la aleación y de sus fases y de la densidad de trampas de hidrógeno en la red.

La densidad de trampas y la composición de fase (en algunas aleaciones) dependen de la deformación plástica equivalente, que puede representarse por el segundo invariante del tensor de deformaciones plásticas ε_{eq}^p (PERNG y ALTSTETTER, 1986).

Así la solubilidad se puede expresar del siguiente modo (TORIBIO y KHARIN, 2000):

$$K_S = K_{S0}(\varepsilon_{eq}^p, T) \exp\left(\frac{V_H \sigma}{RT}\right), \quad (10)$$

donde K_{S0} es la componente de la solubilidad dependiente de la deformación plástica y V_H es el volumen molar parcial de hidrógeno en el metal.

Además, el coeficiente de difusión de hidrógeno en el metal (D) depende de la deformación plástica (PERNG y ALTSTETTER, 1986), es decir $D = D(\varepsilon_{eq}^p)$, por lo que a partir de las expresiones (9) y (10) se llega a la ecuación para el vector densidad de flujo de hidrógeno \mathbf{J}_H (TORIBIO y KHARIN, 2000):

$$\mathbf{J}_H = -D(\varepsilon_{eq}^p(t)) \left\{ \nabla C - C \left[\frac{V_H}{RT} \nabla \sigma(t) + \frac{\nabla K_{S0}(\varepsilon_{eq}^p(t))}{K_{S0}(\varepsilon_{eq}^p(t))} \right] \right\}. \quad (11)$$

De allí, por el principio de la conservación de la masa se obtiene la ecuación de difusión de hidrógeno en metales en términos de su concentración (TORIBIO y KHARIN, 2000):

$$\frac{\partial C}{\partial t} = D[\nabla^2 C - \mathbf{M} \cdot \nabla C - NC] + \nabla D \cdot [\nabla C - \mathbf{M}C], \quad (12)$$

donde $\mathbf{M} = \nabla \ln K_S$ y $N = \nabla^2 \ln K_S$.

Por otro lado el *transporte de hidrógeno por dislocaciones* está relacionado con la velocidad media de las mismas y por ello está relacionado con la velocidad de deformación plástica. El transporte por movimiento de dislocaciones tiene lugar exclusivamente durante la deformación plástica, creando estados desequilibrados de la distribución de hidrógeno en la red. La concentración de hidrógeno por tanto se deberá a una solución de compromiso entre ambos flujos: el que tiende a acumularlo en lugares determinados por medio del arrastre por dislocaciones y el que tiende a desorberlo por difusión. Así, bajo carga constante o a velocidad de deformación lenta, el papel fundamental lo juega la difusión, siendo despreciable el mecanismo de movimiento de dislocaciones. Como además la difusión suele ser el mecanismo más lento de todos los que tienen lugar en la FAH el proceso de transporte de hidrógeno suele ser controlado por la difusión. Así es el caso cuando el aporte de hidrógeno al metal es suficientemente rápido como para mantener el equilibrio en la superficie de la fisura. En este caso se tendrá la siguiente condición de entrada del hidrógeno en el metal (TORIBIO y KHARIN, 2000):

$$C(\text{superficie de la punta de la fisura}) = C_0 K_{s_0}(\varepsilon_p, T) \exp\left(\frac{V_H \sigma}{RT}\right), \quad (13)$$

en la que C_0 es la concentración de hidrógeno en el metal libre de tensiones y de deformaciones, considerada sobre la superficie de la fisura en equilibrio con el ambiente.

La complejidad del anterior planteamiento hace que su resolución matemática resulte laboriosa, al no existir en el mercado tratamientos numéricos que resuelvan problemas acoplados de cálculo tensodeformacional de sólidos deformables con comportamiento no lineal y difusión asistida por las tensiones y las deformaciones. Por ello un modo de análisis parcial consistirá en el análisis individualizado del conjunto de las variables involucradas en el modelo.

Se ha encontrado que la velocidad de carga o desplazamiento influye en el valor umbral de propagación de fisuras en ambiente agresivo (TORIBIO y KHARIN, 1998) y en la carga

de rotura, en dicho ambiente, de probetas entalladas y fisuradas (TORIBIO,1997; VERGARA, 2007).

Esto pone de manifiesto el interés de las *variables cinemáticas*, derivadas temporales de las *variables mecánicas* siguientes del modelo de la difusión asistida por el estado tensodeformacional: *tensión hidrostática* (tanto en la superficie de la fisura como en el interior del material), *gradiente de la tensión hidrostática* en el interior del material, *deformación plástica* en la punta de la fisura (tanto en la superficie de la fisura como en el interior del material) y *tensión máxima* delante del frente de la fisura en la zona de posible daño por hidrógeno.

2.4. Influencia de la prefisuración por fatiga en la CBT

Es habitual el uso de probetas fisuradas en los ensayos para investigar el fenómeno de la CBT. En el laboratorio el paso previo a la realización de un ensayo habrá sido la realización de una fisura en una probeta. Ahora bien, dicha fisura se suele iniciar por fatiga a partir de una entalla creada mediante un proceso de arranque de viruta realizado con la ayuda de un disco de corte, y se hace crecer mediante ciclos de fatiga con un determinado valor del FIT máximo y un determinado valor del FIT mínimo aplicado en cada ciclo. La diferencia entre el valor máximo y mínimo del FIT aplicado en un ciclo se define como la amplitud del ciclo en términos del FIT. Al realizar la prefisuración se suele variar la carga (o el desplazamiento) impuesta a la probeta en los ciclos tras un número determinado de ellos desde un valor mínimo de la carga, generalmente fijo, que supone un valor del FIT mínimo, hasta el máximo valor de la carga que supone un FIT máximo durante la prefisuración.

Puesto que siempre se produce plastificación localizada en la punta de una fisura, es necesario realizar la prefisuración de modo que se minimice dicha plastificación, pues sus efectos distorsionan los valores de las magnitudes a analizar en los posteriores ensayos (TORIBIO y LANCHA, 1996). Para ello se comienza con una etapa de pequeña duración relativa caracterizada por ciclos de fatiga con gran amplitud, con el objetivo de

iniciar la fisura lo más rápido posible sin importar la magnitud de la zona plástica generada, para continuar con etapas de menor amplitud. Así, al crecer la fisura, la zona del material con mayores tensiones residuales queda alejada de la punta de la fisura y el estado tensodeformacional en dicha zona será el debido a los últimos ciclos, siendo por tanto esta última etapa de menor amplitud la que caracteriza el estado tensodeformacional en el extremo de la grieta obtenida mediante fatiga. Al valor del FIT máximo del último tramo de la etapa de la prefisuración se le denominará K_{max} .

Se ha demostrado experimentalmente, (TORIBIO y LANCHA, 1996) que el nivel de K_{max} influye en el posterior comportamiento en CBT. Así se encontró que en probetas cilíndricas de acero perlítico prefisuradas en aire y posteriormente ensayadas mediante la técnica EVEC con una velocidad constante de cruceta en la máquina de ensayos de $8,3 \times 10^{-8} \text{ms}^{-1}$ en una solución acuosa de hidróxido cálcico y cloruro sódico ($pH = 12,5$) la carga de rotura en ambiente agresivo frente a la carga de rotura en aire variaba en función del nivel del FIT máximo aplicado en los últimos ciclos. En concreto se comprobó que a mayor K_{max} mejoraba el comportamiento del material para todos los valores del potencial electroquímico aplicado, es decir, el fenómeno se presentó en ambos regímenes de CBT (anódico y catódico). De tal modo mejoró el comportamiento al aumentar K_{max} que para los mayores valores de K_{max} utilizados en la prefisuración ($K_{max}/K_{IC} = 0,80$) se llegó a obtener la misma carga de rotura en aire y en el ambiente agresivo citado en un amplio abanico de potenciales electroquímicos aplicados. Por ello, en esos casos el elevado valor de K_{max} protegió al material, hasta tal punto que éste no llegó a desarrollar CBT. Este fenómeno se explicó por las tensiones residuales compresivas a que se ve sometida la punta de la fisura en la prefisuración, produciendo un efecto de *retardo por sobrecargas*, recogido en la literatura científica (TANAKA, 1995; CHANGQING, YUCHENG y GUANGLI, 1997).

En aceros perlíticos bajo régimen catódico de potencial electroquímico la fragilización por hidrógeno es el mecanismo básico de la CBT. El transporte del hidrógeno hacia los posibles lugares de fractura se puede producir mediante dos procesos: 1) arrastre de hidrógeno por *movimiento de dislocaciones* dentro de la zona plástica activa durante la carga creciente y 2) *difusión* en el metal asistida por el gradiente de la tensión

hidrostática hacia las posiciones de la tensión hidrostática máxima. Los resultados experimentales (TORIBIO y LANCHA, 1996) indican que el arrastre de hidrógeno por movimiento de dislocaciones no parece ser el responsable de los fenómenos dependientes de K_{max} observados en la fragilización por hidrógeno en estos aceros. Por ello debe pensarse en la difusión del hidrógeno como mecanismo clave para explicar las variaciones en la carga de rotura en ambiente agresivo en función del K_{max} aplicado en la etapa de la prefisuración. De este modo será relevante el papel de la derivada temporal de las variables mecánicas que gobiernan el proceso de la difusión asistida por el estado tensodeformacional, dado el marcado carácter dependiente del tiempo que muestra la FAH.

En todo caso, puesto que en los procesos de CBT, tanto en DAL como en FAH, la velocidad de sollicitación afecta claramente a los resultados (TORIBIO y ELICES, 1992; TORIBIO, 1997; SOMERDAY y GANGLOFF, 1998; HELDT y SEIFERT, 2001; VERGARA, 2007) cabe suponer que las variables cinemáticas en la zona potencial de fractura (*daño*), es decir, las velocidades locales de las variables mecánicas relevantes en cada caso (tensión hidrostática, gradiente de tensión hidrostática, deformación en la punta de la fisura, ...) son responsables de las mencionadas manifestaciones de la CBT.

2.5. Ensayos a velocidad de deformación en la punta de la fisura “a la carta” versus tiempo

Los ensayos EVDL, que se han mostrado útiles en el estudio de la CBT, se suelen realizar a velocidad de deformación constante, más concretamente a velocidad de extensión constante o a tensión incrementada linealmente. Pero esta velocidad de deformación no parece ser constante a nivel local, *i.e.*, en la zona de proceso de fractura, en las proximidades de la punta de la fisura, sino a nivel global (CONGLETON, SHOJI y PARKINS, 1985; PENG, KWON y SHOJI, 2004). Los fenómenos de CBT son de ámbito local, referidos a la punta de la fisura, y la variable cinemática clave de interés no será la *velocidad de deformación global*, sino la *velocidad de deformación local*. Siendo así sería interesante poder desarrollar ensayos a *velocidad de deformación local constante*,

o cuando proceda “a la carta”, pues permitirían un mejor análisis y comprensión de los procesos involucrados en CBT, ya sean en régimen anódico o en régimen catódico.

3. VELOCIDADES DE LAS VARIABLES MECÁNICAS RELEVANTES EN CBT EN LA PUNTA DE FISURA

Se ha encontrado que la velocidad de sollicitación influye en los fenómenos de CBT (SÁNCHEZ-GÁLVEZ, CABALLERO y ELICES, 1985; CONGLETON, SHOJI y PARKINS, 1985; TORIBIO, 1997; HELDT y SEIFERT, 2001). Puesto que la CBT es un fenómeno local que se da en la punta de la fisura, parece adecuado pensar que las variables mecánicas responsables de los fenómenos observados sean las variables locales en dicha zona (tensiones y deformaciones). De este modo merecen atención *a nivel local* las velocidades de las variables clave, por poder ser responsables de los fenómenos observados, durante el proceso de CBT.

Pese a la importancia de la CBT, la comunidad científica parece no haberle dedicado el empeño necesario desde un enfoque mecánico, y así JIVKOV y STAHL (2002) expresan que parece que la mecánica está en deuda con esta importante área, refiriéndose a los procesos de CBT. En todo caso se han hecho varios intentos para cuantificar las variables cinemáticas, centrados mayoritariamente en la *velocidad de deformación local en la punta de la fisura*, o *crack tip strain rate* (CTSR) en inglés.

Se buscaron relaciones entre la CTSR y otros parámetros ingenieriles (ANDRESEN y FORD, 1988) especialmente para aceros inoxidables a 288°C bajo carga constante y moderados factores de intensidad de tensiones, encontrándose la relación

$$CTSR = \xi K^4, \quad (14)$$

donde $\xi = 4.1 \times 10^{-14} \text{ Pa}^{-4} \text{ m}^{-2} \text{ s}^{-1}$. Esta expresión tiene el inconveniente de no estar basada en el conocimiento fundamental de la cinemática en la punta de una fisura plastificada, y además no refleja la contribución esperada de la velocidad de sollicitación \dot{K} .

En probetas inicialmente lisas sometidas a ensayos EVDL que sufrieron CBT se han observado con frecuencia múltiples fisuras a cortas distancias. En estos casos la velocidad de desplazamiento aplicada a la probeta, es decir la *velocidad de deformación global o remota*, se va a repartir entre todas las fisuras, de modo que a medida que el

número de fisuras aumenta la CTSR disminuye. CONGLETON, SHOJI y PARKINS, (1985) propusieron la siguiente expresión para la CTSR en función del número de fisuras para ensayos EVDL

$$CTSR = \frac{\zeta_0}{N} \dot{\epsilon}_{ap} + \frac{\dot{a}}{5} \ln \frac{\zeta_1}{N}, \quad (15)$$

donde N es el número de fisuras por unidad de longitud de la probeta, $\dot{\epsilon}_{ap}$ es la velocidad de deformación global remota aplicada, \dot{a} es la velocidad de crecimiento de las fisuras y las constantes ζ_0 y ζ_1 dependerán del tipo de material y del tamaño de la probeta.

En dicha ecuación se observa que el primer término dominará la ecuación a altas velocidades de deformación global, mientras que el segundo término lo hará a bajas velocidades.

TORIBIO (1997) propuso un método para estimar la velocidad de deformación local en el extremo de una fisura simple. El cálculo de la CTSR se realizó bajo la hipótesis de la mecánica de fractura elástico lineal, en condiciones de deformación plana.

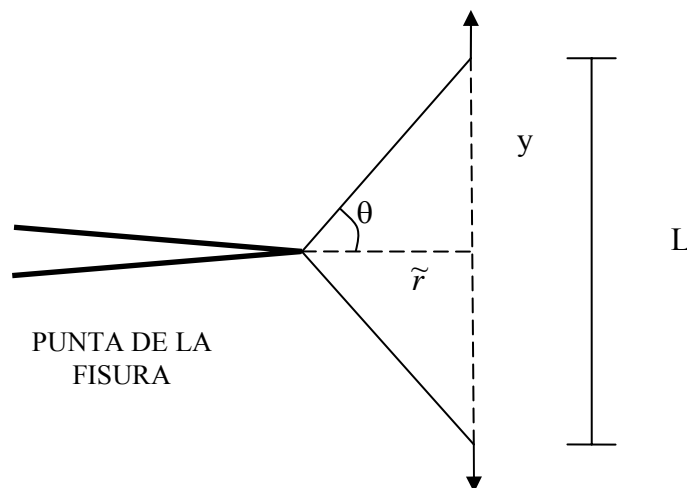


Fig. 4. Desplazamiento local en la zona próxima a la punta de la fisura.

TORIBIO (1997) definió la deformación en la punta de la fisura como:

$$\varepsilon = \frac{\Delta L}{L}, \quad (16)$$

donde ΔL es el incremento de longitud de una base de medida L tomada en dirección y , perpendicular al plano de la fisura en un lugar delante del frente de la misma a una distancia suficientemente pequeña de su punta, como puede verse en la Fig. 4.

Bajo esta formulación la velocidad de deformación local en la punta de la fisura se reduce a

$$\dot{\varepsilon} = \frac{\Delta L^{i+1} - \Delta L^i}{L \Delta t} = \frac{L^{i+1} - L^i}{L \Delta t}, \quad (17)$$

al ser $\Delta L^{i+1} = L^{i+1} - L^i$ donde los superíndices $i+1$, i se refieren a dos pasos consecutivos de carga y Δt representa el intervalo de tiempo entre ambos pasos, el cual puede ser constante o variable.

Es evidente que en esta formulación la deformación local, y por ende la velocidad de deformación local en la punta de la fisura, dependerá de la distancia \tilde{r} respecto a la punta de la fisura a la que se considere la base de medida y del ángulo polar θ (Fig. 4):

$$\varepsilon(\tilde{r}) = \frac{\Delta L}{\tilde{r} \tan \theta}, \quad (18)$$

y así a continuación aplicando los planteamientos de la mecánica de fractura elástico-lineal se obtiene

$$\varepsilon(\tilde{r}) = \frac{K}{G} \sqrt{\frac{1}{2\pi\tilde{r}}} \zeta(\theta), \quad (19)$$

donde G es el módulo de elasticidad transversal ($G=E/2(1+\nu)$ siendo ν el coeficiente de Poisson y E el módulo de elasticidad longitudinal) y $\zeta(\theta)$ es una función adimensional de la coordenada angular θ (BROEK, 1991) dada por:

$$\zeta(\theta) = \frac{\sin(\theta/2)}{\tan \theta} [2 - 2\nu - \cos^2(\theta/2)]. \quad (20)$$

Este método es completamente analítico, lo cual supone una gran ventaja en sencillez frente a los métodos numéricos. Sus limitaciones se refieren a los casos en los que la hipótesis de pequeñas deformaciones no sea adecuada en la punta de la fisura; únicamente sirve para el caso elástico lineal y además con él no se puede calcular la velocidad de deformación exactamente en la punta de la fisura (de indudable interés en los procesos por DAL) puesto que la deformación, para el caso particular donde $\tilde{r} = 0$, presenta una singularidad como se puede ver en la ecuación (19).

En todo caso, en esta aproximación inicial de la CTSR, se refleja que la variable cinemática en los casos de sollicitación transitoria debe depender según ecuación (19) de la derivada temporal del FIT, $\dot{K} = dK / dt$, pues por simple aplicación de la regla de la cadena se tiene:

$$\dot{\varepsilon}(\tilde{r}) = \frac{\partial(\varepsilon(\tilde{r}))}{\partial t} = \frac{1}{G\sqrt{2\pi\tilde{r}}} \zeta(\theta) \frac{dK}{dt}. \quad (21)$$

TORIBIO (1997) aplicó los conceptos anteriores a la CBT por fragilización asistida por hidrógeno en probetas fisuradas de aceros perlíticos, ya que se había encontrado que en probetas entalladas (TORIBIO Y ELICES, 1992) la *velocidad de deformación local en el fondo de la entalla* era la variable que gobernaba el proceso a través de su valor medio espacio-temporal, formulándose un criterio cinemático de fractura en ambiente agresivo para probetas entalladas. Así, estimó el valor medio espacio-temporal (a lo largo de la zona afectada por hidrógeno y durante el tiempo hasta fallo) de la *velocidad de deformación local en el fondo de la entalla* y obtuvo un criterio cinemático de fractura

para probetas entalladas fracturadas en condiciones de fragilización por hidrógeno (régimen catódico).

En lo relativo a velocidades de las variables mecánicas en la punta de la fisura relevantes en los procesos de CBT, nada más se ha encontrado publicado. Es decir, no existen en la literatura científica datos ciertos de velocidad de deformación en la punta de la fisura considerada ésta de un modo realista, es decir como problema elastoplástico de contorno bajo la hipótesis de grandes deformaciones, como función de los parámetros de sollicitación K y \dot{K} . Lo mismo se puede decir de la velocidad de la tensión hidrostática y de la velocidad de otras variables mecánicas que se determinan en esta Tesis en la punta de la fisura.

4. OBJETIVOS DEL TRABAJO

La investigación trata de evaluar mediante un análisis de alta resolución las variables cinemáticas relevantes en CBT que se desarrollan en la punta de la fisura bajo la hipótesis de plasticidad a pequeña escala en armaduras activas para hormigón. Dichas variables cinemáticas se determinarán en función de la sollicitación mecánica a que se someten las probetas en los ensayos simulados. Los resultados obtenidos son de interés dentro de los fenómenos de CBT, pues permiten transformar las sollicitaciones a que se someten las probetas en los ensayos en variables cinemáticas en la punta de la fisura, y así permitir un análisis desde un punto de vista cinemático de los resultados obtenidos en ensayos de CBT. También, a partir de los resultados de los cálculos, se pretenden elucidar los fenómenos observados por TORIBIO y LANCHI (1996) relativos a la influencia de la prefisuración por fatiga sobre la carga de rotura en ambiente agresivo. Además se analizan las posibilidades de realizar ensayos a velocidad de deformación local constante y otros ensayos a velocidad de deformación *ad libitum* en la punta de la fisura, permitiendo así un análisis riguroso de la CBT.

Las variables cinemáticas que se considerarán en la punta de la fisura, para su análisis, por su relevancia en CBT, serán la *velocidad de deformación*, la *velocidad de la tensión hidrostática* y la *velocidad de la máxima tensión normal* al plano de la fisura. Se analizarán la tensión y deformación tanto en la superficie de la fisura (por su relación con procesos DAL y FAH) como en el interior del material en las proximidades de la misma (por su relación con procesos FAH).

II. PLANTEAMIENTO

1. INTRODUCCIÓN

Una vez expuesta la importancia de las variables cinemáticas en los procesos de CBT, comprobados experimentalmente tanto en DAL como en FAH, y fijadas las magnitudes relevantes en la punta de la fisura en los procesos de CBT, procede establecer el planteamiento del trabajo. En este contexto, para hacer más clara la exposición, se muestran a continuación los elementos relevantes de la fisura y las referencias tomadas en ella.

Anteriormente se habían analizado mediante un método numérico algunas de las variables que podrían explicar la mejora de las propiedades del material a medida que aumenta el valor de K_{max} , modelizando las probetas utilizadas en el trabajo de TORIBIO y LANCHÁ (1996) como una fisura afilada sobre una geometría plana mediante un tratamiento numérico de baja resolución (JÁÑEZ y TORIBIO, 2006) no habiéndose encontrado relación alguna. En este trabajo se abordará el estudio de alta resolución de una fisura en el material elasto-plástico siguiendo las pautas del análisis avanzado de la

zona en torno del extremo de la fisura desarrollado anteriormente por otros autores (MCMEEKING, 1977; TORIBIO y KHARIN, 1999).

En el material elastoplástico se considerará una fisura en condiciones de deformación plana sometida a sollicitación en modo I con plasticidad a pequeña escala, es decir, con dominio del FIT. El análisis de alta resolución que se va llevar a cabo resuelve el problema de contorno elastoplástico en el planteamiento de grandes deformaciones mediante la aproximación numérica del MEF (ZIENKIEWICZ y MORGAN, 1983) aprovechando el código de un programa comercial. Así el problema de contorno presentará una *doble no linealidad*, por un lado derivada de la *plasticidad* y por otro de las *grandes deformaciones*.

En este capítulo se planteará el modelo de fisura, sus partes relevantes y la definición de las magnitudes que operan en la punta de dicha fisura. A continuación, se analizan las cargas a aplicar en función del FIT en los casos estudiados. Además, se presentan los materiales que se pretende simular y su modelización a efectos del cálculo. Posteriormente, se analiza la geometría a desarrollar en la definición del dominio a discretizar y las condiciones de contorno no incluidas en las cargas. Para finalizar se comentarán otros aspectos relacionados con la resolución del problema de contorno en cuestión, como la discretización del dominio y el análisis de la convergencia de la solución.

2. MODELO DE FISURA

Se va a modelizar la fisura como una microentalla de forma semicircular en su extremo y de radio muy pequeño, como aparece en otros estudios (MCMEEKING, 1977; TORIBIO y KHARIN, 1999). El valor del radio de la microentalla ($\rho_0=2,5 \mu\text{m}$) se tomó de la literatura científica para aceros de alta resistencia (HANDERHAN y GARRISON, 1992).

Las razones para modelizar una fisura afilada en su configuración original (en ausencia de solicitaciones) como una microentalla fueron descritas por MCMEEKING (1977).

En la Fig. 5 se puede ver un detalle de la modelización que se ha realizado de la fisura sobre la que se indican sus elementos relevantes y los sistemas de referencia empleados, tanto el cartesiano (x^*, y^*) como el polar (ρ, ψ). Solamente se muestra la geometría de media fisura debido a la simetría respecto al eje x en el caso de sollicitación en modo I, objeto de estudio. El origen de coordenadas se ha fijado en el centro del arco de circunferencia de radio ρ_0 que define la microentalla. También se indican sobre la Fig. 5 varios lugares geométricos y puntos característicos de la fisura.

La *punta de la fisura* es la zona genérica en estudio que se muestra en la Fig. 5, donde se dan los procesos de fractura en ambiente agresivo.

El *punto extremo de la fisura*, punto material A de la Fig. 5, definido por las coordenadas ($x^*=\rho_0, y^*=0$).

La *zona delante del frente de la fisura* es el tramo de recta perpendicular al eje y cuyo origen es el punto extremo de la fisura, punto material A de la Fig. 5. Sus puntos pertenecen al eje de simetría de la fisura analizada y en ella los puntos del material se caracterizan por su coordenada $y=0$, al no estudiarse el caso en tres dimensiones.

La *superficie de la fisura* está definida por los límites del material en torno a la fisura. Tiene dos zonas bien delimitadas: una recta caracterizada por $y=\rho_0=b_0/2$, (donde b_0 representa la anchura de la fisura) que se denominará *superficie lateral de la fisura*, y un arco de circunferencia caracterizado por el radio $\rho=\rho_0$, que se denominará *superficie del extremo de la fisura* comprendido entre los puntos A y F de la Fig. 5.

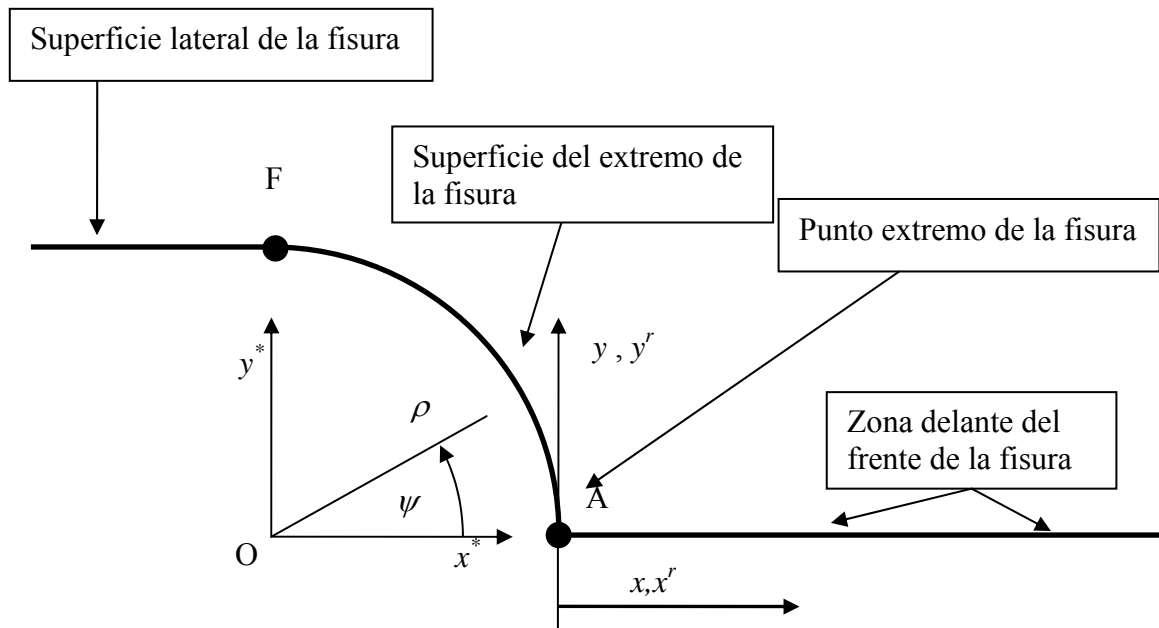


Fig. 5. Detalle de la punta de la fisura y notación empleada.

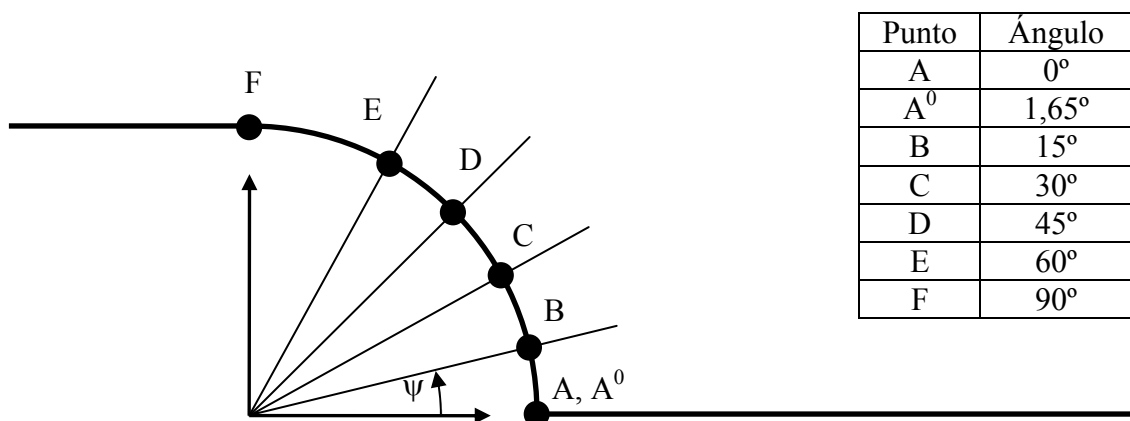


Fig. 6. Notación empleada para identificar los puntos de la superficie del extremo de la fisura.

Se define x^r como la distancia medida desde el punto extremo de la fisura hacia delante del frente de la fisura en la configuración de referencia, sin deformar. A medida que el extremo de la fisura sea sometido a la carga aplicada la geometría local se modifica. A esta nueva geometría se referirá como *configuración deformada*. Se denominará x a la distancia desde el punto material A de la Fig. 5 a los puntos materiales de la zona delante del punto extremo de la fisura en la configuración deformada.

En la Fig. 6 se presenta la notación empleada para puntos materiales de la superficie del extremo de la fisura.

Puesto que las variables de interés en la zona de proceso de fractura son en general funciones de la posición y del tiempo se recurrirá al uso de valores medios según el planteamiento presentado por TORIBIO y ELICES (1992) para probetas entalladas y posteriormente por TORIBIO (1997) para probetas fisuradas.

Se definen las siguientes magnitudes:

Velocidad de deformación natural en el punto extremo de la fisura, punto material A de la Fig. 5, que se denotará por $\dot{\varepsilon}$, siendo ésta la derivada temporal de la deformación natural longitudinal tangente a la superficie del extremo de la fisura en dicho punto. Dada la elección del sistema de referencia y de la posición del punto material A, esta velocidad en este punto coincidirá con la velocidad de deformación longitudinal verdadera en la dirección y , $\dot{\varepsilon}_{yy}$.

La deformación natural, también llamada logarítmica o verdadera, (SÁNCHEZ-GÁLVEZ, 1999) se define como

$$d\varepsilon = \frac{dL}{L}, \quad (22)$$

donde L es la longitud instantánea (actual) de una base de medida.

La forma integral de la expresión anterior conduce a

$$\varepsilon = \int_{L_0}^L d\varepsilon = \ln\left(\frac{L}{L_0}\right), \quad (23)$$

donde L_0 es la longitud inicial de la base de medida. Esta medida de la deformación de extensión presenta la ventaja de ser aditiva, es decir, se puede calcular la deformación total en un proceso incremental de carga mediante la suma de las deformaciones naturales parciales.

Velocidad de deformación ingenieril en el punto extremo de la fisura, punto material A de la Fig. 5, que se denotará por \dot{e} , siendo ésta la derivada temporal en dicho punto de la deformación ingenieril. La deformación ingenieril se define como

$$e = \frac{L - L_0}{L_0}, \quad (24)$$

relacionada con la deformación natural (JOHNSON y MELLOR, 1983) por

$$\varepsilon = \ln\left(\frac{L}{L_0}\right) = \ln(1 + e). \quad (25)$$

Velocidad del valor medio espacial de la deformación plástica equivalente en la zona delante del frente de la fisura, que se denotará por $\langle \dot{\varepsilon}_{eq}^p \rangle_{x_c}$, siendo ésta la derivada temporal del valor medio espacial de la deformación plástica equivalente sobre la longitud crítica x_c , que se corresponde con la profundidad del punto de máxima tensión hidrostática, en la configuración deformada, en el momento de fallo en FAH. El valor medio espacial de la deformación plástica equivalente se obtiene a partir de

$$\langle \varepsilon_{eq}^p \rangle_{x_c} = \frac{1}{x_c} \int_0^{x_c} \varepsilon_{eq}^p dx. \quad (26)$$

Velocidad de la tensión hidrostática en el punto extremo de la fisura, punto material A de la Fig. 5, que se denotará por $\dot{\sigma} = d\sigma / dt$, siendo ésta la derivada temporal en dicho punto de la tensión hidrostática.

Velocidad del valor medio espacial de la tensión hidrostática en la zona delante del frente de la fisura, que se denotará por $\langle \dot{\sigma} \rangle_{x_c} = d \langle \sigma \rangle_{x_c} / dt$, siendo ésta la derivada temporal del valor medio espacial de la tensión hidrostática sobre la longitud crítica x_c , en la configuración deformada. Dicho valor medio espacial se obtiene a partir de

$$\langle \sigma \rangle_{x_c} = \frac{1}{x_c} \int_0^{x_c} \sigma dx. \quad (27)$$

Velocidad del valor medio espacial del gradiente de la tensión hidrostática en la zona delante del frente de la fisura, que se denotará por $d \langle \nabla \sigma \rangle_{x_c} / dt$ y tendrá el valor de

$$d \langle \nabla \sigma \rangle_{x_c} / dt = \frac{d(\langle \partial \sigma / \partial x \rangle_{x_c})}{dt}, \quad (28)$$

donde

$$\langle \nabla \sigma \rangle_{x_c} = \frac{1}{x_c} \int_0^{x_c} \frac{\partial \sigma}{\partial x} dx = \frac{\sigma(x_c) - \sigma(0)}{x_c}. \quad (29)$$

Velocidad del valor máximo de la componente de la tensión normal en el plano de la fisura delante del frente de la misma, que se denotará por $\dot{\sigma}_{yy+}$ y tendrá por valor

$$\dot{\sigma}_{yy+} = \frac{d\sigma_{yy+}}{dt}, \quad (30)$$

donde

$$\sigma_{yy+} = \max \{ \sigma_{yy}(x) \}. \quad (31)$$

Las magnitudes definidas como valor medio espacial en la zona delante del frente de la fisura, todas en la configuración deformada, guardan relación con los procesos de CBT en FAH, mientras que las definidas en la superficie de la fisura (punto material A de la Fig. 5) son relevantes tanto en FAH como en DAL.

3. CASOS DE SOLICITACIÓN OBJETO DE ANÁLISIS

Para determinar las variables cinemáticas objeto de estudio en la punta de la fisura se procede a realizar una serie de simulaciones con su respectivo conjunto de solicitaciones impuestas.

Al tratarse de variables cinemáticas, *i.e. derivadas temporales de variables mecánicas*, su resultado dependerá de la forma temporal de solicitación. La solicitación sobre la fisura se expresa en términos de la evolución temporal del FIT, $K = K(t)$, por tratarse de un análisis en plasticidad a pequeña escala, cuando el estado tensodeformacional en torno al extremo de la fisura resulta depender solamente del FIT como el único parámetro representativo de las condiciones de solicitación.

Se tendrá en cuenta que el modelo del material es independiente del tiempo como variable intrínseca, por no haber contribución viscosa. La simulación de los ensayos, por lo tanto, se desarrolla en términos exclusivamente de la magnitud de la carga aplicada. Así tensiones y deformaciones serán funciones de K (y de su historia anterior, en su caso, como en carga cíclica), pero sin relevancia alguna de su evolución en el transcurso del tiempo. El FIT se puede asociar a un parámetro adimensional k de evolución de la solicitación, definiéndolo del modo siguiente:

$$k(t) = \frac{K(t)}{K_{IC}^{A0}}, \quad (32)$$

donde K_{IC}^{A0} es la tenacidad de fractura del material A0.

Por ello las soluciones generadas en términos de k se pueden convertir en las evoluciones durante el tiempo de duración del ensayo simulado t para toda trayectoria del FIT, $K = K(t)$, mediante el cambio de variable

$$\chi = \chi(k) \Rightarrow \chi(k(t)), \quad (33)$$

donde χ indica alguna magnitud genérica que representa tensiones o deformaciones relevantes en CBT.

En consecuencia las velocidades de las variables χ , siendo derivadas en función del tiempo del ensayo simulado, se obtienen para todo $K = K(t)$ de modo que

$$\dot{\chi} = \frac{\partial \chi}{\partial t} = \frac{\partial \chi}{\partial k} \frac{dk}{dt} = \hat{\chi} \dot{k}. \quad (34)$$

Se empleará la notación $\dot{\chi}$ para expresar la *derivada temporal* de χ y se empleará la notación $\hat{\chi}$ para representar la *derivada respecto al parámetro de sollicitación* de la variable mecánica genérica considerada, es decir,

$$\hat{\chi} = \frac{\partial \chi}{\partial k}. \quad (35)$$

De este modo se podrá analizar la evolución temporal de la variable cinemática $\dot{\chi}$ en función de la trayectoria de sollicitación impuesta en términos de $K = K(t)$ y así buscar la relación específica $K = K(t)$ para obtener una relación $\dot{\chi} = \dot{\chi}(t)$ deseada. Sin embargo, en general, esto no será posible de modo analítico, por las razones que se muestran a continuación. Sea la relación general

$$\chi = \chi(k), \quad (36)$$

obtenida a partir de la solución numérica del problema elastoplástico de contorno resuelto mediante la aproximación del MEF. En un caso general dicha función se podrá aproximar mediante un polinomio Q_p de grado p :

$$\chi(k) \approx Q_p(k). \quad (37)$$

Entonces, tomando una función sencilla para facilitar los razonamientos, sin pérdida de generalidad, que sea $\dot{\chi} = t$, se obtiene

$$\frac{dQ_p(k)}{dk} \frac{dk(t)}{dt} \approx \frac{d\chi(t)}{dt} = t, \quad (38)$$

donde $k(t)$ viene dado por la expresión (32). La obtención de $k = k(t)$ se consigue integrando la expresión (38)

$$\int \frac{dQ_p(k)}{dk} dk = \int t dt, \quad (39)$$

para obtener

$$Q_p(k) = \frac{t^2}{2} + Cte, \quad (40)$$

donde Cte es una constante arbitraria de integración.

De este modo la solución $k = k(t)$ lleva a despejar k de una ecuación polinómica, lo cual no siempre ofrece solución analítica y en todo caso resulta impracticable para $p \geq 2$. Por ello el tratamiento numérico se deberá hacer *ad hoc*, aunque con la posibilidad de realizar aproximaciones algebraicas sencillas de la expresión $\chi = \chi(k)$ a fin de poder obtener formas *ad libitum* de la variable cinemática.

A continuación se muestran las características de algunos ensayos comunes en CBT que se simulan en esta Tesis.

3.1. Ensayos EVDL clásicos con velocidad de deformación global lenta

Los ensayos EVDL en general se caracterizan por realizarse con una velocidad lenta de aplicación de la sollicitación. Se suelen realizar a velocidad constante de desplazamiento de carro de la máquina de ensayos, denominándose TVEC (*tracción a velocidad de extensión constante*). Aunque son menos habituales, los ensayos EVDL también se pueden realizar con *velocidad de aplicación de la carga constante*. En cualquier caso, el FIT se puede expresar en términos de los desplazamientos impuestos sobre la probeta elegida del siguiente modo:

$$K(t) = Y u(t) \sqrt{\pi a}, \quad (41)$$

donde Y es un factor adimensional que depende de la geometría de la probeta fisurada y del modo de sollicitación, $u(t)$ es el desplazamiento de los extremos de la probeta en función del tiempo y a es la longitud de la fisura. Por tanto, a la vista de la expresión (41), para una fisura estacionaria el desplazamiento impuesto en extremos de la probeta será proporcional al FIT aplicado.

El FIT en función de las cargas aplicadas a la probeta se obtiene por:

$$K(t) = Y_0^* \sigma_{ap}(t) \sqrt{\pi a}, \quad (42)$$

donde Y_0^* es otro factor adimensional que depende de la geometría de la probeta fisurada y del modo de sollicitación y $\sigma_{ap}(t)$ es la tensión impuesta en función del tiempo. Para una fisura estacionaria también se tendrá una relación de proporcionalidad entre la tensión remota y el FIT aplicado.

Así, según (34) se podrán simular los ensayos EVDL en general (incluidos aquellos cuya velocidad de sollicitación es constante y los ensayos TVEC) en función del FIT aplicado $K = K(t)$ a través de los resultados en función de k de las variables mecánicas para una sollicitación monótona cualquiera. Se tomará el caso lineal de sollicitación monótona por ser el más sencillo.

3.2. Ensayos EVDL con prefisuración por fatiga

Se analizará la sollicitación correspondiente a ensayos tipo EVDL sobre probetas prefisuradas por fatiga. La prefisuración por fatiga es cíclica y lleva asociada plastificación en la zona local del extremo de la fisura. Así el estado deformacional y el estado tensional no presentan correspondencia biunívoca una vez que se ha producido una descarga en régimen plástico, y por ello se espera que en la simulación de carga monótona posterior a la precarga cíclica el estado tensodeformacional en la punta de la fisura sea distinto del obtenido con el material libre de tensiones y deformaciones en el momento inicial del ensayo.

La prefisuración por fatiga se aplica en el laboratorio mediante máquinas de ensayos que permiten realizar diversas formas de onda para la carga (o desplazamiento) impuesta, siendo habituales las formas de rampa y las formas senoidales. Puesto que se considera despreciable el comportamiento viscoso del material, será indiferente la variación temporal del tipo de carga aplicado, y solamente tendrán importancia el valor máximo y mínimo. Por ello se aplicarán trayectorias en forma de rampas, por ser las funciones más sencillas, es decir, se elige el perfil triangular en forma de diente de sierra entre el nivel mínimo, $K_{min}=0$ (ausencia de sollicitación) y un nivel máximo K_{max} (que igualará al 28, 45, 60 y 80% del FIT crítico K_{IC} , siguiendo los ensayos realizados por TORIBIO y LANCHA (1996).

Para la simulación se han tomado tres ciclos de carga, puesto que a partir de ese valor los resultados se estabilizan (TORIBIO y KHARIN, 1999), no siendo necesario aplicar más ciclos, con el ahorro consiguiente de tiempo de cálculo y recursos de memoria de los equipos informáticos empleados.

El objetivo de los cálculos es analizar la influencia que tienen dichos niveles máximos de sollicitación en el último escalón de la prefisuración por fatiga sobre las variables cinemáticas analizadas en la punta de la fisura en los clásicos ensayos EVDL para poder aplicar dichos resultados en el análisis de los procesos de CBT, contribuyendo a la explicación de la fenomenología observada.

4. MATERIALES Y SU MODELIZACIÓN

El material tomado para la simulación es un acero perlítico usado ampliamente en ingeniería civil como acero de pretensado en las armaduras activas para hormigón por sus adecuadas propiedades mecánicas, alto límite elástico y alta tenacidad de fractura. A este acero perlítico se ha sometido a un proceso de trefilado de seis etapas para mejorar sus propiedades mecánicas.

En esta Tesis se han considerado el alambroón de partida, que se denomina A0, y el producto final de dicho proceso de trefilado en seis pasos, A6. La letra corresponde con sucesivas entregas de la trefilería. La cifra se corresponde con el número de pasos de trefilado que sufre el material en su proceso de fabricación.

Las propiedades mecánicas de los aceros que se van a modelizar son las que aparecen en la Tabla siguiente, donde σ_R es la tensión de rotura y σ_Y es el límite elástico (TOLEDANO, 1998).

Tabla. Propiedades mecánicas de los materiales analizados.

	E (GPa)	ν	σ_R (GPa)	K_{IC} (MPam ^{1/2})	σ_Y (GPa)
A0	194	0,3	1,27	60	0,72
A6	207	0,3	1,84	107	1,57

Para caracterizar adecuadamente el comportamiento mecánico de los materiales se obtienen sus curvas de tensión verdadera-deformación natural. Las curvas experimentales de los materiales A0 y A6 que se pretende simular se tomaron de trabajos anteriores (TOLEDANO, 1998). La tensión verdadera, tensión de Cauchy, σ_C expresa el cociente entre la fuerza aplicada sobre la probeta y el área transversal real de la probeta solicitada con dicha fuerza y se obtiene a partir de la tensión ingenieril s , asumiendo la hipótesis de volumen constante, mediante la relación

$$\sigma = s (1 + e), \quad (43)$$

donde la tensión ingenieril es

$$s = \frac{F}{S_0}, \quad (44)$$

siendo F la fuerza aplicada sobre la probeta y S_0 el área transversal inicial de la probeta antes de aplicar las cargas.

La curva tensión-deformación natural aporta información relativa al comportamiento de un material en un ensayo de tracción simple. Con el propósito de generalizar la información obtenida de un ensayo, para caracterizar el comportamiento del material se definen la *tensión equivalente* y la *deformación equivalente* como magnitudes representativas del tensor de tensiones $\underline{\underline{\sigma}}$ y del tensor de deformaciones $\underline{\underline{\varepsilon}}$, respectivamente

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\frac{3}{2} \underline{\underline{\sigma}} \circ \underline{\underline{\sigma}}}, \quad (45)$$

$$\varepsilon_{eq} = \sqrt{\frac{2}{3} \underline{\underline{\varepsilon}} \circ \underline{\underline{\varepsilon}}}. \quad (46)$$

La curva de comportamiento del material en términos de la tensión equivalente y la deformación equivalente recibe el nombre de *curva maestra* del comportamiento del material y coincide con la curva tensión-deformación natural en un ensayo de tracción simple. De este modo dicha curva tensión equivalente-deformación equivalente, curva maestra, sirve para definir el comportamiento mecánico de un material ante distintas sollicitaciones.

Se modeliza el material como *elasto-plástico con endurecimiento isótropo* y una superficie de plastificación siguiendo el *criterio de Von Mises*. Se ha despreciado el comportamiento viscoso del material.

En la Fig. 7 se muestran las curvas de comportamiento plástico de los materiales empleados en la simulación, obtenidas a partir de los resultados de ensayos de tracción simple realizados por TOLEDANO (1998). En ellas se ha representado la tensión frente a la deformación plástica ε^p (obtenida restando la parte elástica ε^e de la deformación, $\varepsilon^p = \varepsilon - \varepsilon^e$)

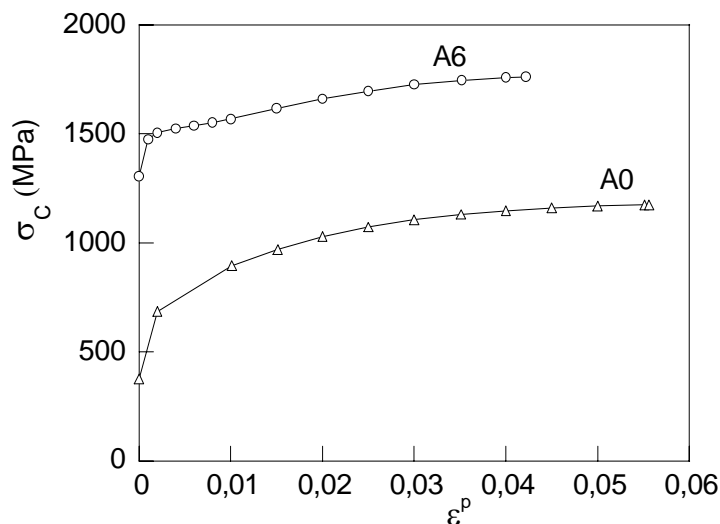


Fig. 7. Curva de comportamiento plástico $\sigma_c - \varepsilon^p$ de los materiales empleados para la simulación (TOLEDANO, 1998).

La deformación natural máxima obtenida experimentalmente es muy pequeña comparada con los valores que se esperan en la punta de la fisura modelizada (MCMEEKING, 1977). Con el objetivo de que los resultados de la simulación sean lo más parecidos posible a la realidad, será conveniente extrapolar la curva tensión-deformación natural experimental siguiendo algún criterio. El criterio a emplear se deriva de la hipótesis de *curva maestra* del material aplicado al proceso de trefilado. Por

tanto se puede considerar que el punto que representa la entrada del material a la última hilera del proceso de trefilado, pertenece a la curva maestra. Sus coordenadas son la deformación plástica del acero trefilado y el límite elástico del acero trefilado, A6. Este punto se une mediante una recta con el último punto disponible obtenido experimentalmente a partir del ensayo de tracción del material A0 al objeto de extrapolar la curva maestra de comportamiento (AYASO, 2001). Esta extrapolación no se puede realizar en el caso del material A6, pues no se dispone de datos experimentales procedentes del proceso de trefilado con mayor deformación plástica que el del propio material A6. En este caso los datos de la curva de comportamiento plástico para valores mayores de $\varepsilon^p \approx 0,05$ se extrapolan linealmente a partir de los dos datos experimentales de mayor deformación plástica correspondientes al material A6.

El enfoque del tratamiento numérico que se va a desarrollar en este trabajo se encuadra dentro de la *escala de análisis de la Mecánica de Medios Continuos*, i.e., no se tienen en cuenta los efectos de las inhomogeneidades que puede presentar el material a nivel microestructural, tales como dislocaciones, vacantes, intersticios, etc.

En la se muestra la gráfica de la curva de comportamiento plástico del acero A0, una vez extrapolada mediante el dato obtenido del proceso de trefilado.

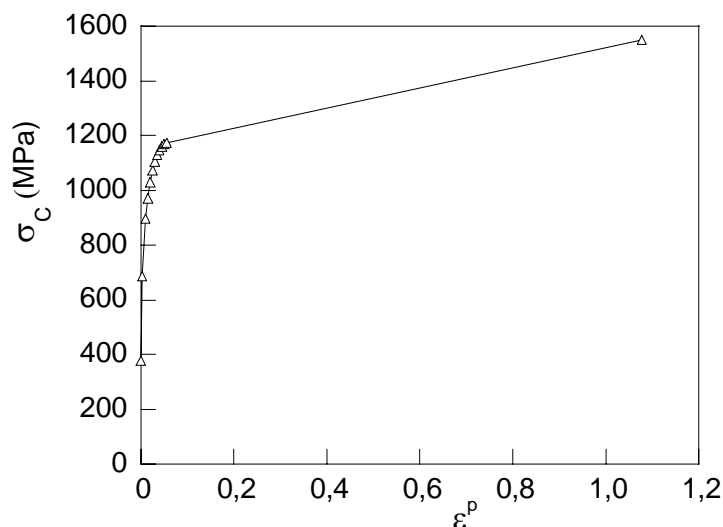


Fig. 8. Curva de comportamiento plástico $\sigma_C - \varepsilon^p$ del material A0 con extrapolación lineal.

5. MODELIZACIÓN: GEOMETRÍA MAESTRA Y CONDICIONES DE CONTORNO

Uno de los objetivos de esta Tesis es determinar las variables cinemáticas que sean operativas y aplicables en los ensayos tipo EVDL y otros con probetas prefiguradas, como por ejemplo las probetas cilíndricas sometidas a tracción uniaxial con una fisura de borde de forma semielíptica y perpendicular a la dirección del eje del cilindro tal como se muestra en la Fig. 9.

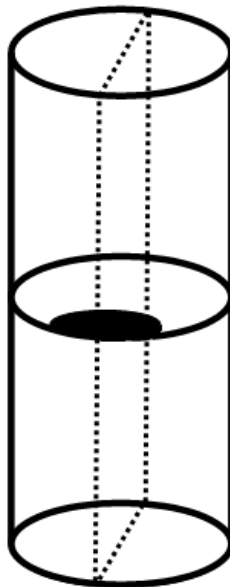


Fig. 9. Geometría de referencia: probeta cilíndrica fisurada.

Dicha geometría es representativa de elementos estructurales sometidos a tracción como cables, tendones y barras bajo los efectos de una fisuración producida por fatiga, por CBT o por corrosión-fatiga.

Aunque tal geometría es en sí tridimensional está limitada al caso de plasticidad a pequeña escala, lo que hace admisible considerar un caso bidimensional en lugar de tridimensional, y en particular, enfocando el mayor interés en los puntos interiores delante del frente de la fisura reducir el análisis a dos dimensiones en deformación plana según el plano de líneas punteadas que aparece en la Fig. 9, por lo que se adopta la hipótesis de deformación plana.

5.1. Geometría

En la Fig. 10 se muestra la geometría maestra que se va a modelizar, es decir una fisura de borde en una placa de longitud $2h$ y de ancho D .

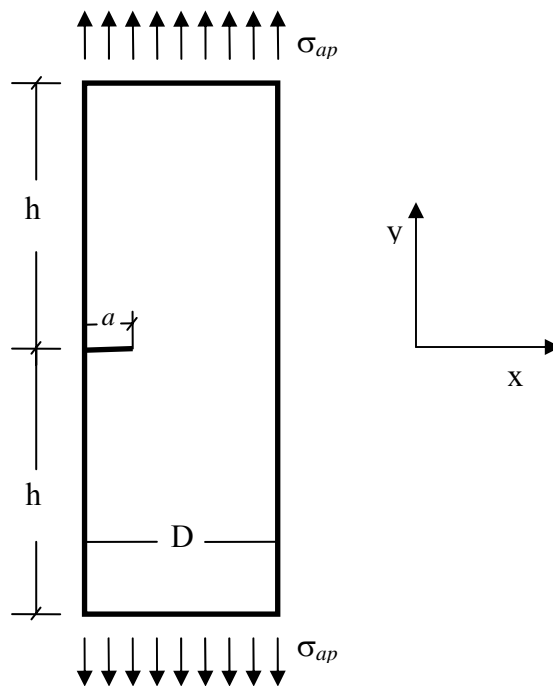


Fig. 10. Geometría a modelizar.

En dicha geometría la relación del FIT con la tensión remota aplicada σ_{ap} se tomó de la literatura científica (TADA, PARIS e IRWIN, 1985) de modo que el factor adimensional en la expresión (42) viene dado por

$$Y^* = \sqrt{\frac{2}{\pi f} \operatorname{tg}\left(\frac{\pi f}{2}\right)} \frac{0.752 + 2.02f + 0.37\left(1 - \operatorname{sen}\left(\frac{\pi f}{2}\right)\right)^3}{\cos\left(\frac{\pi f}{2}\right)}, \quad (47)$$

donde $f=a/D$ es la relación de aspecto de la fisura. Para la probeta adoptada se obtiene un valor $Y^*=1,367$.

Conforme a las relaciones FIT-carga aplicada (42) y (47) se designan los regímenes (trayectorias) de sollicitación en términos de la tensión remota σ_{ap} conforme a los casos a considerar.

De acuerdo con las suposiciones y planteamiento de simulación ya expuestos, la geometría a considerar es la de una placa rectangular de espesor unidad, 375 mm de ancho y 1500 mm de largo.

Con esta geometría se pretende que en un conjunto amplio de condiciones de contorno se cumplan las hipótesis de *plasticidad a pequeña escala*, o en inglés, *small scale yielding* (BROEK, 1991).

Para extrapolar los resultados de estos cálculos a una geometría específica a efectos de ensayos bastará con comprobar que en dicha geometría se cumplen las hipótesis de zona plástica a pequeña escala, con las cuales el estado tensodeformacional en el fondo de la fisura dependerá exclusivamente del FIT.

Aprovechando que la recta $y=0$ es un eje de simetría, se considerará el análisis de la mitad superior de la placa con las condiciones de contorno correspondientes.

5.2. Condiciones de contorno

Sobre la placa fisurada con la geometría anteriormente expuesta se aplicarán diferentes solicitaciones variables en el tiempo: i) carga monótona para el material A0 y A6, y ii) carga cíclica en forma de diente de sierra y posterior carga lineal para el material A0 para simular los ensayos de CBT sobre probetas prefisuradas por fatiga.

Se ha simulado el caso de sollicitación monótona donde se aplica una tensión siguiendo una trayectoria lineal hasta alcanzar el valor crítico de la tensión aplicada –la que corresponde al FIT crítico–, como se puede ver en la Fig. 11 para los materiales A0 y A6. Se toma esta trayectoria por ser la más sencilla para simular una carga monótona en función del tiempo. En dicha figura el tiempo se ha indicado en unidades de tiempo arbitrarias (uta) por ser irrelevantes en el análisis mecánico.

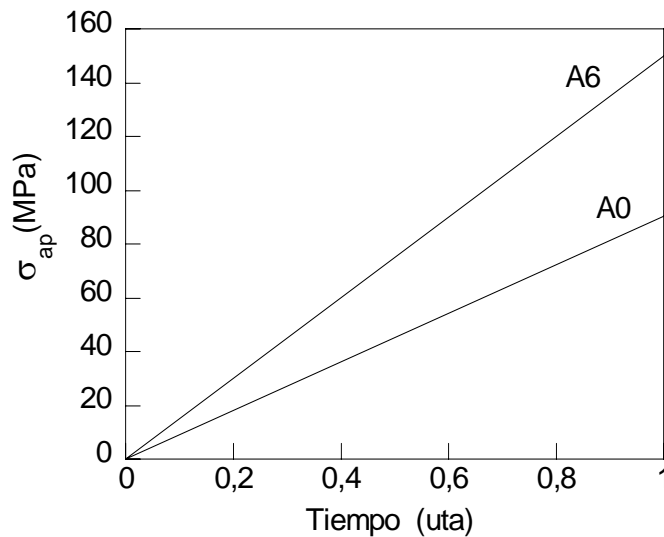


Fig. 11. Tensión aplicada lineal frente al tiempo para simular carga monótona para los materiales indicados.

Se aplican cargas cíclicas para simular la prefisuración por fatiga. Para ello se imponen 4 regímenes de sollicitación diferentes, Fig. 12, cada uno de ellos con 3 ciclos de fatiga

representados mediante carga lineal con un valor máximo, K_{max} , de 28, 45, 60 y 80% del FIT crítico del material, K_{IC} , y todas ellas con un valor mínimo $K_{min}=0$.

Las propiedades mecánicas del material que se tomaron para la simulación fueron las correspondientes al A0. La carga monótona posterior a la precarga cíclica es común en los cuatro casos considerados y representa una carga monótona hasta alcanzar la tensión aplicada crítica, es decir aquella que corresponde a un FIT crítico.

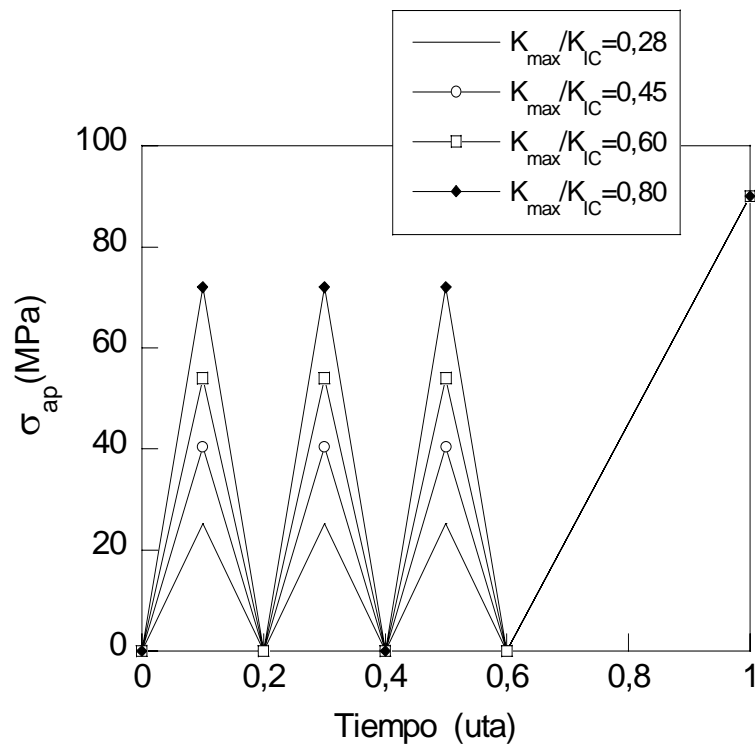


Fig. 12. Trayectorias de tensiones impuestas en la modelización de ensayos con prefisuración por fatiga.

Aparte de las condiciones de contorno particulares que suponen las cargas aplicadas en cada caso, se impuso como condición de contorno general (Fig. 10) el movimiento impedido en la dirección del eje y de los puntos pertenecientes a la recta $y=0$ (por razones de simetría) y también en todos los casos se impidió el desplazamiento en el eje

x de un punto del extremo superior de la probeta para imposibilitar movimientos de la geometría como sólido rígido.

6. ASPECTOS DEL MEF: MALLA Y CONVERGENCIA

El cálculo se realiza con un programa comercial del MEF (MSC-MARC, 1994), y se lleva a cabo en el marco del planteamiento en grandes deformaciones con actualización de la geometría (*formulación lagrangiana actualizada*).

6.1. Discretización del dominio

Para el cálculo mediante el MEF se ha discretizado el dominio tomando elementos cuadriláteros de cuatro nodos en toda la malla, cuyo aspecto es como aparece en la Fig. 13, siendo el mallado similar al utilizado por TORIBIO y KHARIN (1999). Para este tipo de elementos las funciones de forma son de tipo bilineal. Se llegó a este diseño después de un análisis de convergencia respecto a la malla.

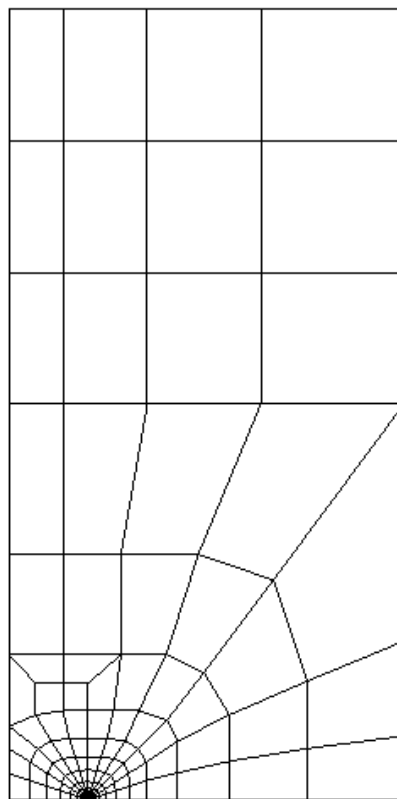


Fig. 13. Mallado de la placa.

Los detalles del mallado en el fondo de la fisura aparecen mostrados en zoom progresivo en las imágenes de la Fig. 14.

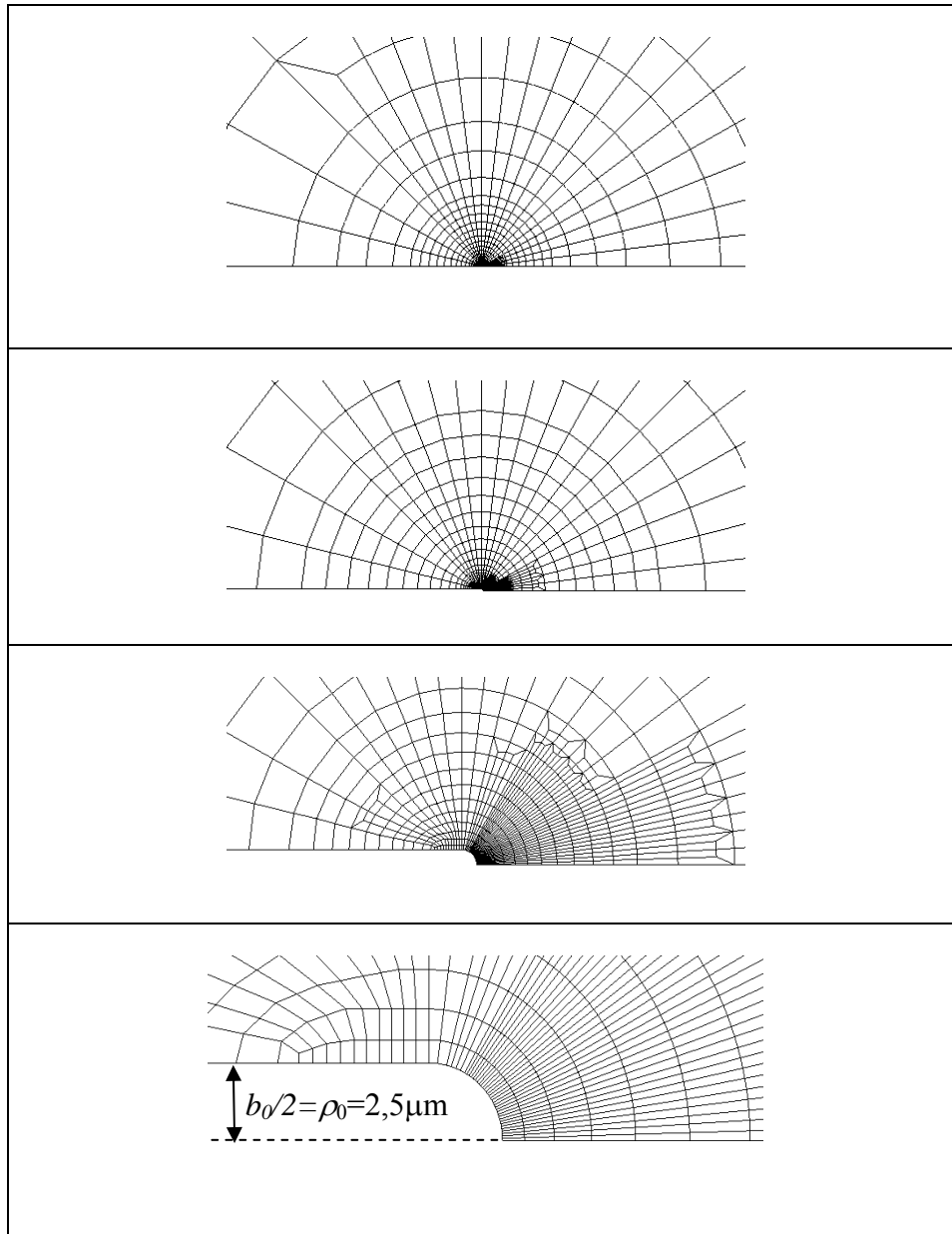


Fig. 14. Imágenes progresivas ampliadas del mallado en el fondo de la fisura.

6.2. Análisis de la convergencia de la solución numérica del problema de contorno.

Por tratarse de un problema no lineal se realizó un *análisis de convergencia* de la solución numérica del problema de contorno respecto al proceso de incrementación de la carga en un punto P indicado en la Fig. 15, representativo de la punta de la fisura.

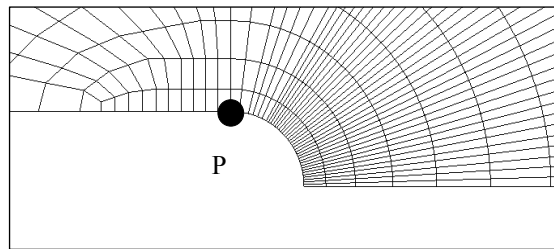


Fig. 15. Punto de referencia para el análisis de la convergencia de la solución numérica del problema de contorno respecto al proceso de incrementación de carga.

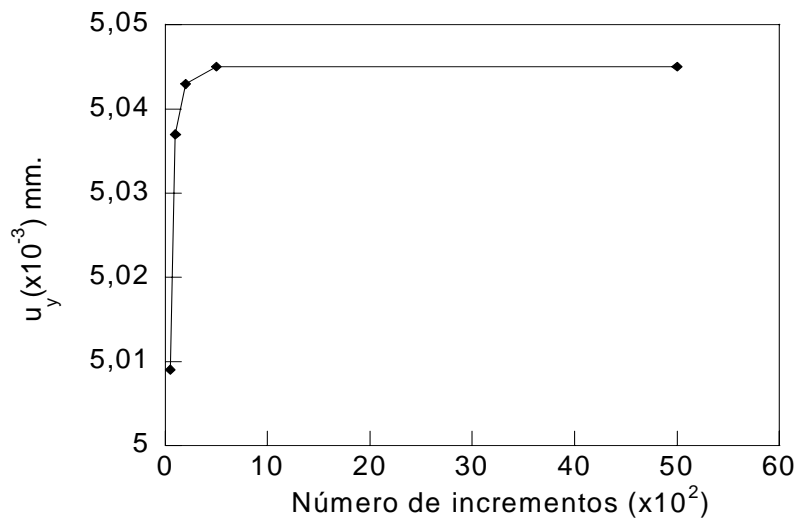


Fig. 16. Manifestación de la convergencia de la solución numérica del problema de contorno respecto al número de divisiones del proceso incremental de carga.

Se analizó el desplazamiento en la dirección y (u_y) del punto P de la Fig. 15 para distintos procesos incrementales de carga. En concreto se analizaron sollicitaciones en las que el número de pasos (o incrementos) fue de 50, 100, 200, 500 y 5000, obteniéndose los resultados que pueden apreciarse en la Fig. 16, donde se observa que al aumentar el número de divisiones el valor del desplazamiento u_y converge hacia una misma magnitud. Resultó que con 200 divisiones del proceso incremental de carga el error cometido frente a 5000 divisiones era menor del 10%, por lo que se tomó dicho valor, 200 divisiones, para la simulación, debido a que involucra un ahorro de recursos informáticos.

Además se analizaron las dimensiones de la zona plástica para verificar la hipótesis de cálculo relativa a *plasticidad a pequeña escala* y se comprobó que se verificaba dicha hipótesis según la norma ASTM Standard E-399-813 (SURESH, 1998). En concreto, siguiendo el criterio de plastificación de Von Mises, se midió el radio máximo de la zona plástica en torno a la punta de la fisura, R_p , encontrándose un valor menor de 0,66 mm para la sollicitación máxima que se aplicó en la simulación, como se puede ver en la Fig. 17, donde se representa un detalle de la punta de la fisura con la zona plástica en color gris. La longitud de la fisura es de 375 mm, es decir 568 veces el radio de la zona plástica, por lo que la hipótesis de plasticidad a pequeña escala se cumple perfectamente de acuerdo a la norma anteriormente citada.

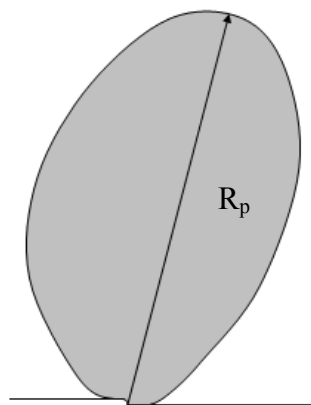


Fig. 17. Zona plástica en torno a la punta de la fisura para la máxima sollicitación aplicada, *plasticidad a pequeña escala*.

III. RESULTADOS

1. INTRODUCCIÓN

La presentación de los resultados generados en esta Tesis se articula del siguiente modo: en primer lugar, en el apartado segundo, se presentan los resultados del campo tensodeformacional que tiene lugar en una fisura al someterla a una sollicitación monótona respecto al tiempo para el material A0.

Después, también en el apartado segundo, se presentan los resultados de la velocidad de deformación en el punto extremo de la fisura, así como su evolución en las cercanías de la punta de la fisura para el material A0.

A continuación, en el apartado tercero, se exponen los resultados obtenidos para las variables cinemáticas de interés bajo distintas trayectorias de sollicitación monótona en el caso del material A0.

Posteriormente, en el apartado cuarto, se presenta la influencia de los distintos niveles de sollicitación aplicados en la prefisuración por fatiga sobre las variables cinemáticas de interés para el material A0.

Por último, en el apartado quinto, se presentan los resultados correspondientes a las variables cinemáticas de interés obtenidas para el material A6, comparando los resultados con los obtenidos para el acero A0, bajo carga monótona.

2. TENSIONES Y DEFORMACIONES EN TORNO AL EXTREMO DE LA FISURA BAJO SOLICITACIÓN MONÓTONA

En este apartado se presentan los resultados relativos al estado tensodeformacional en torno a la punta de la fisura en el material A0, obtenidas de la solución del problema de contorno mediante el MEF, en función del parámetro de solicitación k .

En las Figs. 18 y 19 se presenta la configuración deformada del material en torno a la punta de la fisura a medida que aumenta la carga aplicada (medida a través del FIT) hasta llegar al valor de la tenacidad de fractura del material (K_{IC}), es decir hasta que el parámetro de solicitación k alcanza el valor unidad.

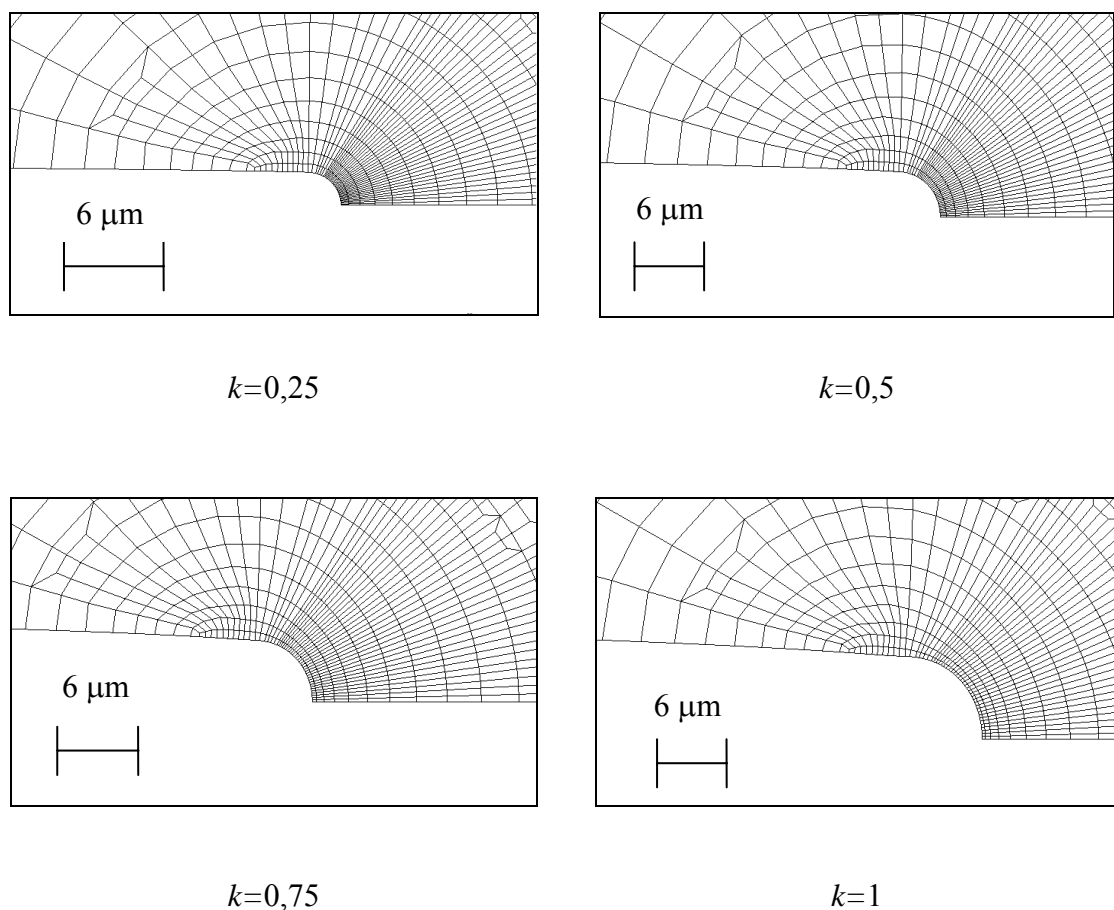


Fig. 18. Deformaciones en torno a la punta de la fisura durante la solicitación monótona en los instantes indicados.

En dichas gráficas se puede observar que, para elementos situados bajo un ángulo polar tal que $0 \leq \psi \leq \pi/4$, los ángulos que forman los lados de los elementos de la malla con los ejes se mantienen prácticamente constantes a lo largo del proceso de sollicitación, indicando que tales líneas de malla se corresponden con las direcciones principales del tensor de deformaciones.

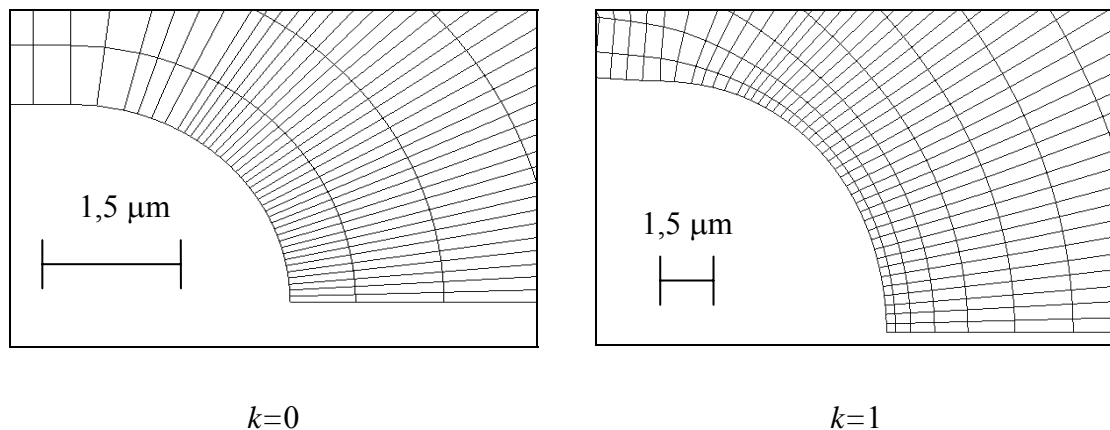


Fig. 19. Detalle de la punta de la fisura en los instantes inicial y final de la sollicitación monótona.

En la Fig. 20 se muestra la deformación principal máxima ε_1 cuya respectiva dirección principal aproximadamente sigue la dirección tangente a la superficie del extremo de la fisura para puntos donde el ángulo polar cumple $0 \leq \psi < \pi/4$ en los instantes indicados de la sollicitación monótona.

Por ello la deformación en la dirección tangente a la superficie del extremo de la fisura ε se puede identificar con la deformación principal ε_1 en los puntos donde $0 \leq \psi < \pi/4$. En el punto material A de la Fig. 5, concretamente, se podrá tomar, como se desprende de la Fig. 20, que $\varepsilon_1 = \varepsilon_{yy}$.

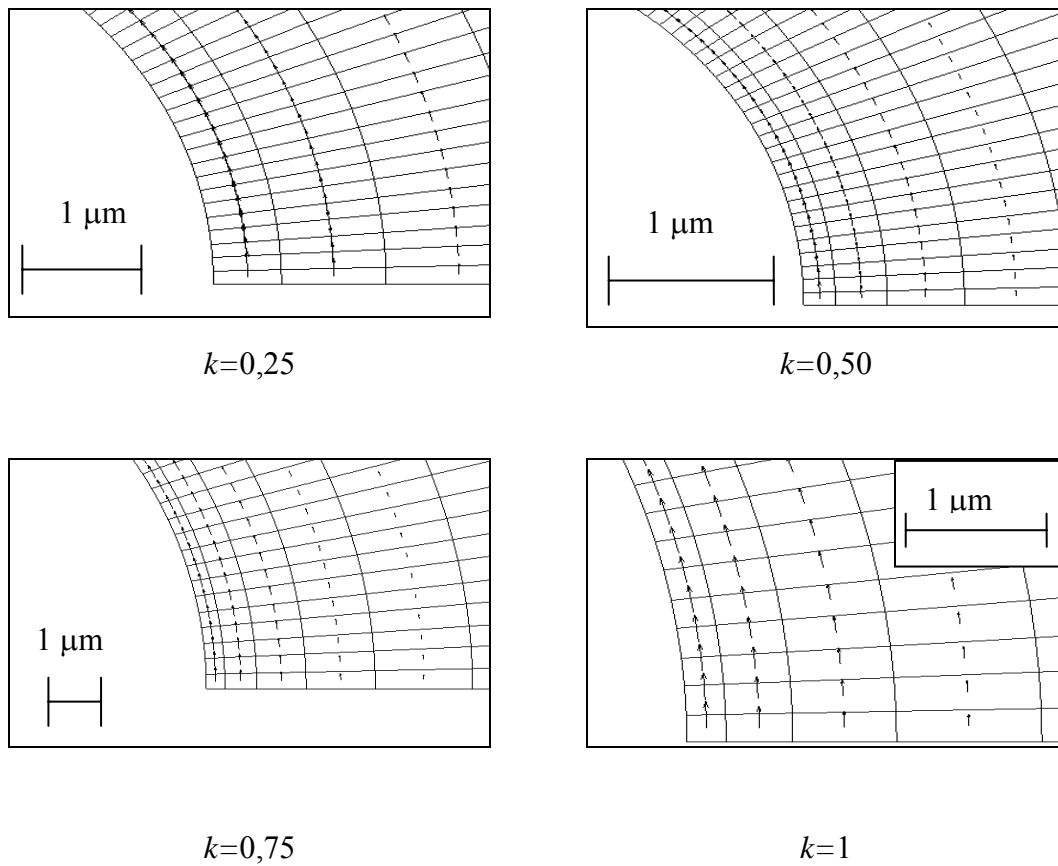


Fig. 20. Distribución de la dirección de la deformación principal ϵ_1 en los instantes indicados de la sollicitación monótona.

En la Fig. 21 se presenta la tensión principal máxima σ_1 que sigue la dirección tangente a la superficie del extremo de la fisura en función del ángulo polar. Se observa que presenta un valor muy estable para $0 \leq \psi < \pi/4$, decreciendo a partir de $\psi = \pi/4$ hasta $\psi = \pi/2$.

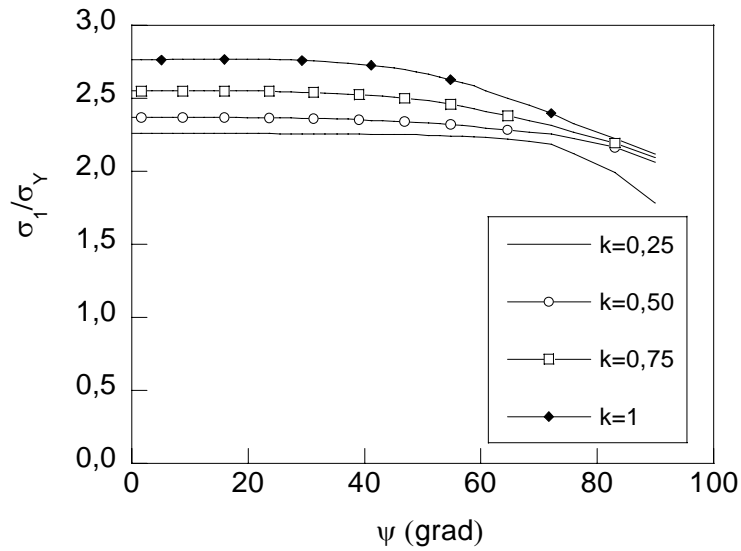


Fig. 21. Distribución de la tensión principal máxima σ_1 a lo largo de la superficie de fisura en función del ángulo polar para los valores indicados del parámetro de sollicitación.

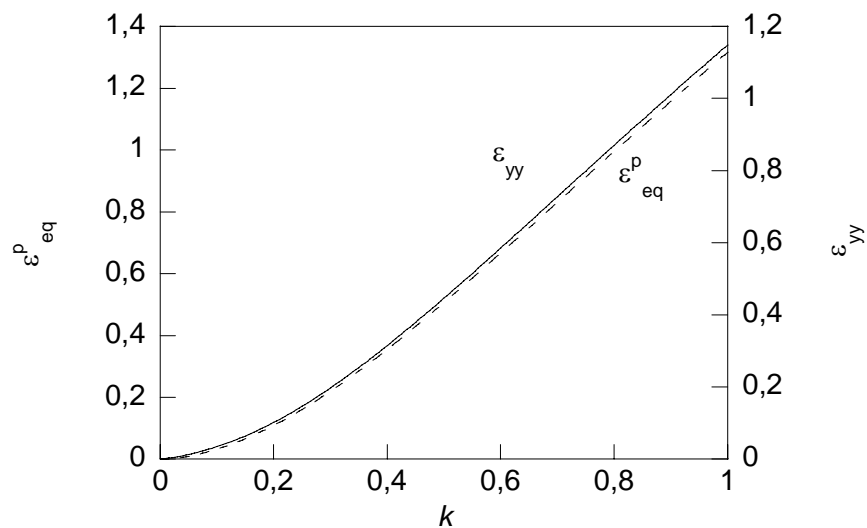


Fig. 22. Deformaciones plástica equivalente ϵ_{eq}^p y longitudinal total ϵ_{yy} en el punto extremo de la fisura.

En la Fig. 22 se representa la deformación plástica equivalente, ε_{eq}^p , frente a k , analizada en el extremo de la fisura, en el punto material A de la Fig. 5. En la misma se presenta para el mismo punto material A la deformación longitudinal total (deformación plástica más deformación elástica) en la dirección y , ε_{yy} . Como se puede apreciar, las dos curvas de la Fig. 22 son similares, lo que está de acuerdo con lo esperado. En efecto, teniendo en cuenta la hipótesis de conservación de volumen para materiales metálicos, en el caso bidimensional analizado conducirá a que

$$\varepsilon_1 + \varepsilon_2 = 0, \quad (48)$$

donde $\varepsilon_1, \varepsilon_2$ son las deformaciones principales, por lo que se tendrá que $\varepsilon_1 = -\varepsilon_2$ y

$$\varepsilon_{eq} = \sqrt{\frac{2}{3}(\varepsilon_1^2 + \varepsilon_2^2)} = \frac{2}{\sqrt{3}}|\varepsilon_1|. \quad (49)$$

Es decir, que la deformación equivalente es un valor escalado de una cualquiera de las deformaciones principales. Al ser la deformación elástica despreciable frente a la deformación plástica en la zona extremadamente deformada en torno de la punta de la fisura se podrá tomar

$$\varepsilon_{eq}^p \approx \varepsilon_{eq} = \frac{2}{\sqrt{3}}|\varepsilon_1|. \quad (50)$$

Además, como ya se ha comentado, se puede considerar en el punto A de la Fig. 5 que las direcciones x e y son direcciones principales del tensor de deformaciones, por lo que $\varepsilon_1 = \varepsilon_{yy}$, que aplicado en (50) conduce a

$$\varepsilon_{eq}^p \approx \varepsilon_{eq} = \frac{2}{\sqrt{3}}|\varepsilon_1| = \frac{2}{\sqrt{3}}\varepsilon_{yy}. \quad (51)$$

En cualquier caso, a la vista de la Fig. 22, los valores de la deformación encontrados muy superiores a 0,1 conforme crece el valor de k justifican el uso del planteamiento de grandes deformaciones en el análisis.

En la Fig. 23 se ha representado el cociente entre la deformación plástica equivalente y la deformación longitudinal ε_{yy} en el punto material A de la Fig. 5. Se observa que a medida que aumenta el valor del FIT, el cociente citado tiende a un valor constante muy próximo a $2/\sqrt{3}$ de acuerdo con (51). En dicha figura se ha representado una recta horizontal de ordenada $2/\sqrt{3}$ con el objetivo de evidenciar dicha tendencia.

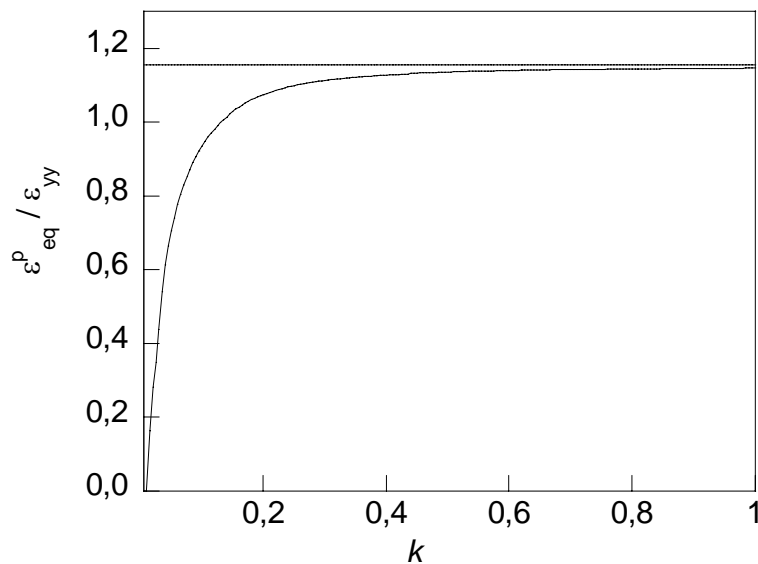


Fig. 23. Valor comparado de la deformación plástica equivalente ε_{eq}^p y de deformación longitudinal ε_{yy} en el punto extremo de la fisura.

En la Fig. 24 se presenta la deformación principal ε_1 frente al parámetro de sollicitación k para distintos puntos en la superficie del extremo de la fisura identificados en la configuración no deformada mediante valores del ángulo polar ψ .

Se observa que, para valores del ángulo polar $0 \leq \psi < \pi/8$, dicha deformación coincide prácticamente con el valor en el punto extremo de la fisura. La diferencia de magnitud

al tomar el valor en $\psi = \pi/4$ frente al valor en el punto extremo de la fisura es pequeño, menor del 3%.

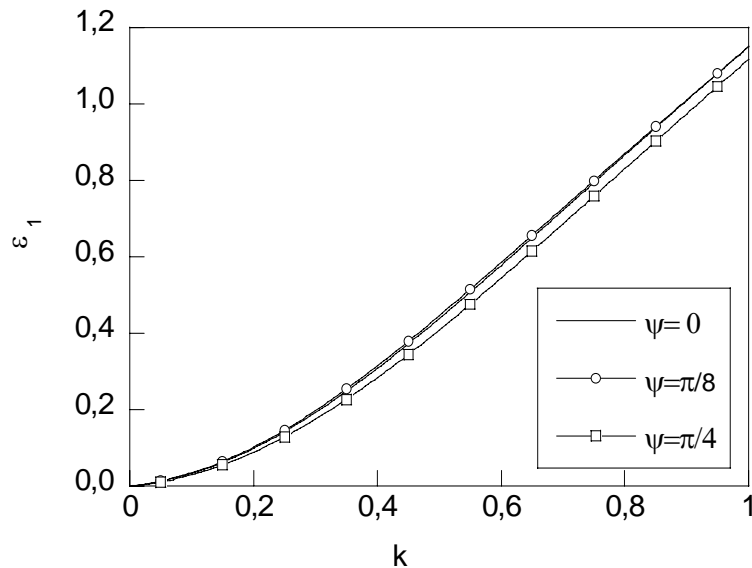


Fig. 24. Deformación principal ε_1 frente al parámetro de sollicitación k para distintas posiciones a lo largo del arco del extremo de la fisura identificados por valores del ángulo polar ψ , en la configuración no deformada.

En la Fig. 25 se presenta la parte elástica de la deformación longitudinal ε_{yy} en el punto material A de la Fig. 5. Su valor varios órdenes de magnitud menor es claramente despreciable frente al valor de las deformaciones plásticas presentadas en la Fig. 23, prácticamente a lo largo de todo el proceso de sollicitación.

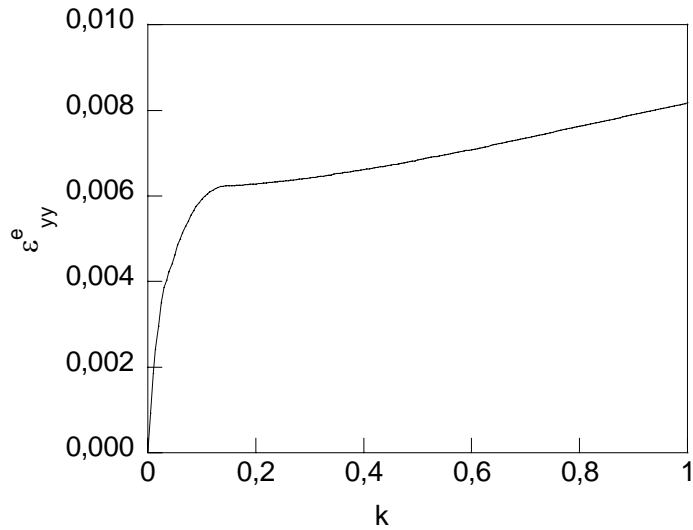


Fig. 25. Parte elástica de la deformación longitudinal ϵ_{yy} en el punto extremo de la fisura.

Se presenta a continuación el estudio de las deformaciones a lo largo de la zona delante del frente de la fisura.

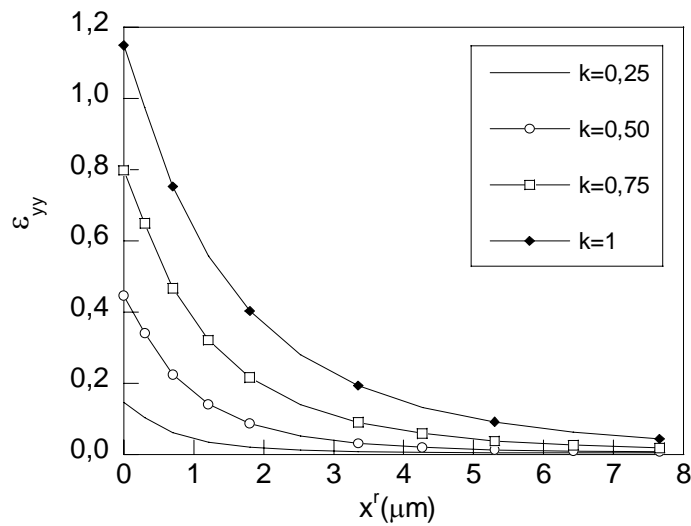


Fig. 26. Deformación longitudinal en la dirección y en la zona delante del frente de la fisura.

En la Fig. 26 se presenta la deformación longitudinal ε_{yy} en la zona delante del frente de la fisura en los puntos materiales identificados por su profundidad x' respecto a la punta de la fisura en la *configuración no deformada*, para los valores indicados del parámetro de sollicitación k .

En la Fig. 27 se presenta la deformación principal ε_1 en los puntos materiales a lo largo de la superficie del extremo de la fisura en función del ángulo polar correspondiente en la *configuración no deformada*.

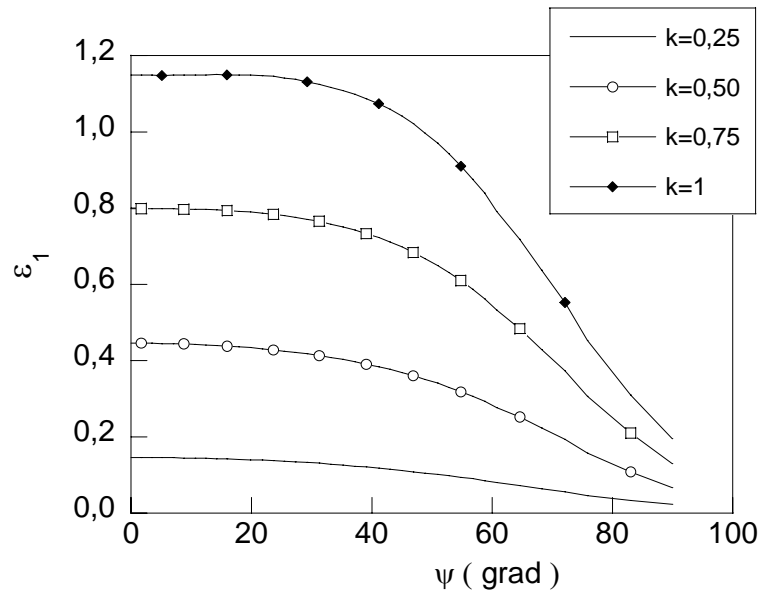


Fig. 27. Deformación principal ε_1 en la superficie del extremo de la fisura frente al ángulo polar, para los valores indicados del parámetro de sollicitación.

Se observa cierta estabilidad de la deformación principal en valores del ángulo polar $0 \leq \psi < \pi/6$. En los puntos de la superficie del extremo de la fisura caracterizados por su ángulo polar $0 \leq \psi < \pi/6$ se obtiene prácticamente el mismo valor de la deformación según la dirección tangente que en el punto material A de la Fig. 5.

En la Fig. 28(a) se presentan las derivadas respecto al parámetro de sollicitación k de las deformaciones indicadas en el punto extremo de la fisura. Se representan la derivada de la deformación plástica equivalente $\hat{\varepsilon}_{eq}^p$, las derivadas de las deformaciones normales al plano de la fisura plástica $\hat{\varepsilon}_{yy}^p$, elástica $\hat{\varepsilon}_{yy}^e$ y total (elástica más plástica) $\hat{\varepsilon}_{yy}$ y la derivada de la deformación principal $\hat{\varepsilon}_1$.

Se presentan las derivadas respecto al parámetro de sollicitación k de las deformaciones indicadas en el punto extremo de la fisura. Se representan la derivada de la deformación plástica equivalente, $\hat{\varepsilon}_{eq}^p$, las derivadas de las deformaciones normales al plano de la fisura plástica, $\hat{\varepsilon}_{yy}^p$, elástica, $\hat{\varepsilon}_{yy}^e$, y total (elástica más plástica), $\hat{\varepsilon}_{yy}^p$, y la derivada de la deformación principal, $\hat{\varepsilon}_1$.

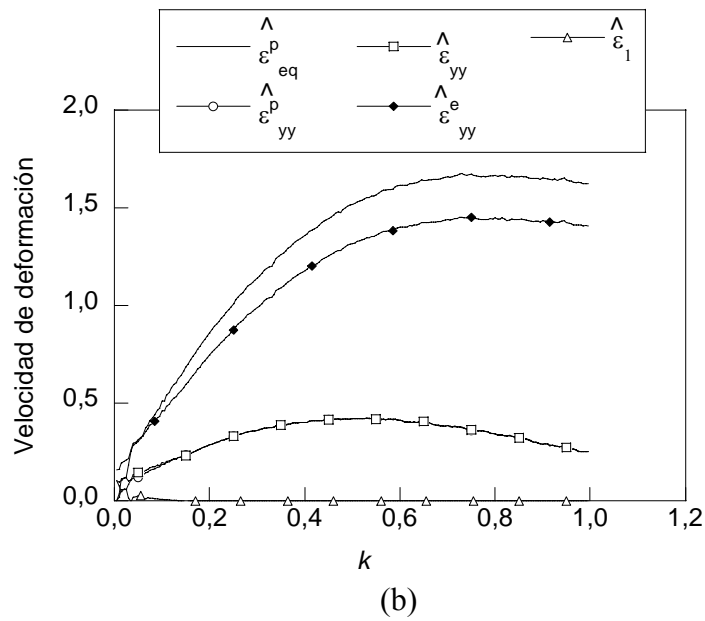
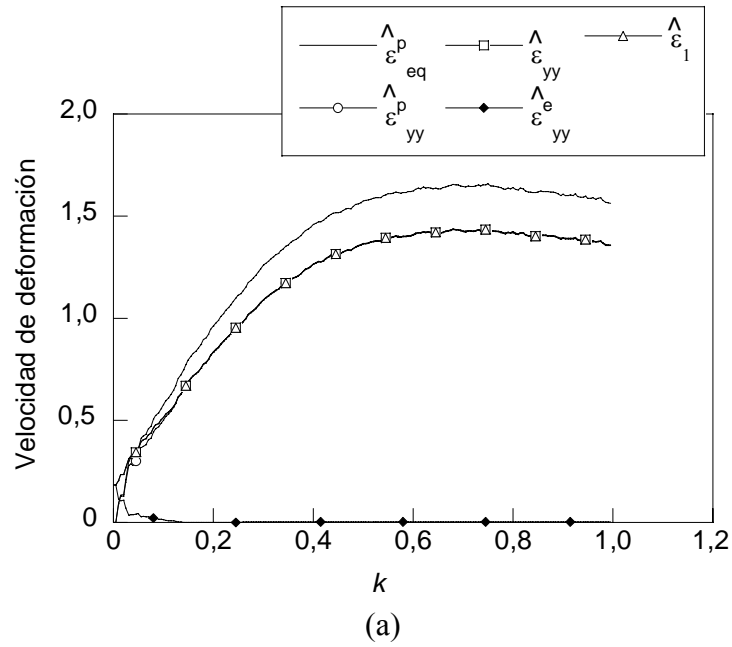


Fig. 28. Derivadas respecto del parámetro de sollicitación k de las deformaciones indicadas en los puntos A (a) y F (b) del extremo de la fisura (Fig. 5).

Se observa que, a excepción de la derivada de la deformación elástica (despreciable frente a la derivada de deformación plástica), los valores muestran un comportamiento muy similar, siendo mayor, lógicamente, el de la derivada de deformación plástica equivalente al acumular varios sumandos positivos, según (49).

Por su parte los valores de la derivada respecto al parámetro de sollicitación de la deformación plástica normal al plano de la fisura $\hat{\varepsilon}_{yy}^p$ derivada de la correspondiente deformación total $\hat{\varepsilon}_{yy}$ y derivada de la deformación principal $\hat{\varepsilon}_1$ coinciden sobre la misma gráfica, dando idea de que cualquiera de ellas servirá del mismo modo como caracterización de la velocidad de deformación en el punto extremo de la fisura.

También la derivada respecto al parámetro de sollicitación de la deformación plástica equivalente puede ser una magnitud adecuada para estimar la derivada de la deformación en el punto extremo de la fisura, pues teniendo en cuenta (50) entre ambas existirá una relación proporcional.

En la Fig. 28(b) se muestran en el punto material F (ver Fig. 5), las mismas derivadas respecto al parámetro de sollicitación k de las mismas deformaciones que en la Fig. 28(a). En este caso se observa que sí existen claras diferencias entre la derivada de la deformación plástica $\hat{\varepsilon}_{yy}^p$, derivada de la deformación principal $\hat{\varepsilon}_1$ y derivada de la deformación total $\hat{\varepsilon}_{yy}$, indicando que en puntos lejanos de la punta de la fisura deja de ser adecuado hablar de modo indistinto de las derivadas en cuestión.

Con el objeto de analizar la evolución temporal de la velocidad de deformación en la dirección tangencial a la superficie de la fisura en los puntos de la misma a lo largo del camino de sollicitación monótona se analizó la derivada respecto del parámetro de sollicitación k de la deformación principal ε_1 en los puntos materiales de la superficie del extremo de la fisura correspondientes a distintos ángulos polares ψ , ver Fig. 6. En la Fig. 29 se muestra una distribución similar en todos ellos pero con disminución de la derivada en cuestión de la deformación a medida que el punto material analizado se aleja del punto extremo de la fisura. Se encontró que para valores del ángulo polar $0 \leq \psi < 22,5^\circ$ la derivada respecto al parámetro de sollicitación de la deformación principal ε_1 toma prácticamente el mismo valor (diferencia menor del 1%) y que

incluso hasta el valor del ángulo polar $\psi=45^\circ$ dichas diferencias son muy pequeñas (diferencia menor del 5%).

En la Fig. 30 se muestra la distribución de la derivada respecto de k de la deformación plástica equivalente en puntos de la zona delante del frente de la fisura para distintos valores del parámetro de sollicitación k .

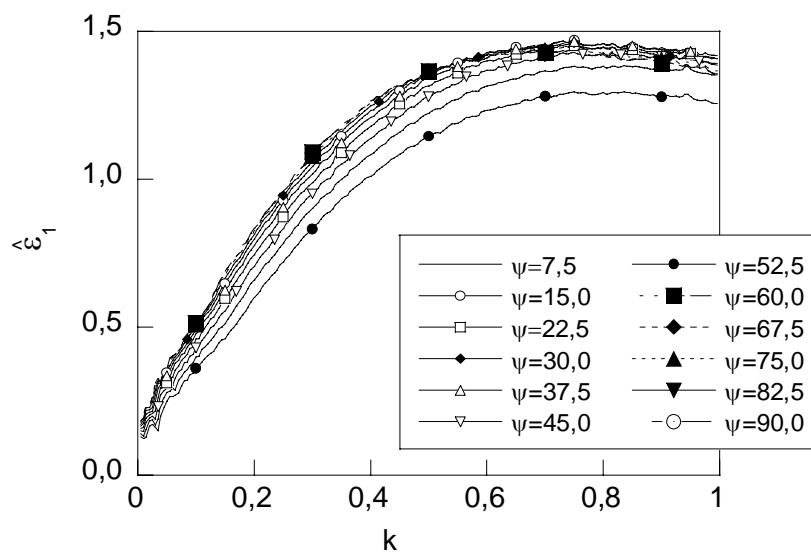


Fig. 29. Evolución de la derivada respecto de k de la deformación principal ($\hat{\epsilon}_1$) en puntos de la superficie del extremo de la fisura bajo sollicitación monótona.

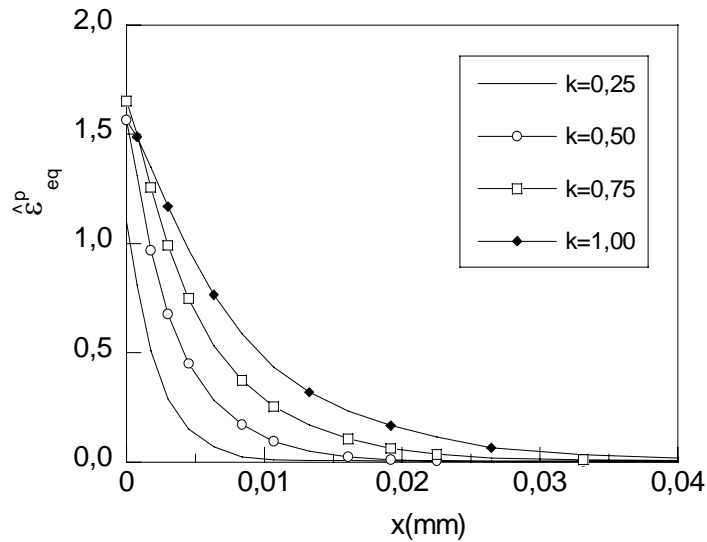
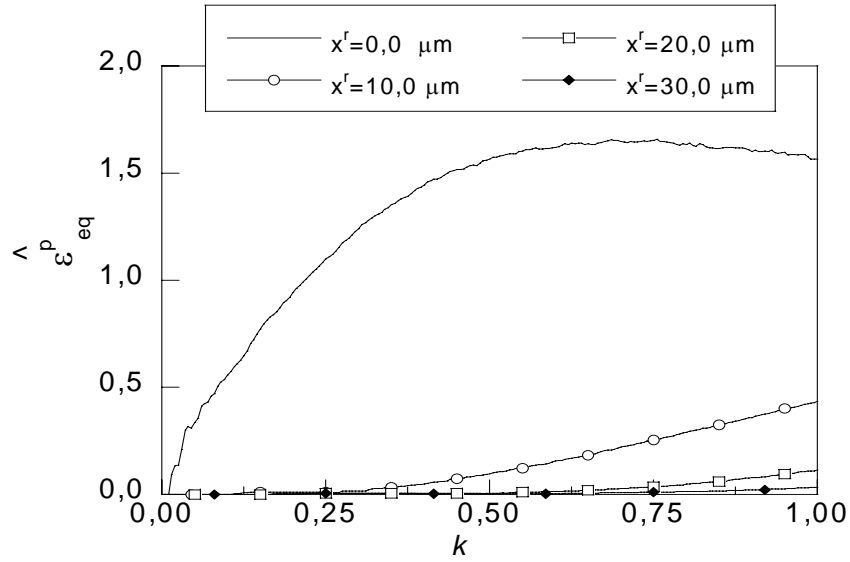
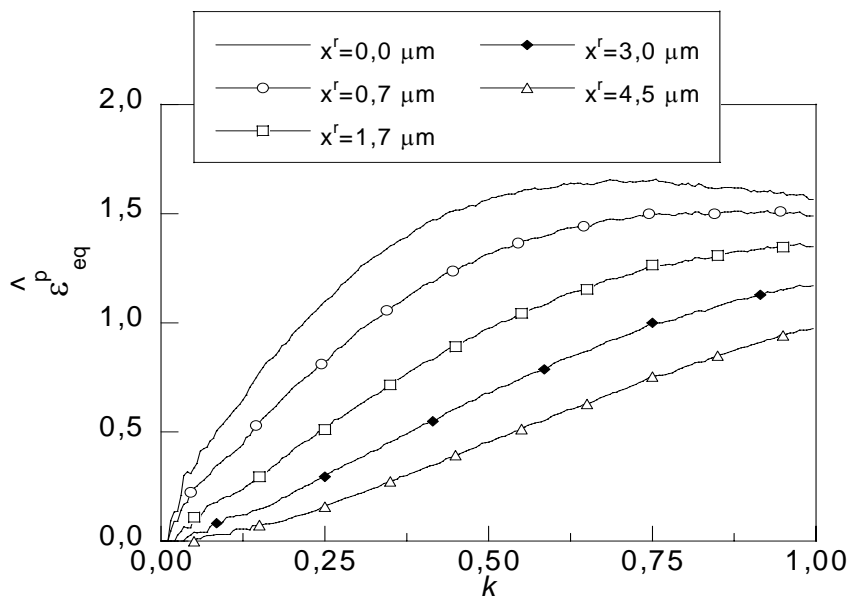


Fig. 30. Distribución de la derivada respecto de k de la deformación plástica equivalente ($\hat{\epsilon}_{eq}^p$) en puntos de la zona delante del frente de la fisura para los valores indicados del parámetro de sollicitación k .

También, con el objeto de centrar el estudio posterior de la velocidad de deformación para cualquier trayectoria de sollicitación, en la Fig. 31 (a) se presenta la derivada de la deformación plástica equivalente, en puntos de la zona delante del frente de la fisura *versus* el parámetro de sollicitación durante carga monótona. Puesto que existe demasiada variación entre puntos muy próximos en la zona delante del frente de la fisura, para más detalle, también se presenta en la Fig. 31 (b) la misma evolución anteriormente expuesta en los puntos disponibles más próximos al punto material A de la Fig. 5 caracterizados por su coordenada $y=0$.



(a)



(b)

Fig. 31. Evolución de la derivada de la deformación plástica equivalente, en los puntos indicados de la zona delante del frente de la fisura *versus* el parámetro de sollicitación durante carga monótona.

3. VARIABLES CINEMÁTICAS EN LA PUNTA DE LA FISURA

En este apartado se van a presentar las variables cinemáticas en torno del extremo de la fisura que presentan interés desde el punto de vista de la CBT. En este marco, el interés principal, por un lado, se centra en la propia punta de la fisura como el lugar donde tienen lugar los procesos superficiales de DAL o de entrada de hidrógeno en FAH, es decir, son de interés las variables cinemáticas en la superficie del extremo de la fisura.

Por otro lado los procesos de fractura en CBT dependen de la situación mecánica en la propia zona de proceso de fractura (ZPF) que se extiende delante de la punta de la fisura hacia una profundidad x_c (BROEK, 1991). En este caso, puesto que las variables mecánicas son funciones de la posición, se definen las variables relevantes en la punta de la fisura por su *valor medio espacial* a lo largo de un intervalo $0 \leq x \leq x_c$. Se ha tomado el valor $x_c = 0,008$ mm a partir de los estudios sobre resultados experimentales en aceros perlíticos sometidos a FAH similares a los utilizados en esta Tesis (TORIBIO y KHARIN, 2002; TORIBIO y KHARIN, 2004) donde se encontró que dicho valor parece representar una característica microestructural del proceso local de fractura de dichos aceros, siendo así representativo de la extensión de la ZPF.

3.1. Velocidad de deformación natural en el punto extremo de una fisura estacionaria

3.1.1. Evaluación de la velocidad de deformación natural a partir del campo de desplazamientos.

La deformación de interés en la superficie de la fisura es la deformación ε según la dirección tangente al propio perfil del extremo de la fisura. En el caso del punto extremo de la fisura, (punto material A en la Fig. 5), como se ha visto dicha deformación será la misma que la deformación normal en el plano de la fisura y la misma que la deformación principal, cumpliéndose en dicho punto $\varepsilon = \varepsilon_{yy} = \varepsilon_1$. Según se ha mostrado

en la Fig. 27, la deformación principal ε_1 se mantiene prácticamente constante en una zona en torno al punto extremo de la superficie de la fisura ($0 \leq \psi < 30^\circ$) y además, como se aprecia en la Fig. 20, dicha deformación principal es tangente a la superficie de la fisura ($0 \leq \psi < 45^\circ$). Por todo ello en los puntos de la superficie de la fisura cuyo ángulo polar cumple $0 \leq \psi < 30^\circ$ se puede obtener la deformación en la dirección tangente a partir del valor de la deformación normal ε_{yy} ó de la deformación principal ε_1 en el punto extremo de la fisura.

Algunos autores (CONGLETON, SHOJI y PARKINS, 1985; PARKINS, 1989) utilizaron el CTOD (*crack tip opening displacement*) para estimar la deformación en la punta de la fisura e_{CT} de forma que

$$e_{CT} = CTOD / h_0, \quad (52)$$

donde h_0 es un parámetro característico de dimensionalidad de longitud y CTOD es el desplazamiento de apertura de la fisura en la punta de la misma.

McMEEKING (1977) y BROEK (1991) estudiaron el campo de desplazamiento en torno a la punta de una fisura afilada o redondeada para un material elastoplástico con o sin endurecimiento por deformación bajo plastificación a pequeña escala solicitada en modo I. Relativo al CTOD, definido a través del desplazamiento del punto F de la Fig. 6 normal al plano de la fisura, $u_y(F)$, encontraron que

$$\delta_i / 2 = \omega_F (1 - \nu^2) \frac{K^2}{E \sigma_Y}, \quad (53)$$

siendo δ_i dicho CTOD tal que se cumple que $\delta_i = 2u_y(F)$ y ω_F una constante adimensional que dependerá del endurecimiento por deformación que presente el material y del cociente E / σ_Y (McMEEKING, 1977).

Cabe esperar que una relación similar a la expresada en la ecuación (53) para el punto F de la Fig. 5 (con el valor correspondiente de la constante adimensional ω_F) tenga lugar en otros puntos de la superficie del extremo de la fisura más próximos al punto material A de la Fig. 5. El desplazamiento en la dirección y del punto A de la Fig. 6 es nulo (por simetría) en todo momento del proceso de carga. Por ello con motivo de tomar un punto lo más próximo posible a dicho punto material A se tomó el punto material A^0 correspondiente al nodo disponible más próximo al punto A sobre la superficie de la fisura. El ángulo polar correspondiente al punto A^0 es $\psi = 1,65^\circ$.

Así se obtuvo el cociente entre el desplazamiento normal al plano de la fisura en los puntos materiales A^0 y F de la Fig. 6 y la coordenada inicial y de dichos puntos (en ausencia de sollicitación) $u_y(A^0, F)/y_0(A^0, F)$ a lo largo del proceso de carga monótona y se representó frente a $(1-\nu^2)K^2/\rho_0 E\sigma_Y$, como se puede ver en la Fig. 32. Se aprecia en dicha figura que ambas gráficas presentan un relación prácticamente lineal, salvo para los primeros instantes del proceso de carga, siendo mayor en el punto A^0 que en el punto F. Las pendientes de las rectas de ajuste representadas en la Fig. 32 son $\omega_{A^0} = 0,24$ y $\omega_F = 0,18$ correspondientes a los puntos A^0 y F respectivamente.

Para los puntos de la superficie de la fisura muy próximos al punto material A el cociente u_y/y_0 se puede tomar como una estimación de la deformación ingenieril total (plástica más elástica) en el punto A. Dicha estimación será mejor a medida que el ángulo polar $\psi \rightarrow 0$. Así, se tomará el cociente $u_y(A^0)/y_0(A^0)$ como una estimación de la deformación ingenieril en el punto A.

$$e(A) = e_{yy}(A) \approx \frac{u_y(A^0)}{y_0(A^0)} \approx \omega_{A^0} (1-\nu^2) \frac{K^2}{E\sigma_Y\rho_0}. \quad (54)$$

Agrupando los términos constantes en el proceso de sollicitación de modo que

$$\phi = \omega_{A^0} \frac{(1-\nu^2)}{E\sigma_Y\rho_0}, \quad (55)$$

se obtiene la expresión

$$e(A) \approx \phi K^2, \quad (56)$$

donde el valor $\phi = 6,464 \cdot 10^{-16} \text{ Pa}^2\text{m}$, para el material A0.

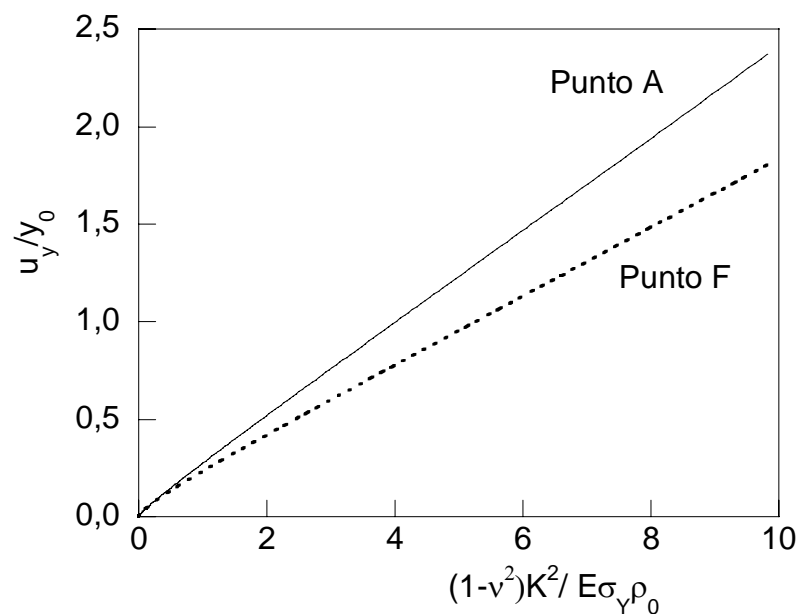


Fig. 32. Cociente entre el desplazamiento normal al plano de la fisura y la posición inicial en la dirección y a lo largo del proceso de carga monótono en los puntos indicados en torno a la punta de la fisura (puntos A y F; cf. Fig. 6).

Por otra parte el planteamiento de los problemas de contorno elastoplásticos de estados tensodeformacionales de sólidos en el marco de la teoría incremental de plasticidad opera con las magnitudes incrementales de las componentes del tensor de deformaciones, lo que conlleva el uso natural de las deformaciones acumuladas de la deformación a lo largo de toda la historia de sollicitación, es decir ,

$$\underline{\underline{\varepsilon}} = \int d\underline{\underline{\varepsilon}}, \quad (57)$$

donde $\underline{\underline{\varepsilon}}$ representa el tensor de deformaciones y $d\underline{\underline{\varepsilon}}$ el tensor de sus incrementos.

Para unificar las medidas de deformaciones que provienen de la solución directa del problema de contorno de elastoplasticidad y de la estimación de la deformación en la punta de la fisura a través de los desplazamientos (54) con el fin de analizar la posibilidad de utilizar dicha estimación para evaluar la deformación de interés, hay que considerarla en términos de la deformación natural según la relación (25), *i.e.*,

$$\varepsilon_{\delta} = \ln \left(1 + \frac{u_y(A^0)}{y_0(A^0)} \right), \quad (58)$$

donde se ha denominado ε_{δ} a la estimación de la deformación natural en el punto extremo de la fisura a partir de los desplazamientos relativos de determinados puntos materiales obtenidos a partir de resultados MEF de dichos desplazamientos. Conviene dejar clara la diferencia entre esta estimación de la deformación natural ε_{δ} y la deformación natural ε directamente obtenida del campo de deformaciones $\underline{\underline{\varepsilon}}$ como solución del problema de contorno aproximado mediante el MEF.

Así se tendrá que

$$\varepsilon \approx \varepsilon_{\delta} = \ln \left(1 + \omega_{A^0} (1 - \nu^2) \frac{K^2}{E \sigma_Y \rho_0} \right). \quad (59)$$

Derivando respecto al tiempo en (59) se obtiene la estimación de la velocidad de deformación natural en el punto extremo de la superficie de la fisura

$$\dot{\varepsilon} \approx \dot{\varepsilon}_\delta = \frac{d\varepsilon_\delta(K)}{dt} = \frac{2\omega_{A^0} \frac{(1-\nu^2)}{E\sigma_Y r_0} K}{1 + \omega_{A^0} \frac{(1-\nu^2)}{E\sigma_Y r_0} K^2} \dot{K}, \quad (60)$$

que expresado en términos del FIT adimensional k conduce a

$$\hat{\varepsilon} \approx \hat{\varepsilon}_\delta = \frac{d\varepsilon_\delta}{dk} = \frac{2\omega_{A^0} \frac{(1-\nu^2)}{E\sigma_Y r_0} K_{IC}^{A^0} k}{1 + \omega_{A^0} \frac{(1-\nu^2)}{E\sigma_Y r_0} (K_{IC}^{A^0})^2 k^2}. \quad (61)$$

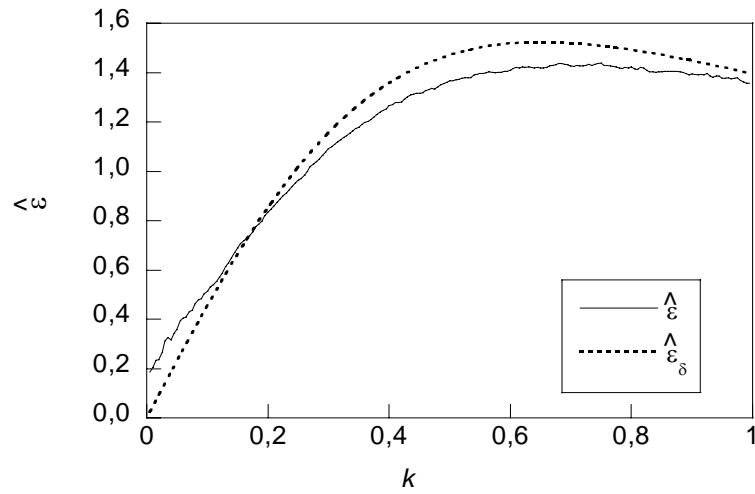
Si en la expresión (25) se sustituye la deformación ingenieril por su valor estimado dado por la ecuación (56) se obtiene

$$\varepsilon_\delta = \ln(1 + \phi K^2), \quad (62)$$

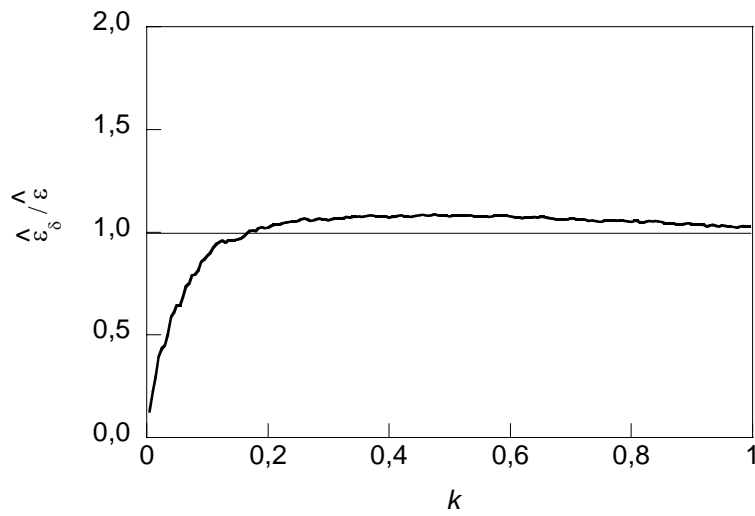
y la fórmula (60) se podrá expresar como

$$\dot{\varepsilon} \approx \dot{\varepsilon}_\delta = \frac{2\phi K}{1 + \phi K^2} \dot{K}. \quad (63)$$

En la Fig. 33 (a) se muestran las derivadas respecto al parámetro de sollicitación de la deformación natural total (elástica más plástica) en la punta de la fisura (obtenida de forma aproximada $\hat{\varepsilon}_\delta$ según (61) a partir del campo de desplazamientos resultado de la solución mediante MEF del problema elastoplástico de contorno) y de la deformación natural total ε (obtenida a partir del campo de deformaciones hallado de la solución directa mediante MEF del problema elastoplástico en cuestión).



(a)



(b)

Fig. 33. Derivada respecto al parámetro de sollicitación de la deformación en la punta de la fisura aproximada a partir del campo de desplazamientos $\hat{\epsilon}_s$ y la que corresponde a la solución para el campo de deformaciones del problema de contorno analizado $\hat{\epsilon}$ durante la sollicitación monótona.

Se observan pequeñas diferencias, principalmente para los valores más pequeños del parámetro k , lo cual se pone de manifiesto en la Fig. 33 (b) donde se representa el cociente entre las derivadas de la deformación en cuestión obtenidas de forma aproximada a partir del campo de desplazamientos u y a partir del campo de deformaciones locales $\underline{\varepsilon}$ respectivamente, siendo ambas resultado de la simulación realizada mediante el MEF.

En la Fig. 33 (b) además se ha incluido como referencia una línea horizontal de ordenada unidad. Se observa que para los valores más pequeños del parámetro de sollicitación la desviación respecto de la línea de referencia es grande, indicando diferencias grandes entre las derivadas de la deformación en cuestión. Una explicación para esta diferencia se basa en que la relación mostrada en la Fig. 32 no es lineal para los valores más pequeños del FIT.

Se ha probado que la deformación natural tangente a la superficie de la fisura en la punta de la misma ε se puede evaluar a partir del campo de desplazamientos en puntos muy próximos al punto extremo de la superficie de la fisura. También se podría realizar dicha evaluación a partir del CTOD, pues a la vista de la Fig. 32 existe una relación prácticamente proporcional entre el desplazamiento normal del punto F y el mismo desplazamiento en el punto A^0 . Es decir, en la práctica no es necesario hacer el planteamiento elastoplástico con doble no linealidad con simulación del MEF, sino basta con conocer el CTOD durante el proceso de carga monótona, pues

$$e_{yy}(A) \approx \frac{u_y(A^0)}{y_0(A^0)} = \frac{u_y(F)}{y_0(F)} \frac{\omega_{A^0}}{\omega_F} = \frac{CTOD}{2\rho_0} \omega, \quad (64)$$

donde $\omega = \omega_{A^0} / \omega_F$ se supone constante para distintas propiedades mecánicas por la autosemejanza de desplazamientos que se da en la punta de la fisura (MCMEEKING, 1977). Como ya se ha indicado, respecto al CTOD existen estudios (MCMEEKING, 1977) que dan su valor en función del FIT durante carga monótona para diferentes cocientes E/σ_Y y distinto grado de endurecimiento por deformación, lo que permite

simplificar extraordinariamente la determinación de la velocidad de deformación al trasladar dicho problema a otro ya resuelto en la literatura científica.

Se ha mostrado que la estimación de la *velocidad de deformación natural total* $\hat{\epsilon}_s$ a partir de desplazamientos es adecuada para representar dicha variable en el punto extremo de la superficie de la fisura. Puesto que se conoce una expresión analítica de la velocidad de deformación estimada $\hat{\epsilon}_s$ se podrá utilizar para analizar su comportamiento ante diferentes solicitaciones.

El caso general de solicitación lineal es aquel en el que la expresión temporal del FIT toma la forma

$$K = \dot{K}_0 t + K(0), \quad (65)$$

donde \dot{K}_0 representa la velocidad constante de aplicación del FIT y $K(0)$ es el valor inicial del FIT (para $t = 0$). La representación gráfica de velocidad de deformación en la punta de la fisura frente al tiempo para este tipo de solicitaciones presentará un aspecto diverso en función de los parámetros \dot{K}_0 y $K(0)$ y cada caso concreto será necesario analizarlo llevando el valor del FIT de la expresión (65) a la ecuación (60).

La expresión (65) se puede plantear en términos del FIT adimensional k , de modo que

$$k = \alpha t + \beta, \quad (66)$$

donde $\alpha = \dot{K}_0 / K_{IC}^{A0}$ será proporcional a la velocidad de aplicación del FIT y $\beta = \frac{K(0)}{K_{IC}^{A0}}$.

A continuación se analizan algunos casos particulares de la solicitación lineal general dada por la expresión (65).

En el caso particular donde $K(0) = 0$, se tendrá que:

$$K = \dot{K}_0 t, \quad (67)$$

que se puede expresar en términos del parámetro adimensional k

$$k = \alpha t . \quad (68)$$

Si en la expresión (60) se sustituye el valor del FIT implícito en la expresión (68) se obtiene:

$$\dot{\varepsilon} \approx \dot{\varepsilon}_\delta = \frac{d\varepsilon_\delta}{dt} = \frac{2\omega_{A^0} \frac{(1-\nu^2)}{E\sigma_Y r_0} \alpha K_{IC}^{A0} t}{1 + \omega_{A^0} \frac{(1-\nu^2)}{E\sigma_Y r_0} (\alpha K_{IC}^{A0} t)^2} \alpha K_{IC}^{A0} . \quad (69)$$

En la Fig. 34 se muestra la velocidad de deformación natural en la punta de la fisura obtenida a partir del campo de desplazamientos para distintas velocidades de sollicitación hasta que el FIT alcanza el valor K_{IC}^{A0} . En ella se aprecia que, a medida que aumenta la velocidad de la sollicitación, también aumenta la velocidad de deformación en la punta de la fisura y se adelanta el tiempo en el cual se produce un máximo en la velocidad de deformación en cuestión.

Los casos donde $K(0) \neq 0$ se pueden interpretar de modo que se considera como el tiempo del ensayo simulado t no todo el tiempo real de permanencia de la probeta bajo carga mecánica, sino la duración únicamente del proceso de CBT, *i.e.*, refiriéndose sólo al tiempo desde la iniciación de interacción del material con el ambiente, permaneciendo antes sólo bajo carga mecánica. Así, se considera la parte de sollicitación a partir del instante cuando en el ensayo o servicio comienza la interacción del material con el medio, *i.e.*, realizando en el ambiente inerte una precarga de valor $K(0)$. La representación de la velocidad de deformación en este caso dará lugar a un conjunto diverso de gráficas, algunas de las cuales presentan cierto interés en la búsqueda de la velocidad de deformación natural constante.

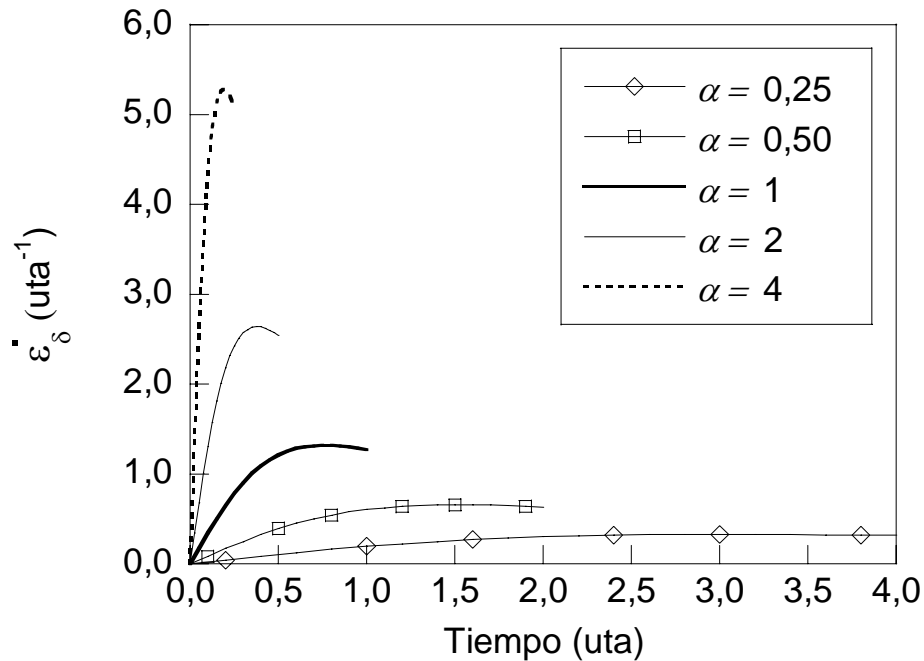


Fig. 34. Velocidad de deformación natural en la punta de la fisura para distintas velocidades de sollicitación obtenida a partir del campo de desplazamientos.

Así en la Fig. 35 se muestra la derivada respecto al parámetro de sollicitación adimensional k de la deformación natural estimada mediante desplazamientos ε_{δ} en la punta de la fisura. En sollicitaciones tal que $k(0) = \beta \approx 0,25$ la parte de la gráfica que queda a la izquierda de $k \approx 0,25$ se desarrollaría en ambiente inocuo para el material, es decir no tendría importancia en CBT, quedando únicamente la parte de la derecha de $k \approx 0,25$, que como se puede observar es notablemente distinta de la gráfica completa. Elijiendo de modo adecuado valor inicial y final de la actuación del ambiente agresivo durante la sollicitación se puede conseguir una derivada de la deformación respecto al parámetro de sollicitación prácticamente constante en el transcurso de la CBT.

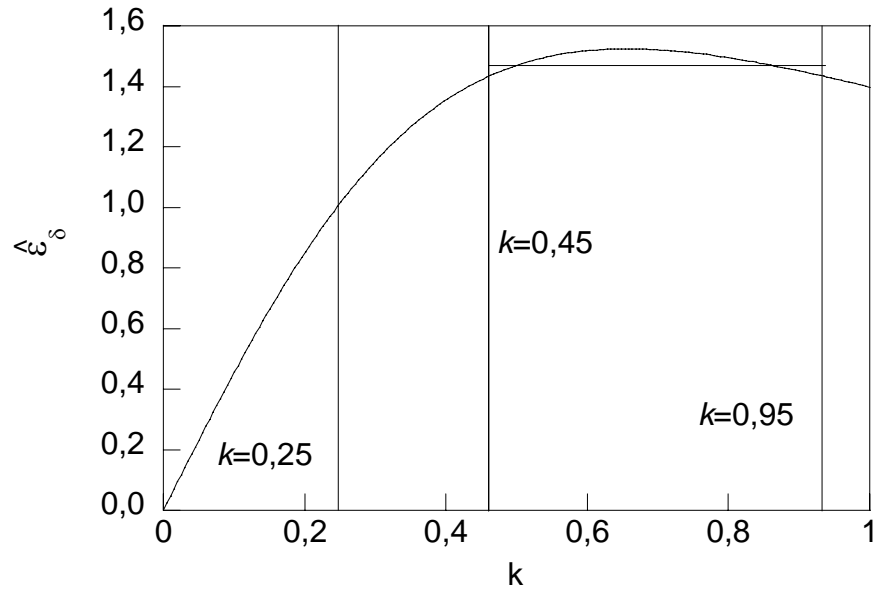
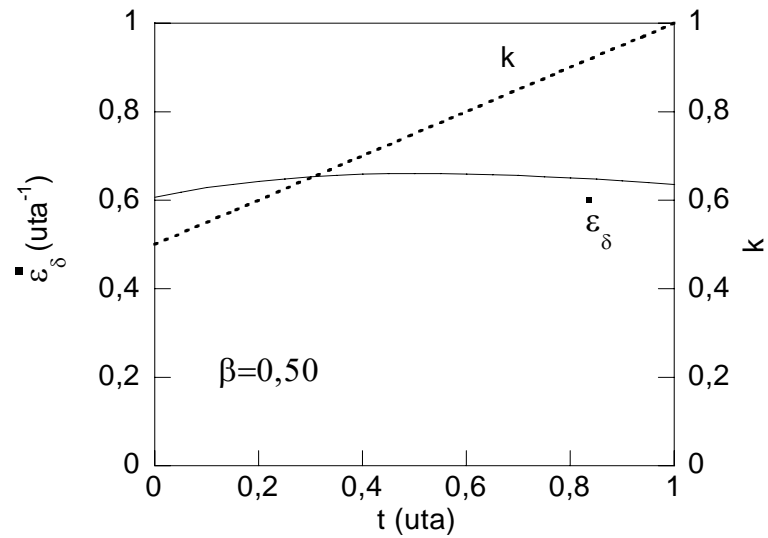


Fig. 35. Derivada respecto del parámetro de sollicitación k de la deformación natural total estimada mediante el campo de desplazamientos $\hat{\epsilon}_s$ en el punto extremo de la superficie de la fisura.

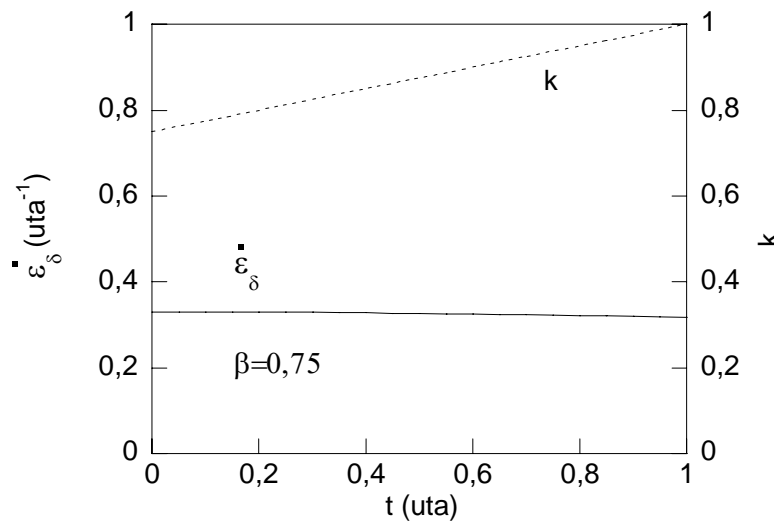
Para ejemplificar lo dicho, en la Fig. 35 se han representado dos líneas verticales correspondientes a los valores $k = 0,45$ y $k = 0,95$. En el tramo $0,45 \leq k \leq 0,95$ que encierran dichas líneas la derivada de la deformación en cuestión presenta pequeñas variaciones, pudiendo considerar como aproximación que es constante. Puesto que la velocidad de sollicitación es constante se tendrá según (34) que $\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon} \dot{K}_0$ de valor también aproximadamente constante.

Con el objetivo de poner de manifiesto este comportamiento aproximadamente constante de la derivada en cuestión, en la Fig. 36 se representa la velocidad de deformación natural $\dot{\epsilon}_s$ estimada mediante desplazamientos para $\beta = 0,50$ (a), y para $\beta = 0,75$ (b) en una sollicitación lineal según (66).

En las gráficas de ambas figuras se observa un comportamiento casi constante. También se ha representado el parámetro de sollicitación en función del tiempo, $k = k(t)$, contando el tiempo desde el inicio de la actuación con el ambiente, *i.e.*, de CBT después de una precarga.



(a)



(b)

Fig. 36. Evolución de la velocidad de deformación natural total $\dot{\varepsilon}_\delta$ estimada mediante desplazamientos para las sollicitaciones según (65), para $\beta = 0,50$ (a) y para $\beta = 0,75$ (b).

3.1.2. Desarrollo analítico para obtener la velocidad de deformación natural total $\dot{\varepsilon}$ “a la carta”

La expresión (60) permite el cálculo aproximado de la velocidad de deformación natural en la punta de la fisura de forma analítica para cualquier trayectoria de sollicitación, mediante sencillas operaciones algebraicas, una vez que se ha establecido la relación entre la deformación natural ε y el FIT aplicado K , lo cual supondrá ahorro en tiempos de cálculo respecto a soluciones mediante el MEF, y además permitirá entender la influencia de cada variable involucrada en la velocidad de deformación en cuestión.

Otra de las ventajas del desarrollo analítico a base de datos de la simulación numérica dada por la expresión (60) es la posibilidad de obtener la trayectoria de la sollicitación a imponer para obtener una función temporal de la velocidad de deformación natural *ad libitum*. Como se ha comentado anteriormente, los habituales ensayos en CBT a velocidad de deformación global constante (tipo EVDL), no se caracterizan precisamente por lograr un valor constante en la magnitud cinemática de interés, la *velocidad de deformación local en la punta de la fisura*, sino en una velocidad constante de deformación global aplicada sobre la probeta. Ahora se plantearán las condiciones que debe cumplir la tensión aplicada, (del mismo modo se puede plantear para el desplazamiento impuesto) para que un ensayo sea *realmente* a velocidad de deformación constante en el punto extremo de una fisura estacionaria.

De este modo los ensayos realizados sí serán ensayos a velocidad de deformación constante, en la zona de interés, en el punto extremo de la fisura estacionaria. Es inmediato el interés de este planteamiento a la vista de la ecuación (5) para la velocidad de fisuración, aunque los resultados para la fisura estacionaria podrán servir sólo como una aproximación respecto a la fisura creciente cuando la velocidad de crecimiento de la fisura \dot{a} no pueda considerarse despreciable.

Aplicando una sollicitación que sea función del tiempo según una función cualquiera $K = K(t)$, la velocidad de deformación natural en el punto extremo de la fisura será otra

función $\dot{\varepsilon} = \dot{\varepsilon}(t)$ dada por (63). Pues bien, se trata de hallar la expresión temporal del FIT *tal que la velocidad de deformación natural tome un valor constante* $\dot{\varepsilon}(t) = \dot{\varepsilon}_0$.

Para ello se procede a partir de la expresión (63) y se plantea la ecuación diferencial

$$\frac{2\phi K}{1+\phi K^2} dK = \dot{\varepsilon}_0 dt \quad , \quad (70)$$

cuya solución se obtiene integrando, i.e.,

$$\int \frac{2\phi K}{1+\phi K^2} dK = \int \dot{\varepsilon}_0 dt \quad , \quad (71)$$

lo que finalmente lleva a

$$\ln(1+\phi K^2) = \dot{\varepsilon}_0 t + Cte \quad , \quad (72)$$

donde *Cte* es una constante arbitraria de integración. Teniendo en cuenta que para $t = 0, K = 0$, se obtiene $Cte = 0$ y despejando el valor del FIT, se tendrá

$$K = \sqrt{\frac{e^{\dot{\varepsilon}_0 t} - 1}{\phi}} \quad . \quad (73)$$

Razonando de un modo similar al precedente se va a plantear la condición que debe cumplir la sollicitación impuesta para obtener una *velocidad de deformación natural en el punto extremo de la fisura* medida respecto al tiempo de *tipo lineal y de tipo cuadrático*, como casos particulares de un planteamiento más general para la obtención de cualquier tipo de respuesta requerido (en términos de *velocidad de deformación local*).

Por ello se plantea la obtención del FIT que hace que la velocidad de deformación local tenga un comportamiento lineal respecto al tiempo, es decir

$$\dot{\varepsilon} = \lambda t , \quad (74)$$

donde λ es una constante arbitraria.

Procediendo de modo similar al caso anterior se plantea la ecuación diferencial.

$$\frac{2\phi K}{1+\phi K^2} dK = \lambda t dt , \quad (75)$$

que integrada conduce a

$$\ln(1+\phi K^2) = \lambda \frac{t^2}{2} + Cte , \quad (76)$$

donde Cte es una constante arbitraria de integración. Teniendo en cuenta que para $t = 0, K = 0$, se obtiene $Cte = 0$ y despejando el valor del FIT, se obtiene la expresión

$$K = \sqrt{\frac{e^{\lambda \frac{t^2}{2}} - 1}{\phi}} . \quad (77)$$

También se plantea la obtención del FIT que hace que la velocidad de deformación local tenga un comportamiento cuadrático respecto al tiempo, es decir

$$\dot{\varepsilon} = \lambda^* t^2 , \quad (78)$$

donde λ^* es una constante. Por ello, procediendo de modo semejante al caso anterior se plantea la ecuación

$$\frac{2\phi K}{1+\phi K^2} \cdot dK = \lambda^* t^2 dt , \quad (79)$$

que integrada conduce a

$$\ln(1 + \phi K^2) = \lambda^* \frac{t^3}{3} + Cte, \quad (80)$$

donde Cte es una constante arbitraria de integración. Teniendo en cuenta que para $t = 0, K = 0$, se obtiene $Cte = 0$ y despejando el valor del FIT se obtiene finalmente la expresión

$$K = \sqrt{\frac{e^{\lambda^* \frac{t^3}{3}} - 1}{\phi}}. \quad (81)$$

En el caso más general la expresión (60) se puede formular como una ecuación diferencial de variables separadas que conduce a una solución del tipo

$$K = \sqrt{\frac{e^{F(t)} - 1}{\phi}}, \quad (82)$$

donde $F(t)$ representa la deseada variación de $\dot{\varepsilon}$ en el tiempo de modo que $\partial F(t) / \partial t = \dot{\varepsilon}(t)$.

La expresión (82) se ha obtenido a partir de la aplicación de la relación (59) obtenida para las sollicitaciones monótonas. Su validez será dudosa en el caso de sollicitación con descarga (como el que se da en una fisura si la sollicitación no es monótona creciente) y en los casos de carga cíclica (como los que se dan en la prefisuración por fatiga).

3.1.3. Evaluación de la velocidad de deformación natural total a partir de la simulación directa del campo de deformaciones

Para la obtención de la expresión (60) se ha procedido de un modo analítico a partir de establecer la relación $\varepsilon - K$, lo que es lógico para el caso de plasticidad a pequeña escala bajo dominio del FIT. Ahora bien, dicha relación $\varepsilon - K$ fue establecida en la forma (59) a base de la solución numérica del problema de contorno para el campo de desplazamientos, obteniendo asimismo el valor del coeficiente ϕ de la ecuación (59)

También a partir de la solución numérica del problema de contorno se puede obtener directamente el campo de deformaciones, y de allí la velocidad de deformación *local* en la punta de la fisura para trayectorias temporales de sollicitación, a fin de comprobar la aplicabilidad de los resultados obtenidos analíticamente en las expresiones (73), (77) y (81) a partir del campo de desplazamientos.

Para obtener una velocidad de deformación total (elástica más plástica) constante se aplicaron trayectorias temporales de sollicitación según la ecuación (73) para distintos valores de la velocidad de deformación natural deseada $\dot{\epsilon}_0$ en el punto extremo de la fisura. En particular se eligió $\dot{\epsilon}_0=1,2 \text{ uta}^{-1}$; $0,6 \text{ uta}^{-1}$ y $0,3 \text{ uta}^{-1}$. Se tomó para ello como simple criterio el valor de $\dot{\epsilon}_0$ tal que expresión de $K(t)$ dada por (73) cumpla $K(1)=K_{IC}$. Así se obtuvo $\dot{\epsilon}_0=1,2 \text{ uta}^{-1}$. Además se tomaron la mitad y la cuarta parte de dicho valor.

En la Fig. 37 se presenta la gráfica de la sollicitación a aplicar en función del tiempo para que $\dot{\epsilon}_0=1,2 \text{ uta}^{-1}$ obtenida por aplicación de (73).

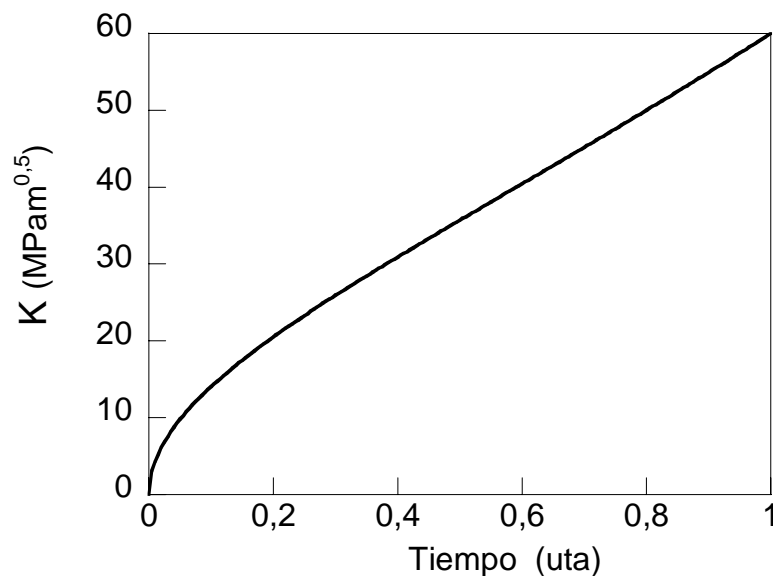


Fig. 37. Sollicitación aplicada frente al tiempo para obtener velocidad de deformación natural constante ($\dot{\epsilon}_0=1,2 \text{ uta}^{-1}$) en el punto extremo de una fisura estacionaria.

En la Fig. 38 se muestran los resultados de la velocidad de deformación natural total (elástica más plástica) en el punto extremo de la fisura que se obtuvieron a partir de la solución numérica mediante el MEF del problema de contorno elastoplástico en cuestión para el campo de deformaciones, tras la aplicación de una sollicitación como la expresada por la ecuación (73).

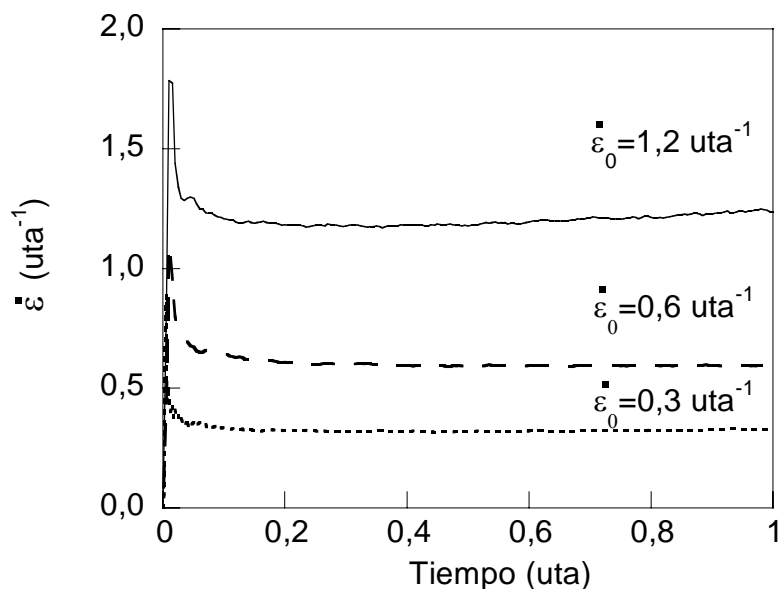


Fig. 38. Velocidad de deformación natural total como respuesta constante para la sollicitación diseñada a tal fin para distintos parámetros indicados de la carga aplicada.

Como se puede ver en la Fig. 38, la *respuesta es prácticamente constante*, salvo en los primeros instantes del cálculo, debido a que la relación $CTOD \propto K^2$ no se cumple exactamente para valores pequeños del FIT antes de que establezca la estructura autosemejante de la zona en torno al extremo de la fisura (MCMEEKING, 1977), al igual que sucede con la expresión (53).

Para obtener la velocidad de deformación en forma lineal se aplican solicitaciones según la ecuación (77) Se eligió dicho valor $\lambda = 2,4 \text{ uta}^{-2}$.

En la Fig. 39 se presenta la gráfica obtenida de la solicitación a aplicar para obtener una respuesta *lineal* (frente al tiempo) en la velocidad de deformación natural en la punta de la fisura. Se considera el caso de $\lambda = 2,4 \text{ uta}^{-2}$, siguiendo el criterio de que se cumpla $K(I)=K_{IC}$ como en el caso anterior.

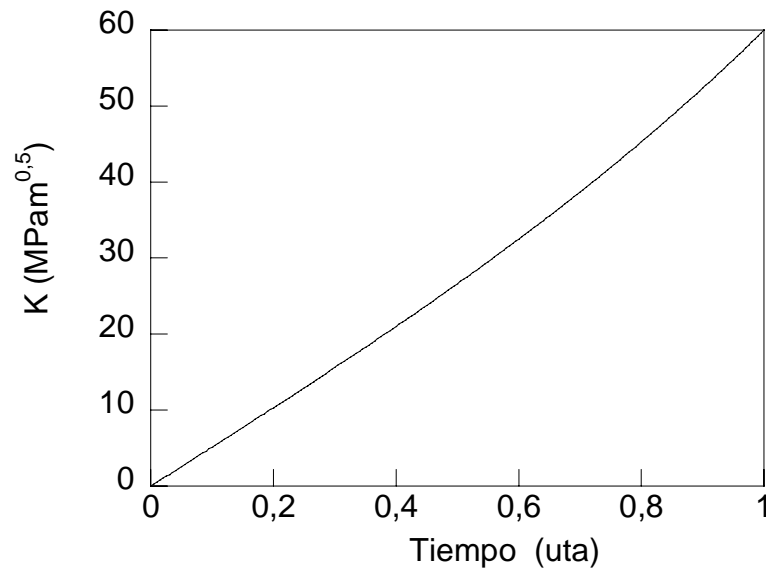


Fig. 39. Solicitación aplicada lineal frente al tiempo para obtener velocidad de deformación natural lineal para $\lambda = 2,4 \text{ uta}^{-2}$ en el punto extremo de una fisura.

De manera semejante a lo presentado en el apartado anterior se ha realizado una verificación del resultado (77) basado en la definición aproximada de la velocidad de deformación en cuestión mediante la simulación directa de la fisura en un sólido elastoplástico con el MEF.

En la Fig. 40 se presentan los resultados de aplicar una sollicitación según (77) para $\lambda=2,4 \text{ uta}^{-2}$. Como se puede observar se obtiene aproximadamente respuesta lineal, salvo en los primeros instantes del cálculo, por las mismas razones que las ya expuestas anteriormente.

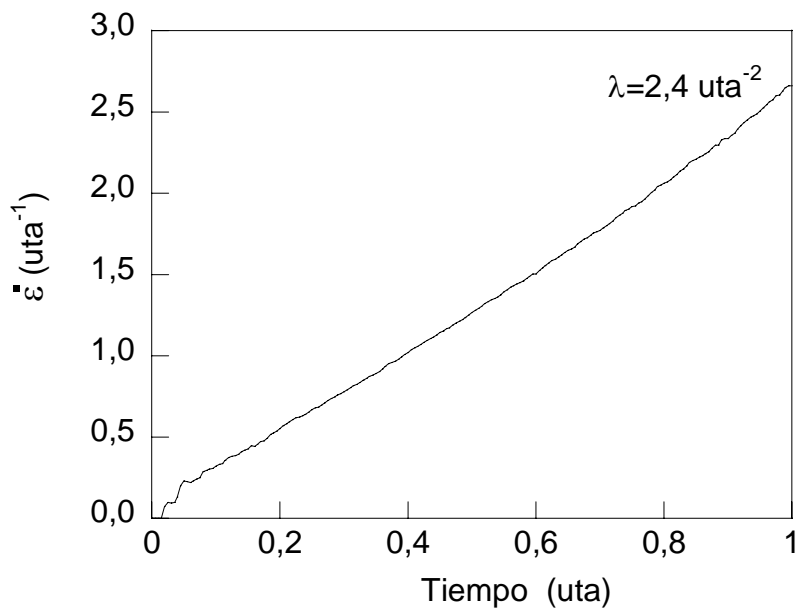


Fig. 40. Velocidad de deformación natural como respuesta lineal para la sollicitación diseñada a tal fin.

Para obtener la velocidad de deformación total *cuadrática* se aplicará una sollicitación según la ecuación (81) para $\lambda^* = 3,6 \text{ uta}^{-3}$, siguiendo el criterio de que se cumpla $K(I)=K_{IC}$ como en los casos anteriores; en la Fig. 41 se presenta la gráfica obtenida en tal caso.

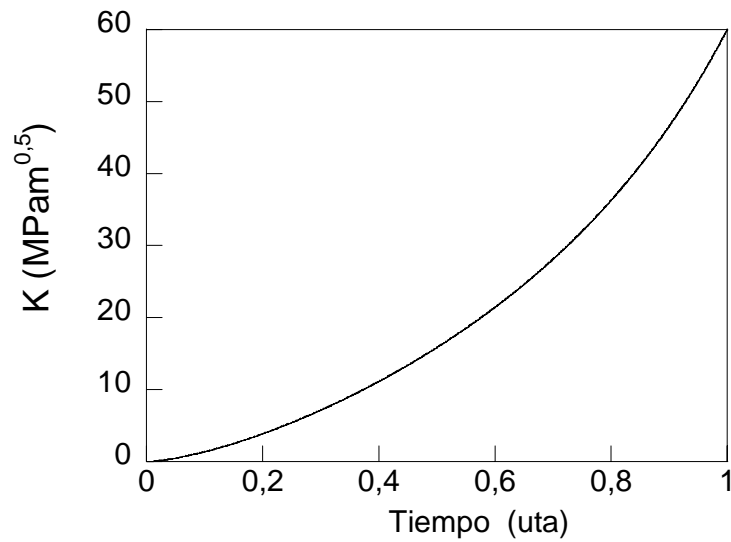


Fig. 41. Solicitación aplicada frente al tiempo para obtener velocidad de deformación natural total cuadrática para $\lambda^* = 3,6 \text{ uta}^{-3}$ en el punto extremo de una fisura.

La Fig. 42 muestra la velocidad de deformación natural para $\lambda^* = 3,6 \text{ uta}^{-3}$. Se obtiene respuesta aproximadamente cuadrática, salvo en los primeros instantes del cálculo, por las razones ya expuestas. En dicha figura también se ha representado en línea de puntos, como referencia, la gráfica parabólica de la velocidad de deformación natural total que se pretendía obtener $\dot{\epsilon} = 3,6 t^2$. Las mayores diferencias (pequeñas en todo caso) se producen en los valores del tiempo más pequeños y en los más grandes.

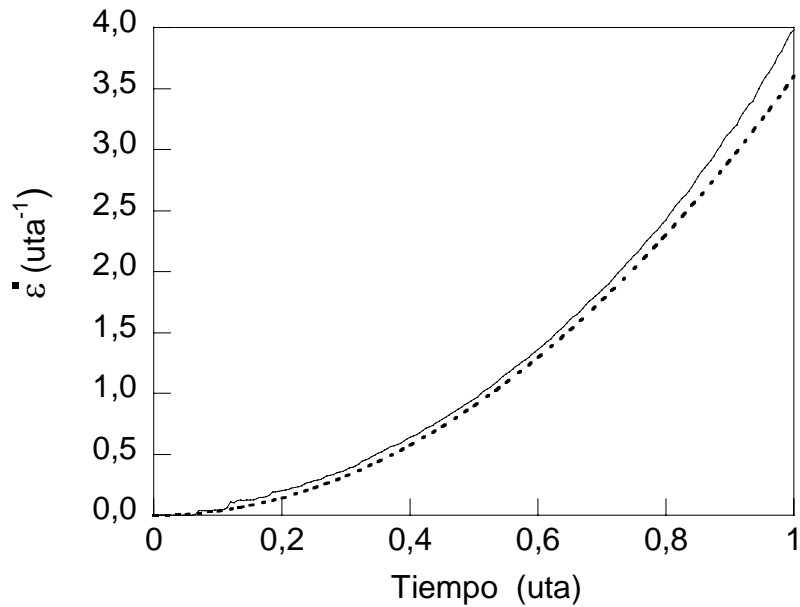


Fig. 42. Velocidad de deformación natural como respuesta cuadrática para la sollicitación diseñada a tal fin.

3.2. Velocidad de deformación ingenieril en el punto extremo de una fisura estacionaria

3.2.1. Evaluación aproximada de la velocidad de deformación ingenieril total a partir del campo de desplazamientos

La velocidad de deformación ingenieril total $\dot{\epsilon}$ (elástica más plástica) se obtiene de forma inmediata derivando respecto al tiempo la expresión (25), que relaciona la deformación ingenieril con la deformación natural, para obtener

$$\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon} \exp(\epsilon). \quad (83)$$

Por ello, una vez halladas la deformación y su velocidad a partir de la solución aproximada mediante el MEF del problema de contorno elastoplástico en cuestión, la determinación de la velocidad de deformación ingenieril es inmediata.

Ahora bien la velocidad de deformación natural total en la punta de la fisura se ha estimado a partir de los desplazamientos según la ecuación (60) y por ello se podrá obtener también una estimación de la velocidad de deformación ingenieril a partir de (83) para obtener

$$\dot{\epsilon}_{\delta} = 2\omega_{A^0} \frac{(1-\nu^2)}{E\sigma_Y\rho_0} K\dot{K} = 2\phi K\dot{K}. \quad (84)$$

En el caso de sollicitación con velocidad de aplicación del FIT constante se tendrá aproximadamente una relación lineal entre la velocidad de deformación ingenieril y el tiempo.

3.2.2. Desarrollo analítico para obtener la velocidad de deformación ingenieril total “a la carta”

A continuación se plantea el modo de obtener la sollicitación $K = K(t)$ a aplicar para obtener una respuesta en términos de la velocidad de deformación ingenieril total (plástica más elástica) $\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}(t)$ a demanda.

Para obtener las rutas de sollicitación correspondientes a las velocidades de deformación ingenieril total $\dot{\epsilon}(t)$ adecuadas se utilizará la relación procedente de (56), buscando obtener $K = K(t)$ mediante la expresión

$$\dot{\epsilon}(t) = \frac{\partial e}{\partial K} \dot{K}(t), \quad (85)$$

donde, expresando la velocidad de deformación ingenieril a través de su estimación en función del FIT (56) se obtiene

$$\int \dot{e}(t)dt = e(K) \approx \phi K^2, \quad (86)$$

que conduce a la expresión del FIT a aplicar en función de la velocidad de deformación de interés $\dot{e} = \dot{e}(t)$ siguiente:

$$K = \sqrt{\frac{\int \dot{e}(t)dt}{\phi}}. \quad (87)$$

Utilizando la relación (87) se pueden obtener las trayectorias de sollicitación para obtener distintos perfiles de $\dot{e}(t)$. En particular para obtener $\dot{e}(t) = \dot{e}_0 t^p$, donde \dot{e}_0 es una constante, se deduce:

$$K(t) = \sqrt{\frac{\frac{\dot{e}_0 t^{p+1}}{p+1} + Cte}{\phi}}, \quad (88)$$

donde C es una constante arbitraria de integración. Para el caso concreto donde $p = 0$

$$K(t) = \sqrt{\frac{\dot{e}_0 t + Cte}{\phi}}, \quad (89)$$

y la respuesta en términos de la velocidad de deformación ingenieril será constante frente al tiempo.

3.2.3. Comprobación a partir del MEF

Con el objetivo de evaluar los resultados presentados en la ecuación (87), en la Fig. 43 se representa la velocidad de deformación ingenieril para una trayectoria con velocidad de sollicitación constante. Según (84) se espera una velocidad de deformación ingenieril lineal frente al tiempo, como se puede observar que se cumple en la Fig. 43.

La deformación ingenieril e en la punta de la fisura se obtuvo según (25), donde la deformación verdadera se obtuvo de la solución numérica del campo de deformaciones aproximada mediante el MEF para el problema elastoplástico de contorno en cuestión.

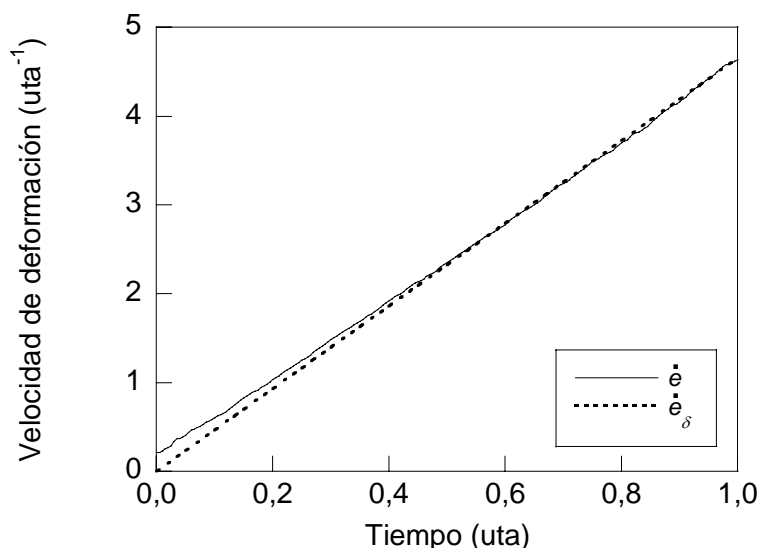


Fig. 43. Velocidad de deformación ingenieril estimada a partir del campo de desplazamientos y obtenida a partir del campo de deformaciones, ambas solución del problema elastoplástico de contorno mediante el MEF para una sollicitación de la forma $K = \dot{K}_0 t$.

3.3. Velocidad de la tensión hidrostática en el punto extremo de la fisura

Para el análisis de la tensión hidrostática no se ha encontrado una representación analítica, como sucedió con la deformación natural total en la punta de la fisura en términos del FIT, expresada en la ecuación (60). Por ello, con el fin de analizar la evolución de la variable cinemática $\dot{\sigma}$ en el punto extremo de la fisura para distintas rutas de sollicitación respecto al tiempo, en términos de K , el modo de proceder será diferente, apoyándose en los resultados de la solución numérica del problema de contorno formulado en el Capítulo II.

El procedimiento consiste en calcular mediante el MEF la evolución de la tensión en cuestión respecto al parámetro de sollicitación k . Para toda trayectoria $K(t)$ la evolución en el tiempo de la variable en cuestión $\sigma = \sigma(t)$ se obtiene mediante el cambio de variable, conforme a la definición del parámetro de sollicitación k dado por la expresión (32), *i.e.*, se obtiene

$$\sigma(t) = \sigma(k(t)). \quad (90)$$

Por consiguiente, conforme al modo de tratar las variables genéricamente expuesto mediante la expresión (34), se obtendrá para la velocidad de la tensión en cuestión

$$\dot{\sigma} = \frac{\partial \sigma(t)}{\partial t} = \frac{\partial \sigma(k)}{\partial k} \frac{\partial k(t)}{\partial t} = \hat{\sigma} \dot{k}, \quad (91)$$

donde $\hat{\sigma} = \partial \sigma / \partial k$ siguiendo la notación introducida en (35).

En la Fig. 44 se representa la evolución, en función del parámetro de sollicitación k , de la tensión hidrostática σ en el punto extremo de la fisura.

El primer factor ($\hat{\sigma}$) de la relación (91), independientemente de la relación temporal de la sollicitación, se puede determinar a partir de la solución numérica del problema elastoplástico de contorno para un sólido fisurado en condiciones de dominio del FIT (formulado en el Capítulo II bajo sollicitación monótona).

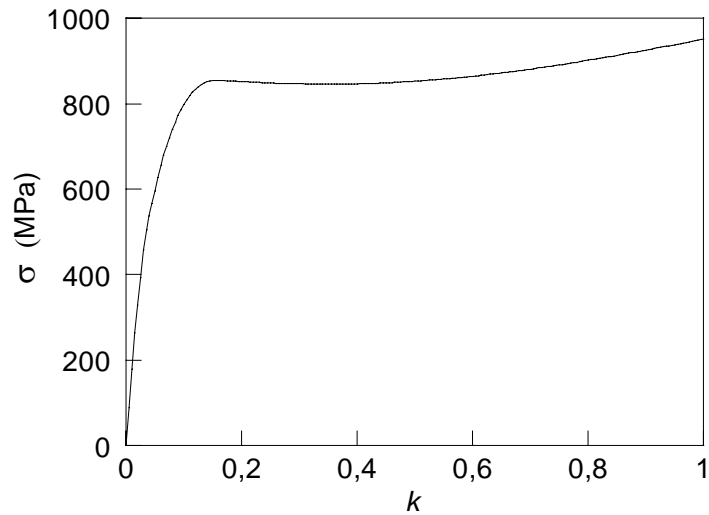


Fig. 44. Tensión hidrostática σ en el punto extremo de la fisura frente al parámetro de sollicitación k .

En la Fig. 45 se representa dicha derivada respecto a k de la tensión hidrostática, $\hat{\sigma}$, en el punto extremo de una fisura estacionaria.

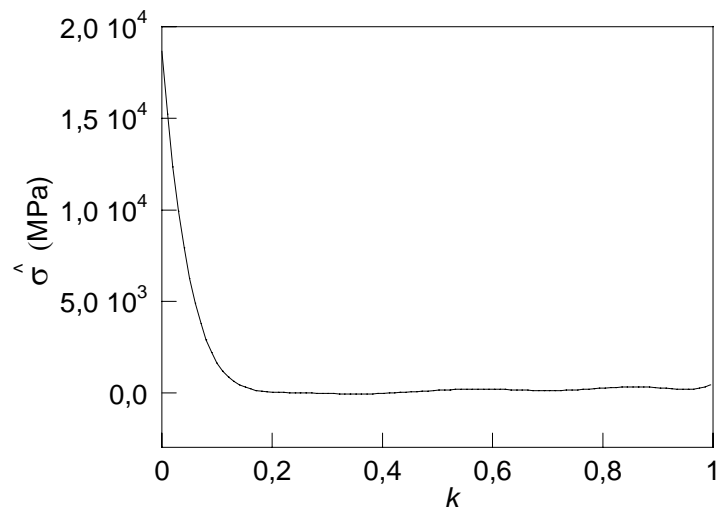


Fig. 45. Derivada en función de k de la tensión hidrostática $\hat{\sigma}$ en el punto extremo de la fisura frente a k .

3.4. Velocidad del valor medio delante del frente de fisura de la tensión hidrostática

La distribución de la tensión hidrostática en el plano de la fisura delante del frente de la misma durante la sollicitación monótona, para cada instante de sollicitación, presenta un extremo local (máximo) para cada valor del FIT.

En la Fig. 46 se muestra el aspecto que presentan las distribuciones de la tensión hidrostática σ en función de la distancia al punto material A de la Fig. 5, en puntos de la zona delante del frente de fisura, para diferentes valores equiespaciados del parámetro adimensional de sollicitación k . La profundidad de dicho máximo local x_s , medido en la configuración deformada, varía en función de la intensidad de la sollicitación impuesta, como se puede ver en la Fig. 46.

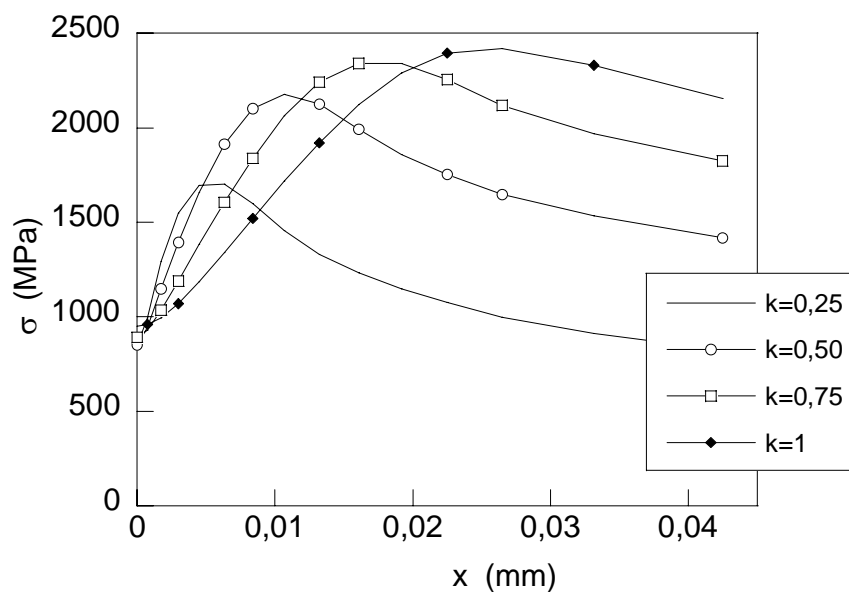


Fig. 46. Tensión hidrostática en la zona delante del frente de la fisura en función de la distancia al punto material A de la Fig. 5, en la configuración sin deformar, para diferentes valores de k .

Dicha coordenada x_s resulta una variable de interés en los procesos de CBT en régimen catódico cuando se desarrolla el mecanismo de FAH, por indicar el punto de mayor tensión hidrostática y por tanto el lugar hacia el cual se dirige el hidrógeno por difusión asistida por la tensión (VAN LEEUWEN, 1974; TORIBIO, 1997).

En la Fig. 47 se representa x_s en función del parámetro de sollicitación k obtenido de la solución del problema de contorno en cuestión. Los puntos representados en la citada figura corresponden a los respectivos incrementos de carga a lo largo del proceso incremental de la solución numérica del problema de contorno elastoplástico mediante el MEF.

Siendo el proceso de sollicitación monótonamente continuo la evolución de los campos tensodeformacionales reales procede de modo continuo y, en particular, respecto a x_s , la variación de éste a lo largo del proceso de sollicitación se ajusta mediante una línea. Por ello es adecuado realizar un ajuste lineal para obtener la función $x_s = 0,02k$ (mm) que se representa en la misma Fig. 47, donde se ha despreciado el comportamiento antes de la aparición de plasticidad donde $x_s = 0$.

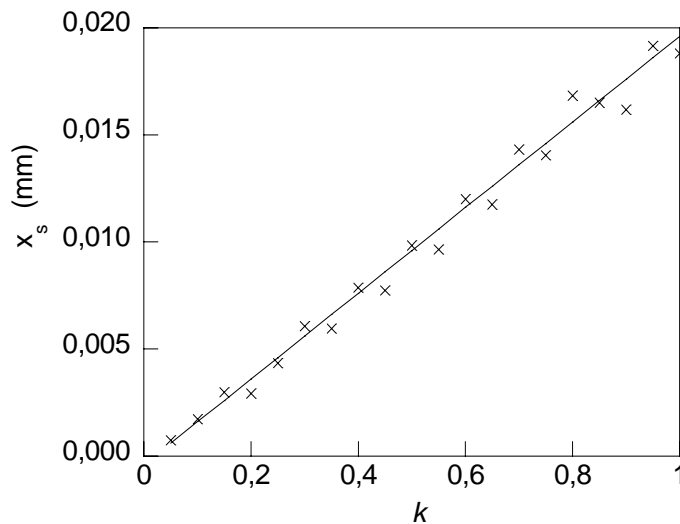


Fig. 47. Posición x_s en la configuración deformada donde se produce la máxima tensión hidrostática σ en función del parámetro de sollicitación k .

En la Fig. 46 se observa que la distribución de tensiones hidrostáticas delante del frente de fisura es variable en función del parámetro k . Por ello, para cuantificar la influencia de los efectos mecánicos en la CBT mediante el mecanismo de FAH, conviene hallar un valor medio a lo largo de una distancia característica x_c delante de la punta de la fisura en la configuración deformada, $\langle \sigma \rangle_{x_c}$, que representará la velocidad del valor medio espacial de la tensión hidrostática calculado en el segmento delante del frente de fisura (cuya coordenada en la configuración deformada cumple $0 \leq x \leq x_c$).

En los resultados de TORIBIO (1997) para un material muy similar al A0 se obtuvo que, para ensayos cuasiestáticos, la rotura en ambiente de hidrógeno tenía lugar para valores del indicador de daño $F_{FAH}/F_c = 0,41$, donde F_{FAH} es la carga de rotura en ambiente agresivo en condiciones de FAH y F_c la carga de rotura en aire. Considerando despreciable el crecimiento subcrítico de la fisura, el cociente F_{FAH}/F_c se puede expresar en términos del cociente del FIT aplicado en el momento de la rotura (FIT crítico en ambiente agresivo, K_C) entre el FIT crítico en aire, *i.e.* se puede tomar $F_{FAH}/F_c = K_C/K_{IC}$. Se denominará k_c a dicho valor crítico en ambiente agresivo del parámetro adimensional de sollicitación.

En la Fig. 47 se observa que para $k = k_c = 0,41$ se obtiene $x_s(k_c) = 0,008$ mm. Es decir la profundidad de la zona de daño, donde se va promediar el valor de las variables mecánicas relevantes en CBT por el mecanismo de FAH en la zona del material delante del frente de la fisura. Esta misma se adopta como distancia característica.

El valor medio de la tensión hidrostática, $\langle \sigma \rangle_{x_c}$, en función de k se calcula a partir de la ecuación (27). Puesto que el dominio de trabajo es un conjunto de puntos (correspondientes a los nodos de los elementos en la discretización del problema de contorno mediante el MEF), entonces para evaluar la integral que aparece en la ecuación (27) se decidió utilizar los valores de la tensión hidrostática en los nodos correspondientes de la malla de elementos finitos generados mediante el post-procesado incorporado en el código empleado del MEF, realizando cuando proceda la interpolación lineal de la tensión hidrostática entre ellos. De acuerdo con ello la

evaluación de dicha integral se hizo según la fórmula de los trapecios a partir de dicha interpolación.

En la Fig. 48 se representa la evolución de $\langle \sigma \rangle_{xc}$ en función del parámetro de sollicitación k obtenida mediante el procedimiento descrito.

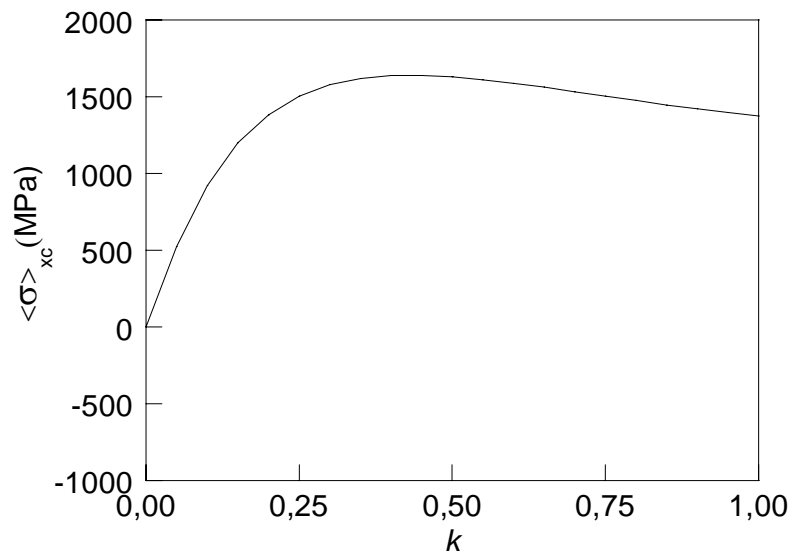


Fig. 48. Valor medio espacial de la tensión hidrostática delante del frente de fisura, en la configuración deformada, en función de k .

Para la evaluación de la velocidad del valor medio espacial de la tensión hidrostática delante del frente de la fisura se procederá utilizando la relación tipo expresada en la ecuación (34) para la magnitud en consideración.

En la Fig. 49 se representa la derivada de la tensión hidrostática respecto al parámetro de sollicitación $\langle \hat{\sigma} \rangle_{xc}$ frente a k .

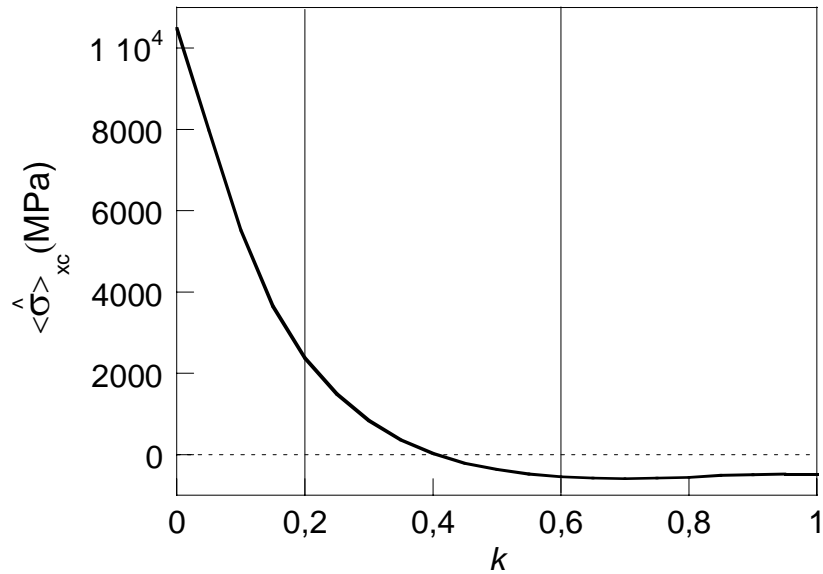


Fig. 49. Derivada en función de k del valor medio espacial de la tensión hidrostática delante del frente de fisura, en la configuración deformada, *versus* k (parámetro de sollicitación).

Se analiza a continuación el efecto que produce un conjunto de funciones $k = k(t)$ con distintas trayectorias temporales sobre la velocidad del valor medio en cuestión $\langle \dot{\sigma} \rangle_{xc}$.

Se analiza la trayectoria de sollicitación lineal expresada en la ecuación (66). La solución general del valor medio de la tensión en cuestión para este caso, aplicando (34) conduce a:

$$\langle \dot{\sigma} \rangle_{xc} = \langle \hat{\sigma} \rangle_{xc} \alpha' \quad (92)$$

siendo $\langle \hat{\sigma} \rangle_{xc} = \frac{d \langle \sigma \rangle_{xc}}{dk}$ la función de k representada en la Fig. 49.

En primer lugar se considera el caso $\beta = 0$ y $\alpha = 0,25; 0,50; 1; 2$ y 4 s^{-1} que se presenta en la Fig. 50 para observar la evolución que manifiesta la variable cinemática en estudio.

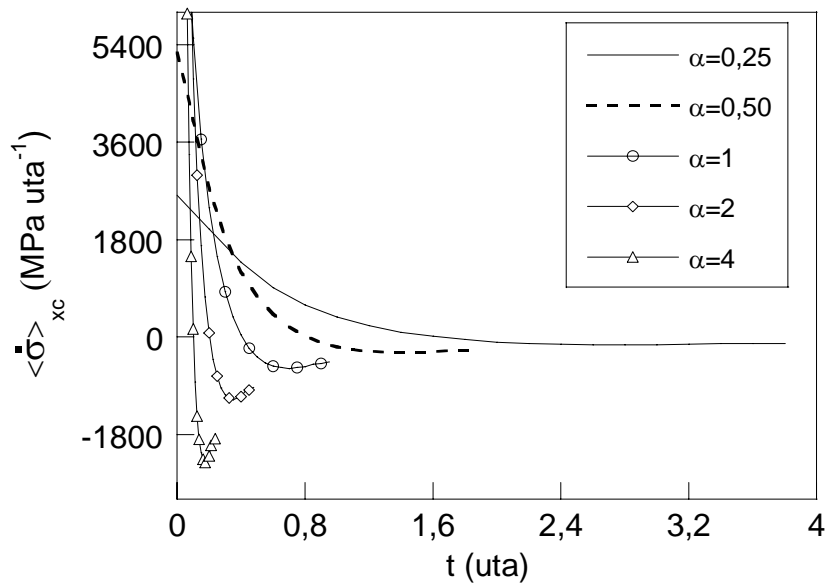


Fig. 50. Velocidad del valor medio espacial de la tensión hidrostática delante del frente de fisura, en la configuración deformada, $\langle \dot{\sigma} \rangle_{xc}$, versus tiempo para distintas sollicitaciones lineales de la forma $k(t) = \alpha t$.

A continuación se analiza el caso donde $\beta \neq 0$, lo cual implica que en la interacción con el ambiente se parte de un estado inicial de sollicitación distinto de cero. Sea dicho valor de la sollicitación distinto de cero el que corresponde al señalado por el parámetro adimensional $k = 0,2$ en la Fig. 49 mediante una línea vertical continua. En este caso sólo será de interés en CBT el tramo de gráfica comprendido entre $k = 0,2$ y $k = 1$, pues es donde interviene el ambiente agresivo. Se ha señalado otra línea de puntos en $k = 0,6$ para dar idea de la diferencia que aparece entre los tramos de interés en función

del valor inicial de la sollicitación β . En efecto, en el caso particular $\beta = 0,2$ la velocidad del valor medio espacial de la tensión hidrostática presenta valores positivos y negativos a lo largo del proceso de sollicitación en el ambiente agresivo, mientras que en el caso $\beta = 0,6$ la variable en cuestión presenta un valor negativo prácticamente constante a lo largo del proceso de sollicitación en el ambiente agresivo, es decir desde $k=0,6$ hasta $k=1$. Vemos que, para conocer la influencia del valor β de la sollicitación dada por (66) sobre la velocidad del valor medio espacial de la tensión hidrostática, se debe tomar el tramo de la Fig. 49 comprendido entre el valor de $k = \beta$ y $k = 1$.

En la Fig. 51 se muestra la velocidad del valor medio espacial de la tensión hidrostática para $\beta = 0,2$ con diferentes velocidades de aplicación de la sollicitación tales que $\alpha = 0,25; 0,50; 1; 2$ y 4 (s^{-1}).

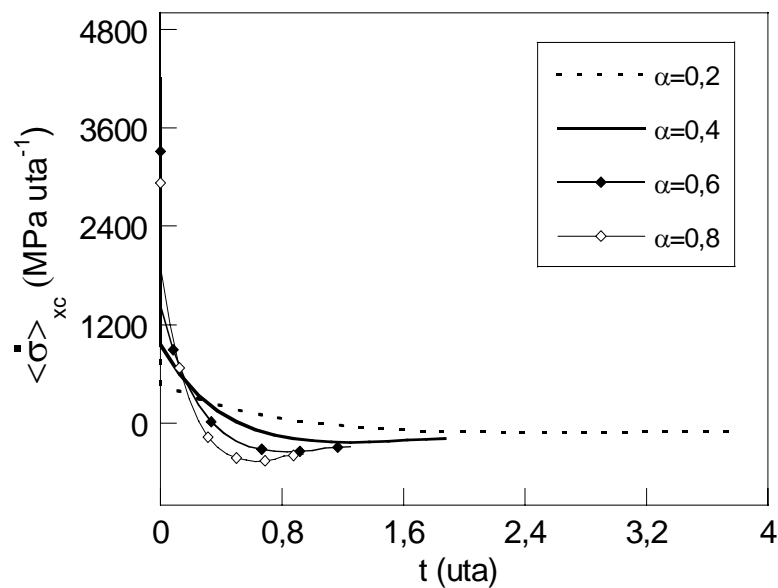


Fig. 51. Velocidad del valor medio espacial de la tensión hidrostática delante del frente de fisura en la configuración deformada, $\langle \dot{\sigma} \rangle_{xc}$, versus tiempo para distintas sollicitaciones lineales de la forma $k = \alpha t + 0,2$.

En la Fig. 52 se muestra la velocidad del valor medio espacial de la tensión hidrostática en cuestión para $\beta = 0,6$ y distintos valores de α . A la vista de la diferencia entre los resultados encontrados para la velocidad del valor medio en cuestión en los casos $\beta = 0,6$ y $0,2$ es difícil hallar una relación entre ellos, lo que se esperaba a la vista de las grandes diferencias entre tramos de la gráfica de la Fig. 49 que resultan de considerar únicamente los valores de $k > 0,2$ o $k > 0,6$, respectivamente.

También se analiza la influencia de solicitaciones de la forma $k = k(t) = t^q$. Se considera el tiempo de sollicitación 1 uta. Como casos concretos se analizan los valores $q = 1/4, 1/3, 1/2, 1, 2, 3$ y 4 que se presentan en la Fig. 53.

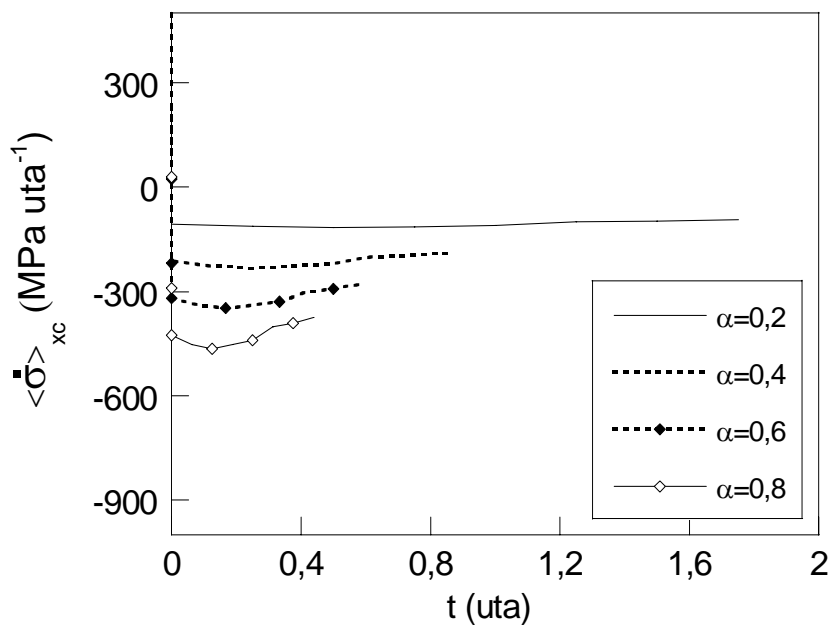
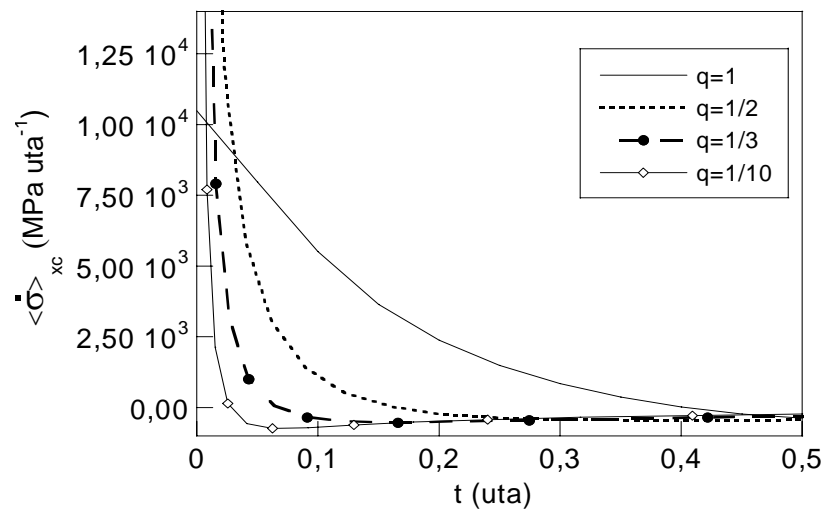
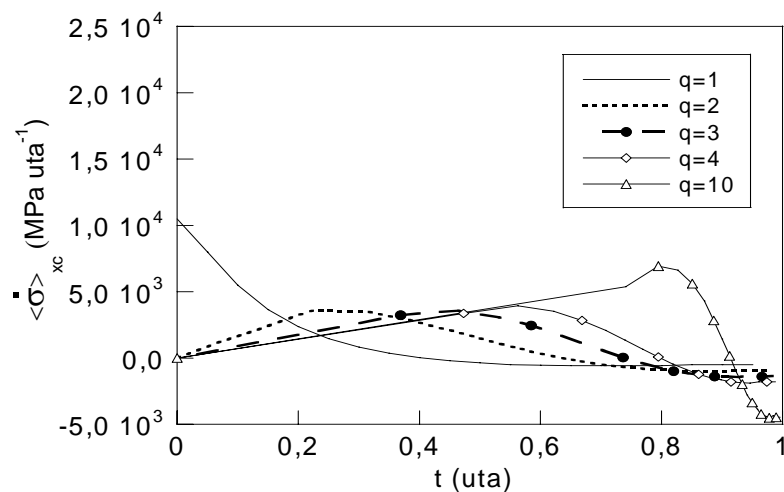


Fig. 52. Velocidad del valor medio espacial de la tensión hidrostática delante del frente de fisura en la configuración deformada, $\langle \dot{\sigma} \rangle_{xc}$, versus tiempo para distintas sollicitaciones lineales de la forma $k = \alpha t + 0,6$.



(a)



(b)

Fig. 53. Derivada temporal del valor medio espacial de la tensión hidrostática delante del frente de fisura en la configuración deformada, $\langle \dot{\sigma} \rangle_{xc}$, versus tiempo para las sollicitaciones indicadas de la forma $k(t) = t^q$. Caso (a) para $q \leq 1$ y caso (b) para $q \geq 1$.

3.5. Velocidad del valor medio delante del frente de fisura del gradiente de tensión hidrostática

Se analiza la velocidad del valor medio del gradiente de la tensión hidrostática en la zona delante del frente de la fisura. Dicho gradiente contribuye a la fuerza motriz de la difusión de hidrógeno en el metal, conforme a la ecuación del flujo de hidrógeno (11), como se expone en otros estudios (VAN LEEUWEN, 1974; TORIBIO y KHARIN, 1997). Esta variable se denotará por $\langle \nabla \sigma \rangle_{xc}$.

El valor medio del gradiente de tensión hidrostática sobre la zona de daño por hidrógeno, $\langle \nabla \sigma \rangle_{xc}$, se calcula a partir de la distribución de dicha variable delante de la punta de la fisura $\sigma(x)$ conforme a la ecuación (29).

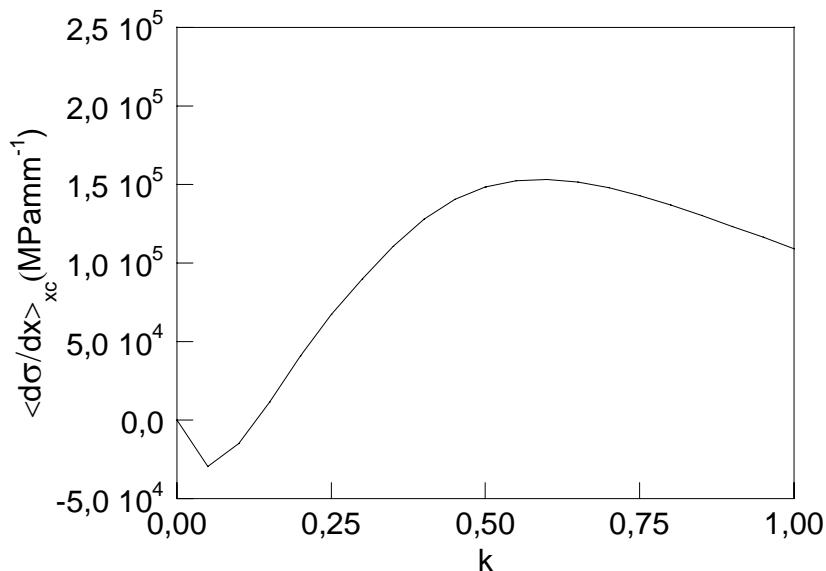


Fig. 54. Valor medio espacial del gradiente de tensión hidrostática delante del frente de fisura en la configuración deformada, en función de k ($0 \leq x \leq 8 \mu\text{m}$).

En la Fig. 54 se representa el valor medio espacial del gradiente de tensión hidrostática en la zona delante de la punta de la fisura para puntos $0 \leq x \leq 8 \mu\text{m}$, en la configuración

deformada, en función de k . Dicho gradiente presenta un mínimo local de valor negativo para un valor relativamente pequeño de k y un máximo positivo para un valor intermedio de k .

En la Fig. 55 se presenta la derivada respecto de k del valor medio espacial del gradiente de la tensión hidrostática sobre la zona delante del frente de fisura, en la configuración deformada, en función de k . En ella se observa que dicho valor medio en función de k comienza con valores negativos en los primeros momentos de la sollicitación, para hacerse posteriormente positivo y de nuevo negativo en los valores mayores de $k \approx 0,5$. El citado valor medio presenta un máximo local de valor positivo.

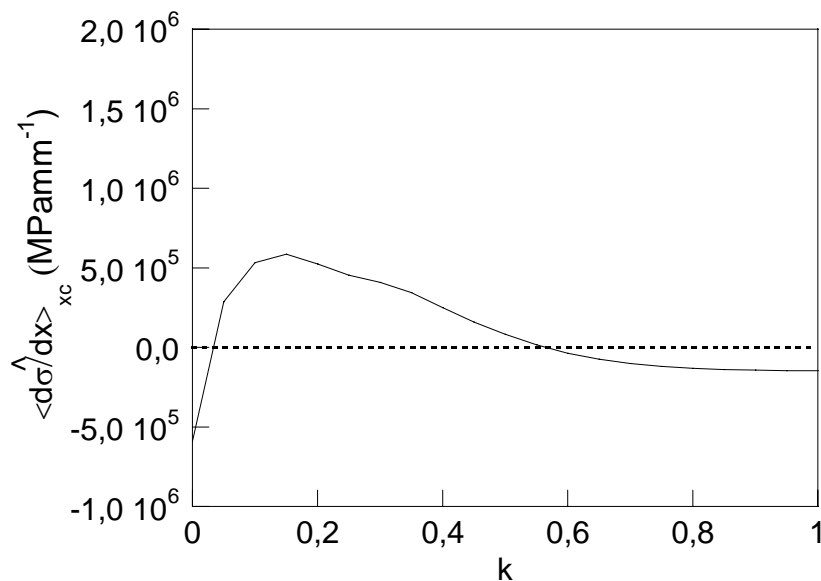


Fig. 55. Derivada en función de k del valor medio espacial del gradiente de tensión hidrostática delante del frente de fisura, en la configuración deformada, en función de k .

Una vez obtenida la derivada respecto a k del valor medio en cuestión, $\langle \hat{\nabla}\sigma \rangle$, se analiza el efecto que produce un conjunto de funciones de la forma $k = k(t)$,

representativas de diferentes trayectorias temporales, sobre la velocidad del valor medio espacial del gradiente de tensión hidrostática.

En primer lugar se analiza la sollicitación a velocidad constante dada por (68), obteniéndose la solución general:

$$\frac{\partial \langle \nabla \sigma \rangle_{xc}}{\partial t} = \frac{\partial \langle \nabla \sigma \rangle_{xc}}{\partial k} \alpha. \quad (93)$$

En la Fig. 56 se representan los casos $\alpha = 0,25; 0,50; 1; 2$ y 4 (uta^{-1}) para mostrar la evolución que manifiesta la variable en estudio.

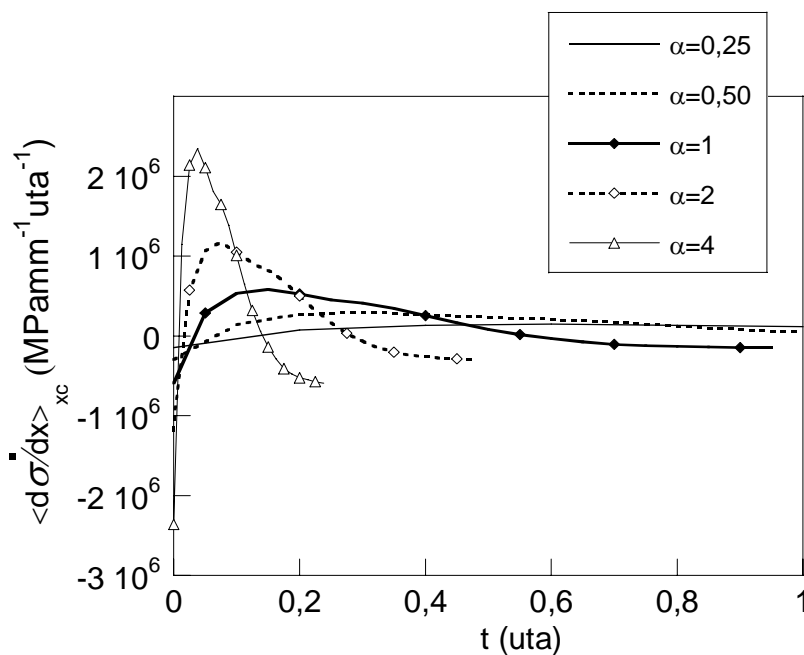
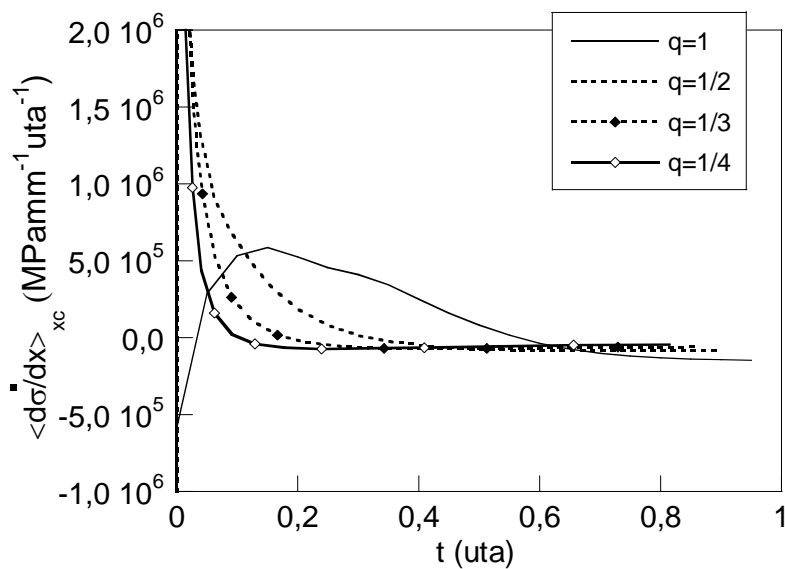


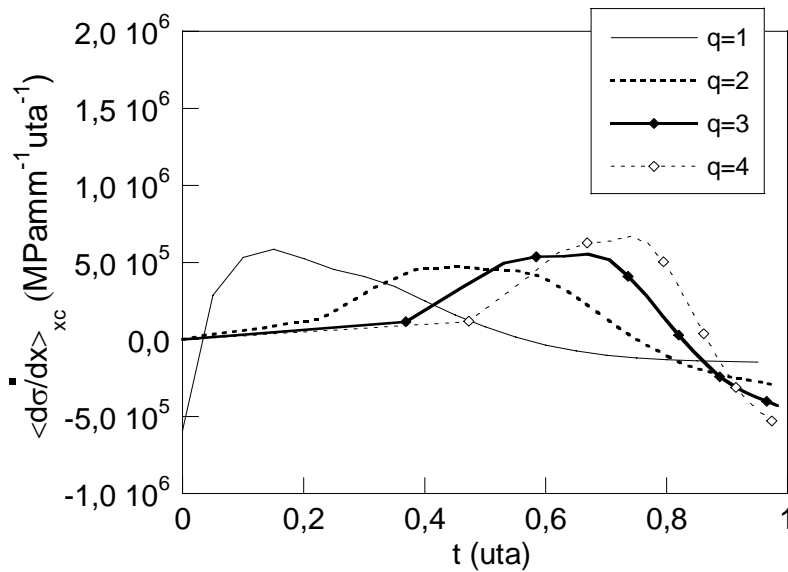
Fig. 56. Velocidad del valor medio espacial del gradiente de tensión hidrostática delante del frente de fisura, en la configuración deformada, *versus* tiempo para distintas sollicitaciones a velocidad constante (diferentes valores de α).

Se observa que, a medida que aumenta la velocidad de sollicitación, aumenta la velocidad del valor medio en cuestión, y además se adelanta el tiempo para el cual se produce el valor máximo.

También se estudia la influencia de sollicitaciones de la forma $k = k(t) = t^q$. Se considera como tiempo de sollicitación 1 uta. Como casos concretos se analizan los valores $q = 1/4, 1/3, 1/2, 1, 2, 3$ y 4 que se representan en la Fig. 57. Se observa que modificando la sollicitación se puede conseguir variar no sólo el valor de la velocidad del valor medio en cuestión, sino también la forma de la gráfica, adelantando o retrasando el tiempo para el cual se produce el máximo.



(a)



(b)

Fig. 57. Velocidad del valor medio espacial del gradiente de la tensión hidrostática delante del frente de fisura, en la configuración deformada, *versus* tiempo, para distintas sollicitaciones de la forma $k(t) = t^q$. Caso (a) para $q \leq 1$ y caso (b) para $q \geq 1$.

3.6. Velocidad del valor medio delante del frente de fisura de la deformación plástica equivalente

La deformación plástica equivalente juega un papel significativo en la ecuación (11) que gobierna el flujo de hidrógeno por difusión. Se representa en la Fig. 58 el valor medio espacial de la deformación plástica equivalente que se usará para obtener la velocidad de la variable en cuestión conforme a la expresión general (34). Dicho cálculo se realizó teniendo en cuenta la definición dada en la expresión (26). El procedimiento de integración involucrado en la relación (26) se realizó a partir de los valores nodales de la variable en cuestión (ε_{eq}^p) obtenidos mediante la técnica de procesamiento incorporada en el código MEF utilizado, acompañada de su interpolación lineal. En la Fig. 59 se

representa la derivada respecto de k del valor medio espacial de la deformación plástica equivalente delante del frente de fisura. Su comportamiento es monótono creciente para todo valor de k .

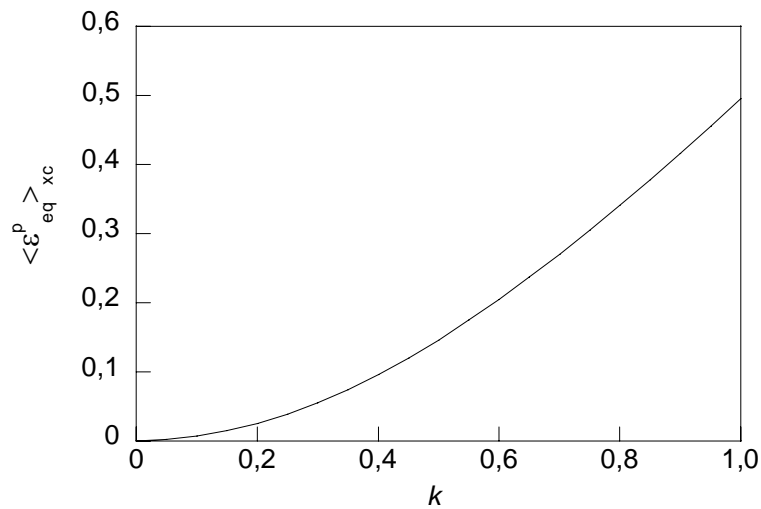


Fig. 58. Valor medio espacial de la deformación plástica equivalente delante del frente de fisura, en la configuración deformada, *versus* el parámetro de sollicitación k .

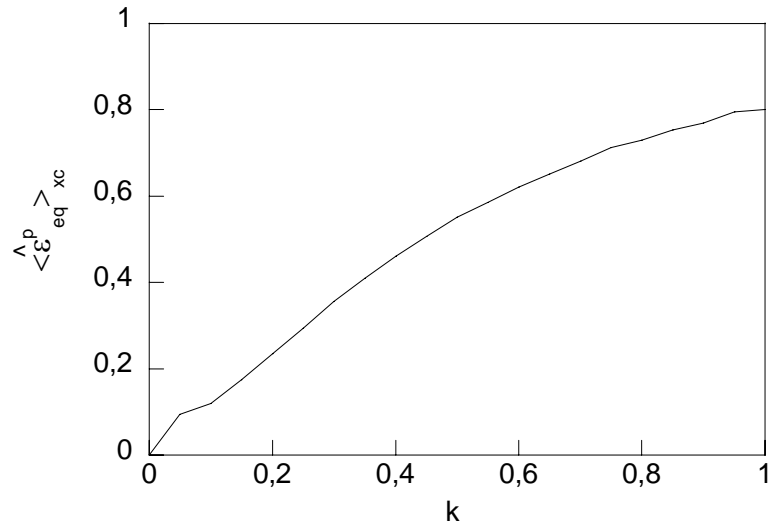


Fig. 59. Derivada respecto de k del valor medio espacial de la deformación plástica equivalente delante del frente de fisura, en la configuración deformada, *versus* el parámetro de sollicitación k .

Se analiza a continuación el efecto en la velocidad del valor medio en cuestión $\langle \dot{\epsilon}_{eq}^p \rangle_{x_c}$ que producen diversas trayectorias temporales de la forma $k = k(t)$.

La solución general para el caso de sollicitación a velocidad constante se obtiene por aplicación de la relación genérica (34), conduciendo a

$$\langle \dot{\epsilon}_{eq}^p \rangle_{x_c} = \langle \hat{\epsilon}_{eq}^p \rangle_{x_c} \alpha. \quad (94)$$

Se analizan los casos $\alpha = 0,25; 0,50; 1; 2$ y 4 ut^{-1} que se representan en la Fig. 60, donde se puede apreciar que en todos los casos aparece un comportamiento monótono creciente.

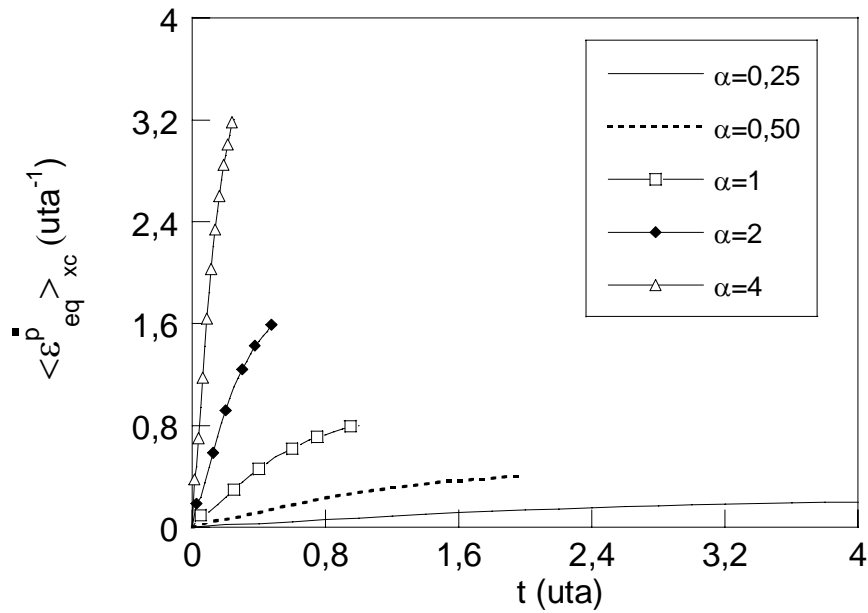
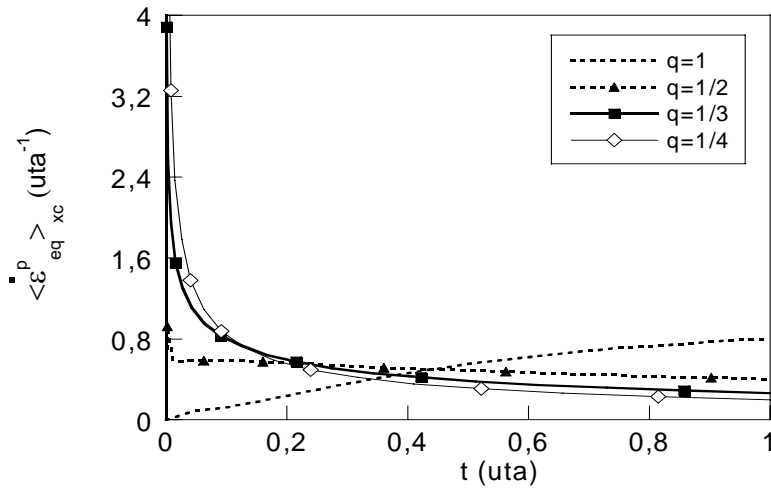
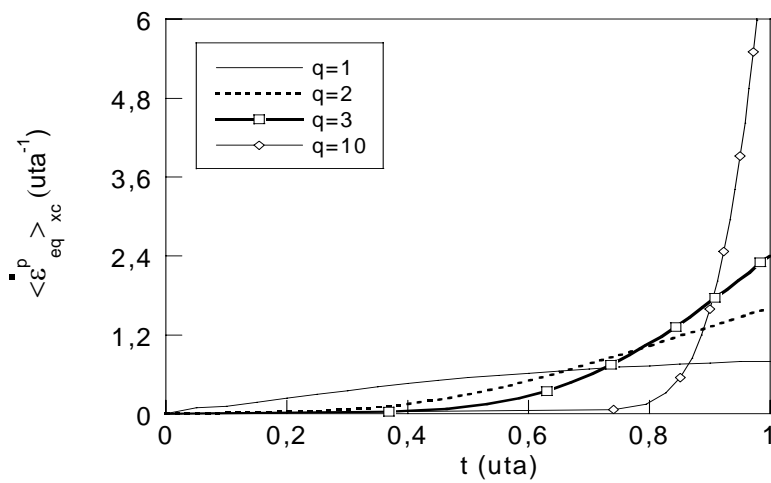


Fig. 60. Derivada temporal del valor medio espacial de la deformación plástica equivalente delante del frente de fisura, en la configuración deformada, *versus* tiempo para distintas solicitaciones de la forma $k(t) = \alpha t$.

También se analiza la influencia de solicitaciones de la forma $k(t) = t^q$. Se considera el tiempo de sollicitación 1 uta. Como casos concretos se analizan los valores $q = 1/4, 1/3, 1/2, 1, 2, 3$ y 4 que se presentan en la Fig. 61.



(a)



(b)

Fig. 61. Derivada temporal del valor medio espacial de la deformación plástica equivalente delante del frente de fisura, en la configuración deformada, *versus* tiempo para distintas sollicitaciones de la forma $k(t) = t^q$: (a) $q \leq 1$ (b) $q \geq 1$.

Se puede observar en la Fig. 61 que variando el valor de q se puede conseguir que la gráfica sea creciente o decreciente así como obtener los mayores valores de dicha derivada temporal al principio o al final del ensayo.

3.7. Velocidad del valor máximo de la tensión normal al plano de la fisura delante del frente de la misma

En el contexto de los procesos de CBT las variables mecánicas relevantes a *nivel local* (en la punta de la fisura) serán las tensiones y las deformaciones. En lo que se refiere a las tensiones parece razonable que el valor máximo de la componente de la tensión normal al plano de la fisura delante del frente de la misma tenga importancia, por ser potencial causante de la rotura en ambiente de hidrógeno. Dentro del marco de análisis de las derivadas temporales de las variables mecánicas clave en CBT desarrollado en esta Tesis se halla el valor máximo, σ_{yy+} , para cada k , en los puntos delante del frente de la fisura en su plano, en la configuración deformada.

Para centrar el estudio de la velocidad de la variable σ_{yy+} analizada, en la Fig. 62 se presenta la distribución delante del frente de la fisura de la tensión normal al plano de la fisura σ_{yy} para cuatro valores equiespaciados del parámetro de sollicitación k .

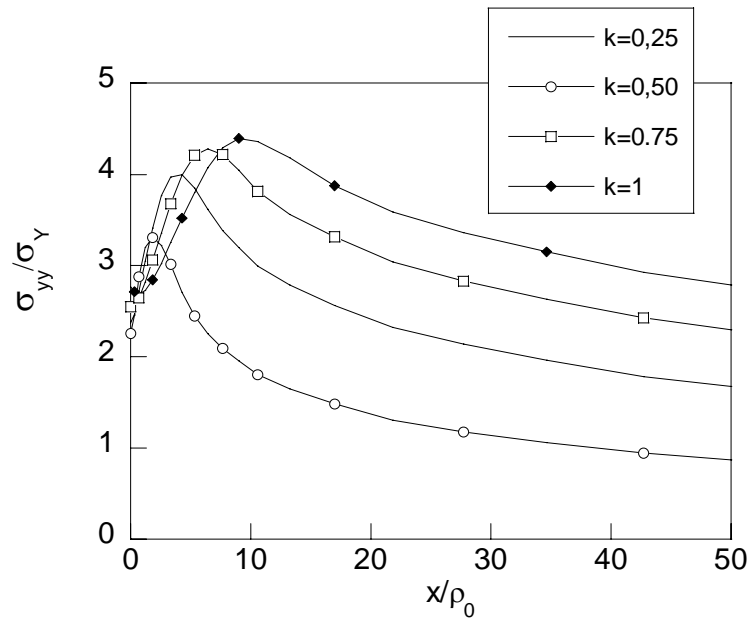


Fig. 62. Distribución de la tensión normal al plano de la fisura delante del frente de la misma, para diferentes valores de k .

La Fig. 62 muestra unos resultados muy similares a los de la Fig. 46 para la tensión hidrostática y también se observa, como en aquella figura, que para cada valor de k existe un valor máximo de la variable σ_{yy} . Dicho valor máximo se obtendrá en función de k dando como resultado los valores que se representan en la Fig. 63.

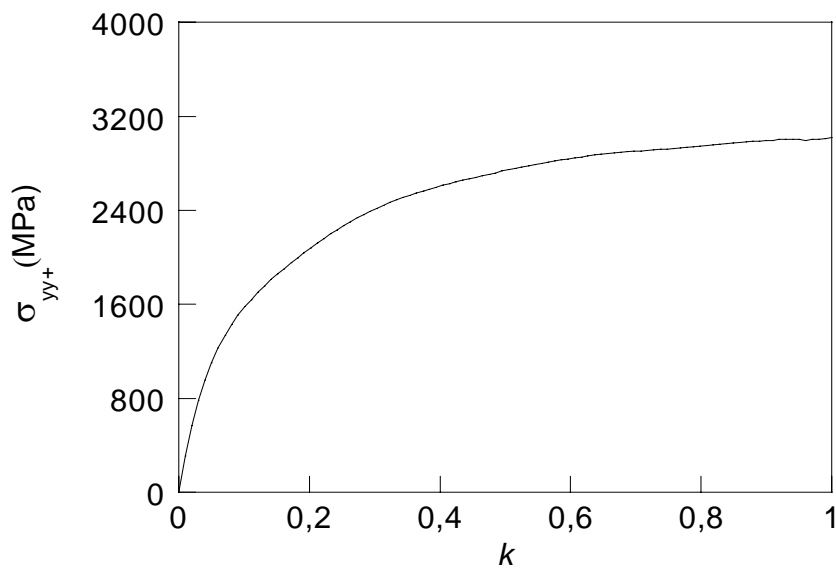


Fig. 63. Evolución durante la sollicitación monótona (k) del valor máximo de la tensión normal al plano de la fisura delante del frente de la misma.

En la Fig. 64 se representa la derivada respecto a k del valor máximo de la componente de la tensión en cuestión, *versus* el parámetro de sollicitación k . En dicha figura se observa un comportamiento monótono decreciente de la variable representada frente a k .

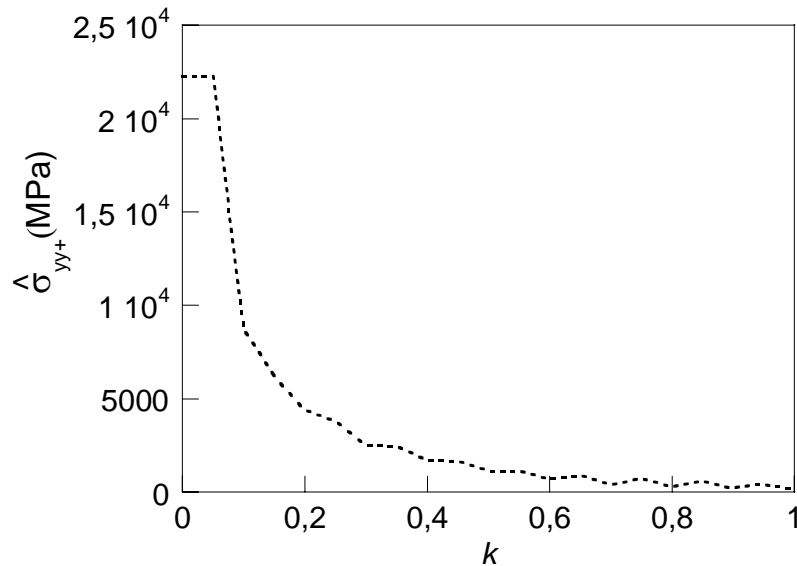


Fig. 64. Derivada respecto a k del valor máximo de la componente de la tensión normal al plano de la fisura delante del frente de la misma, durante la sollicitación monótona.

Se analiza a continuación el efecto en la derivada temporal $\dot{\sigma}_{yy+}$ que producen distintas trayectorias de sollicitación, de la forma que se obtienen por aplicación de la relación genérica (34) a esta variable.

El resultado para el caso sollicitación a velocidad constante ($k = \alpha t$) dado por (68) conduce a

$$\dot{\sigma}_{yy+} = \hat{\sigma}_{yy+} \alpha. \quad (95)$$

En la Fig. 65 se representan los datos para los casos $\alpha = 0,25; 0,50; 1; 2$ y 4 ut^{-1} y se aprecia un comportamiento monótono creciente de la velocidad en cuestión.

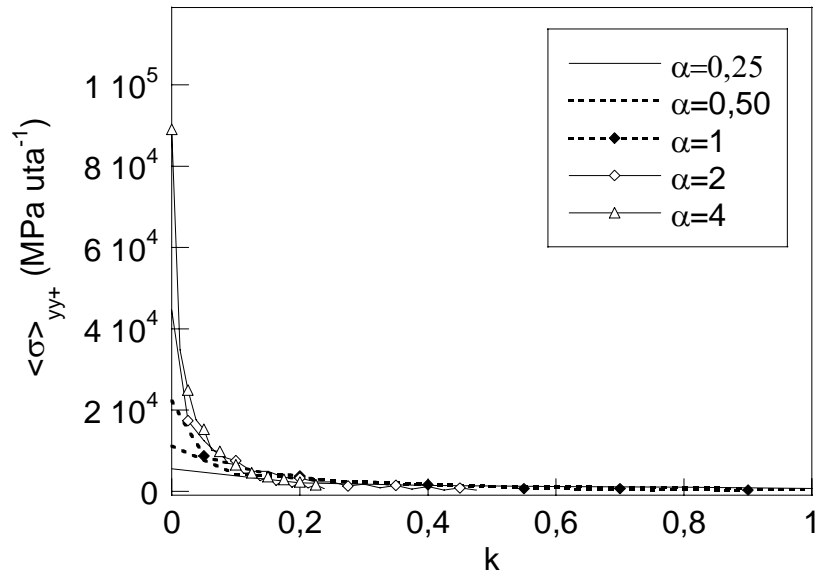
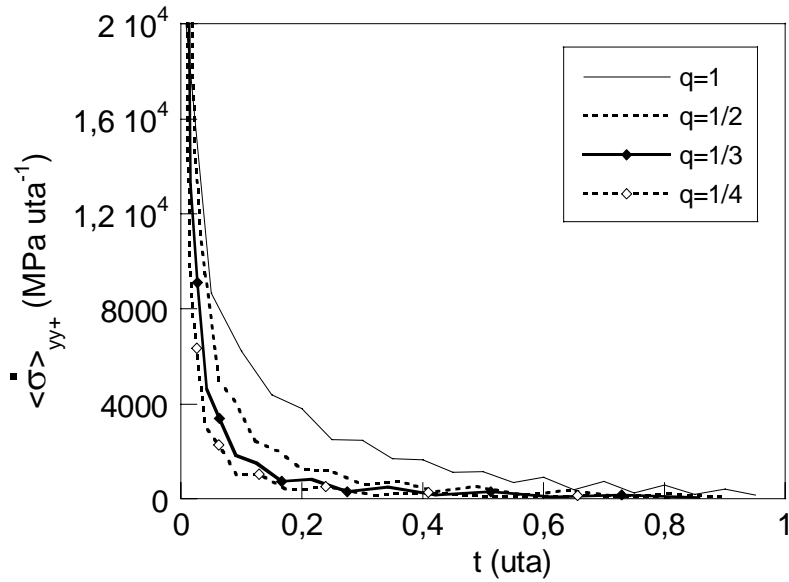


Fig. 65. Velocidad del valor máximo de la tensión normal al plano de la fisura delante del frente de la misma, *versus* el parámetro de sollicitación k , para velocidad de sollicitación constante.

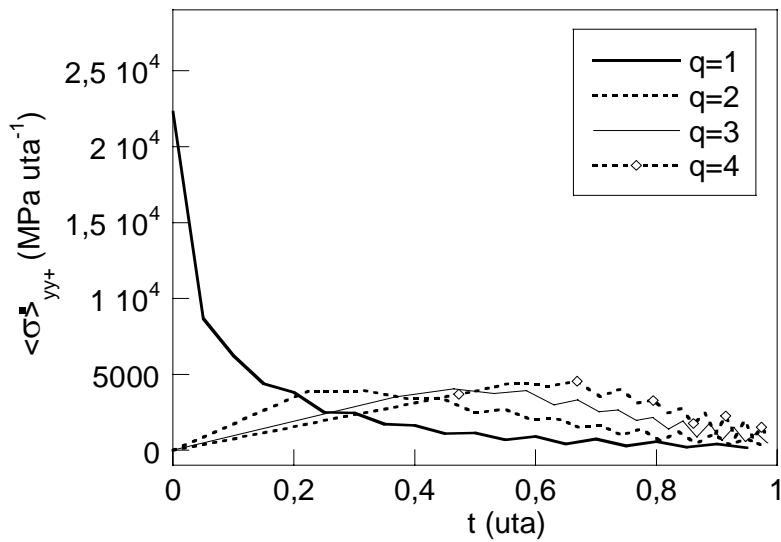
También se analiza la influencia de sollicitaciones de la forma $K_r = K_r(t) = t^q$. Se considera el tiempo de sollicitación 1 uta.

Como casos concretos se analizan los valores $q = 1/4, 1/3, 1/2, 1, 2, 3$ y 4 que se presentan en la Fig. 66.

Se observa que las gráficas cambian de modo considerable, pudiendo pasar a ser crecientes durante gran parte del ensayo para valores $q > 1$ en vez de ser decrecientes a lo largo de todo el ensayo, como sucede en el caso de $q \leq 1$.



(a)



(b)

Fig. 66. Velocidad del valor máximo de la tensión normal al plano de la fisura delante del frente de la misma, *versus* el parámetro de sollicitación k , para sollicitaciones de la forma $k(t) = t^q$. Caso (a) para $q \leq 1$ y caso (b) para $q \geq 1$.

4. INFLUENCIA DE LA PREFISURACIÓN POR FATIGA EN LAS VARIABLES CINEMÁTICAS CLAVE EN LA CBT

Se estudia en esta sección la influencia de la prefisuración por fatiga sobre las componentes mecánicas del fenómeno de CBT a partir de la influencia que tiene la prefisuración en los campos tensodeformacionales en torno al extremo de la fisura, en particular en sus características cinemáticas en cuestión, ya consideradas en los capítulos anteriores:

- deformación natural en el punto extremo de la fisura,
- deformación ingenieril en el punto extremo de la fisura,
- valor medio sobre la zona afectada por hidrógeno de la deformación plástica equivalente en la zona delante del frente de la fisura,
- valor medio sobre la zona afectada por hidrógeno de la deformación ingenieril en la zona delante del frente de la fisura,
- tensión hidrostática en el punto extremo de la fisura, valor medio sobre la zona afectada por hidrógeno de la tensión hidrostática en la zona delante del frente de la fisura,
- valor medio sobre la zona afectada por hidrógeno del gradiente de la tensión hidrostática,
- máxima tensión normal en el plano de la fisura delante del frente de la misma sobre la zona afectada por hidrógeno.

El proceso de análisis a seguir será el mismo que el empleado en los apartados anteriores, con la diferencia de que se utilizarán como datos de partida los resultados de simulación del problema elastoplástico de contorno en la fase de sollicitación monótona posterior a la precarga cíclica que se indica en la Fig. 12.

En todos los casos en la fase de sollicitación monótona después de la precarga cíclica se aplicó la misma velocidad constante de sollicitación, siendo por ello $\dot{k} = cte$. Por ello en el cálculo de la velocidad de una variable genérica tensodeformacional según (34) el factor $dk/dt = \dot{k}$ será el mismo para cualquier nivel de sollicitación aplicado en la

precarga cíclica. Así la diferencia que pueda aparecer en la velocidad de las variables tensodeformacionales en cuestión de un caso de precarga a otro se deberá exclusivamente al término $\hat{\chi}$, de acuerdo con la relación genérica (34), es decir la información necesaria para el análisis de la velocidad de una variable genérica tensodeformacional $\dot{\chi}$ de las estudiadas en esta Tesis en función de K_{max} quedará recogida en el término $\hat{\chi}$. Los datos de partida de las variables tensodeformacionales proceden en todos los casos de la solución mediante el MEF del problema elastoplástico de contorno en cuestión para el material A0.

4.1. Efecto de la precarga cíclica sobre la velocidad de deformación natural en el punto extremo de la fisura

Una vez resuelto el problema elastoplástico de contorno aplicando el MEF para las sollicitaciones indicadas en la Fig. 12, se obtuvo la deformación natural en el punto extremo de la superficie de la fisura para la sollicitación monótona posterior a cada régimen de precarga cíclica. Dicha deformación natural se presenta en la Fig. 67, en la que se ha añadido el caso en el que no hubo precarga cíclica ($K_{max}/K_{IC} = 0$) a efectos de referencia. Se representa la deformación ε_{yy} puesto que en el punto extremo de la fisura (punto material A de la Fig. 5) dicha deformación es la misma que la deformación en la dirección tangente a la propia superficie de la fisura en tal punto.

Se observa que, a mayor valor de K_{max}/K_{IC} en la precarga cíclica, mayor es el valor de la deformación inicial (para k próximo a cero) mientras que, para valores de k próximos a la unidad, la diferencia entre la deformación para distintos niveles de prefisuración es menor. Para el mayor nivel de precarga cíclica ($K_{max}/K_{IC} = 0,80$) se producen las mayores deformaciones para cualquier valor del parámetro de sollicitación k , aspecto esperable al tratarse de deformaciones acumuladas según (57) produciéndose mayor acumulación en el caso de la precarga más intensa.

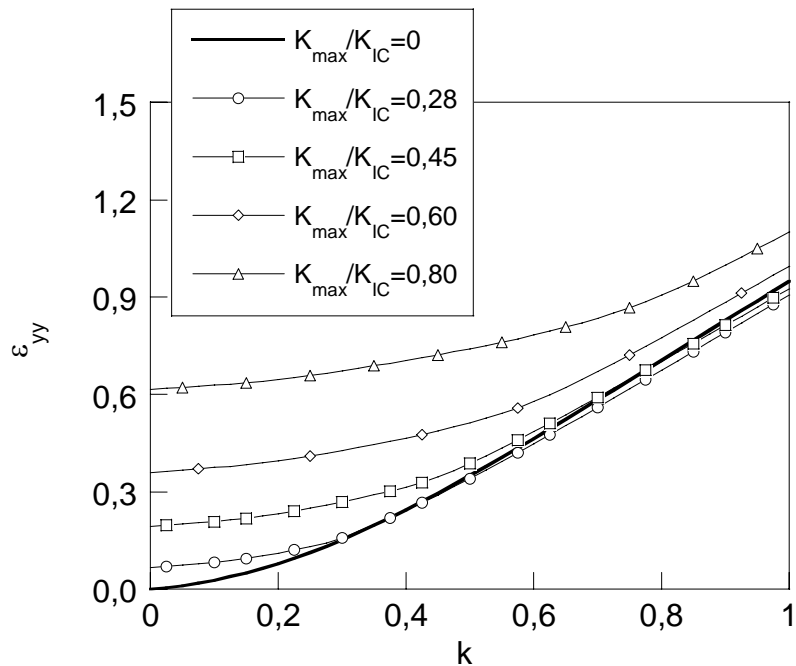


Fig. 67. Deformación natural en el punto extremo de la fisura durante la sollicitación monótona posterior a la prefisuración por fatiga para distintos valores de K_{max}/K_{IC} , en función de k

En la Fig. 68 se representa la derivada respecto del parámetro de sollicitación k de la deformación natural en cuestión.

Se observa que los mayores valores de la derivada de la deformación se obtienen, al contrario que en el caso de la deformación, para el caso de menor valor del nivel de precarga cíclica ($K_{max}/K_{IC} = 0,28$) aplicado en la etapa de prefisuración simulada. La derivada respecto de k de la deformación muestra una tendencia creciente a medida que disminuye el valor del nivel de precarga cíclica, lo cual se cumple para cualquier valor del parámetro de sollicitación.

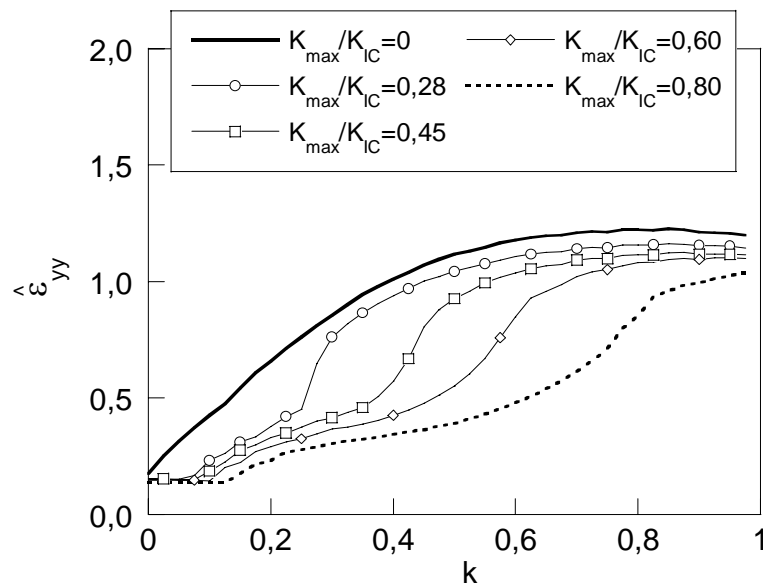


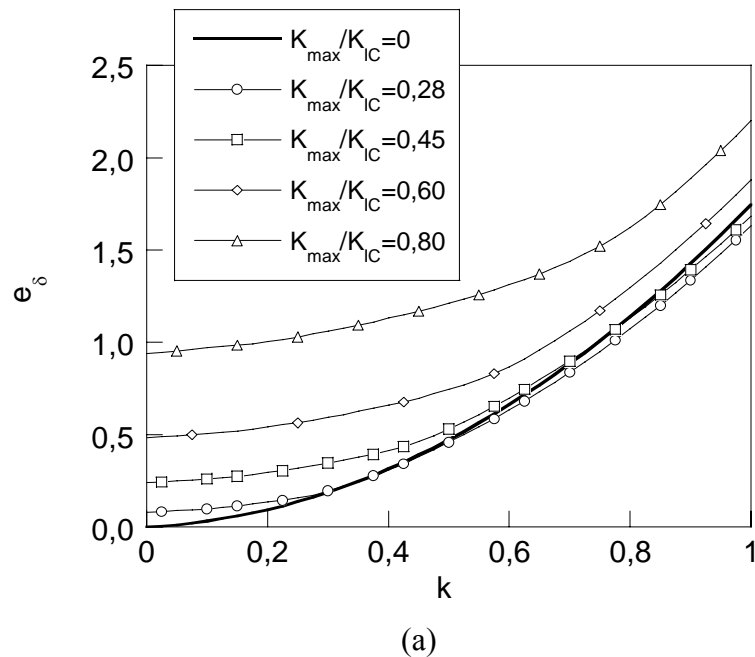
Fig. 68. Derivada respecto de k de la deformación natural en el punto extremo de la fisura durante la carga monótona posterior a la prefisuración por fatiga para distintos valores de K_{max}/K_{IC} , en función de k .

Estos resultados pueden ayudar a explicar los fenómenos observados por LANCHA (1987) en relación a que los mayores niveles de prefisuración aplicados benefician el comportamiento en CBT de los aceros perlíticos.

En efecto, según (5), a menor velocidad de deformación se tendrá menor velocidad de crecimiento de las fisuras, y por tanto menor daño, y mejor comportamiento en CBT cuando se desarrolla el mecanismo de DAL.

4.2. Efecto de la precarga cíclica sobre la velocidad de deformación ingenieril en el punto extremo de la fisura

En la Fig. 69 (a) se representa la deformación ingenieril total e_s evaluada de modo aproximado a partir del campo de desplazamientos según (54) en el punto extremo de la superficie de la fisura (punto A^0 en la Fig. 6). Además se representa en la Fig. 69 (b) la deformación ingenieril total e obtenida mediante la simple aplicación de la relación (25) a partir de los datos de la deformación natural mostrada en la Fig. 67. Se observa que prácticamente se obtiene el mismo resultado en ambos casos.



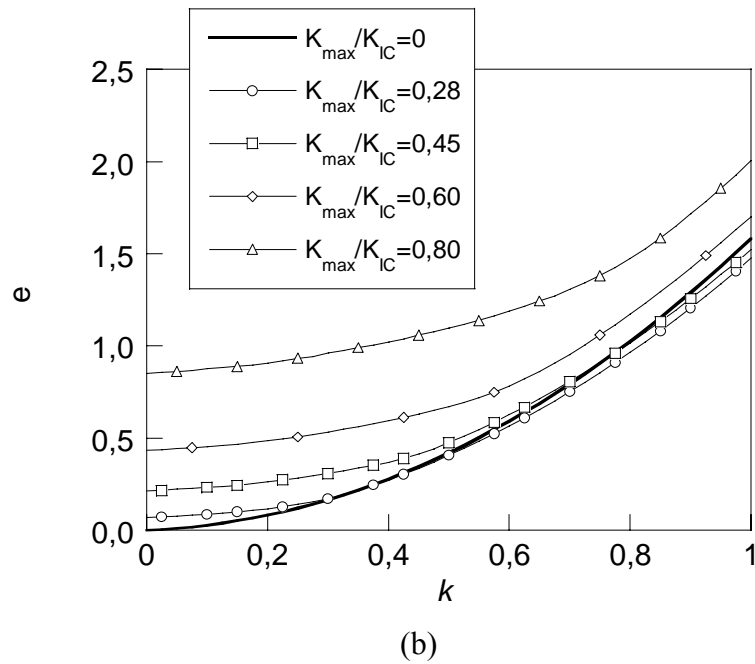
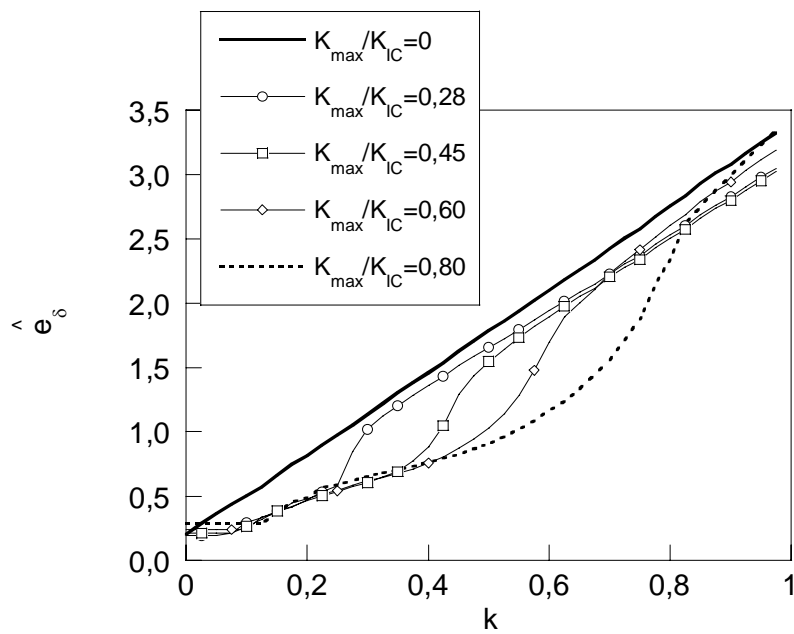


Fig. 69. Deformación ingenieril en el punto extremo de la superficie de la fisura durante la carga monótona posterior a la precarga cíclica para distintos valores de K_{max}/K_{IC} en función de k : (a) obtenida a partir del desplazamiento u_y del punto A^0 , (b) obtenida por aplicación de la relación (25) entre deformación ingenieril y natural.

En la Fig. 70 se muestra la derivada de la deformación ingenieril en cuestión, donde se aprecia que, en general, a medida que aumenta el nivel de prefisuración por fatiga disminuye la velocidad de deformación ingenieril, como sucede con la velocidad de deformación natural. En la Fig. 70 (a) se representa la derivada en cuestión obtenida a partir de la Fig. 69 (a) y la Fig. 70 (b) que se ha obtenido a partir de los datos de la Fig. 69 (b).



(a)

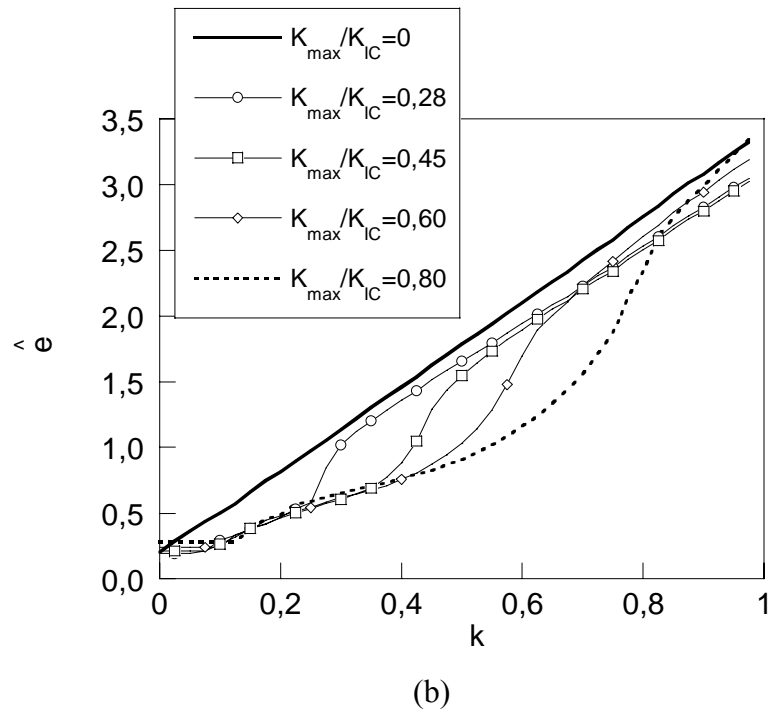


Fig. 70. Derivada de la deformación ingenieril respecto al parámetro de sollicitación k en el punto extremo de la fisura durante la sollicitación monótona posterior a la precarga cíclica para distintos valores de K_{max}/K_{IC} en función de k : (a) obtenida a partir del desplazamiento u_y del punto A^0 , (b) obtenida por aplicación de la relación (25) entre deformación ingenieril y natural.

4.3. Efecto de la precarga cíclica sobre la velocidad de la tensión hidrostática en el punto extremo de la fisura

Teniendo en cuenta las consideraciones comentadas al comienzo del Apartado 4 de este capítulo se obtuvo, a partir de la solución mediante el MEF del problema elastoplástico de contorno en cuestión, la tensión hidrostática en función del parámetro de sollicitación k durante la carga monótona posterior a la precarga cíclica.

En la Fig. 71 se representa dicha tensión hidrostática para los cuatro casos de prefisuración por fatiga analizados, y se incluye el caso sin precarga a efectos de referencia.

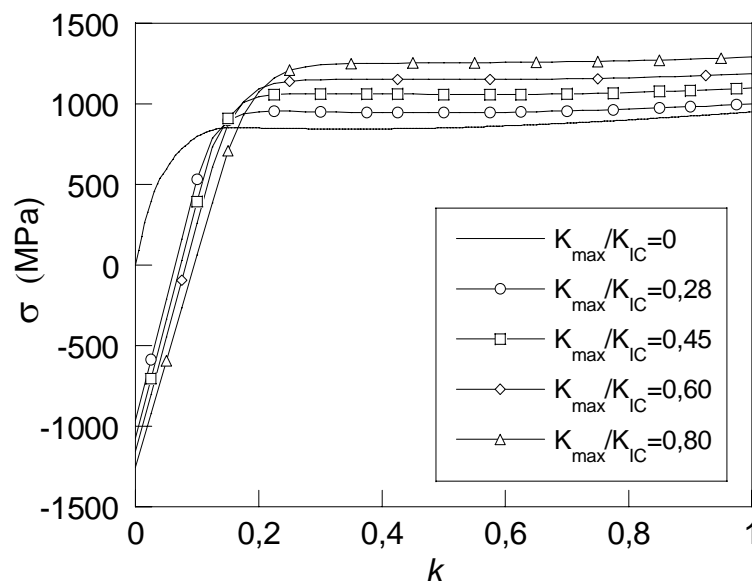


Fig. 71. Tensión hidrostática en el punto extremo de la fisura durante la sollicitación monótona posterior a la prefisuración por fatiga para distintos valores de K_{max}/K_{IC} .

En la Fig. 72 se representa la derivada respecto de k de la tensión hidrostática, $\hat{\sigma}$, durante la carga monótona posterior a la precarga cíclica. Por haberse realizado dicha carga monótona posterior a la prefisuración con la misma velocidad de sollicitación en todos los casos, se tendrá según (91) que $\hat{\sigma} \propto \dot{\sigma}$, lo que permite el estudio de la velocidad de la tensión hidrostática mediante el análisis de la derivada respecto al parámetro de sollicitación k .

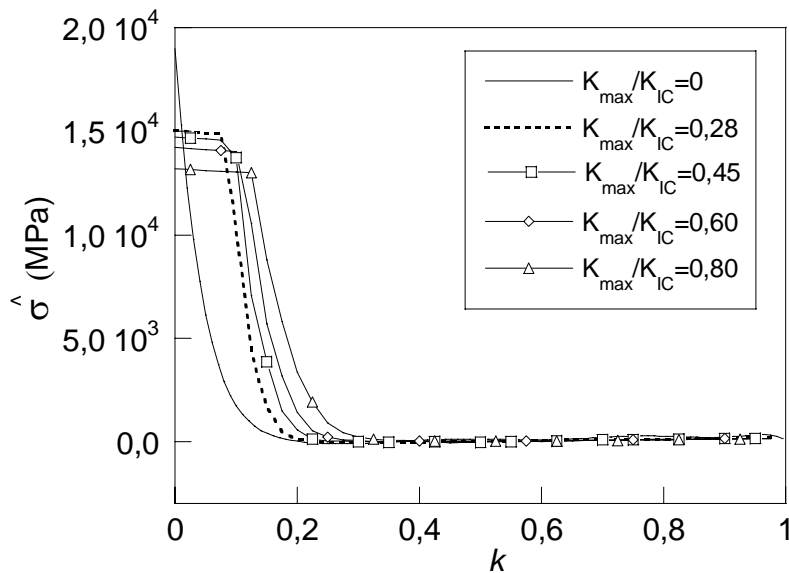


Fig. 72. Derivada respecto de k de la tensión hidrostática en el punto extremo de la fisura durante la carga monótona posterior a la prefisuración por fatiga para distintos valores de K_{max}/K_{IC} en función de k .

Se observan pequeñas diferencias en $\hat{\sigma}$ en función del nivel de prefisuración empleado. De este modo, dicha variable no parece relevante, salvo en los primeros instantes del cálculo. Se observa que en esos instantes es mayor el valor cuanto menor es el nivel de prefisuración, pero progresivamente, hasta $k \approx 0,3$ se va haciendo mayor cuanto más

elevado es el nivel de precarga cíclica. A partir del citado valor no se aprecian diferencias significativas.

4.4. Efecto de la precarga cíclica sobre la velocidad del valor medio espacial de la tensión hidrostática

Como antecedente al resultado que se mostrará en este apartado se representará la distribución de la tensión hidrostática delante del frente de fisura para varios instantes en el transcurso del proceso de sollicitación monótona posterior a la precarga cíclica, tal y como se indica en la Fig. 73. Se ha tomado uno cualquiera de los niveles de prefisuración utilizados en los cálculos para dar una idea de la evolución de la variable en estudio. Se ha elegido el valor $K_{max}/K_{IC} = 0,28$.

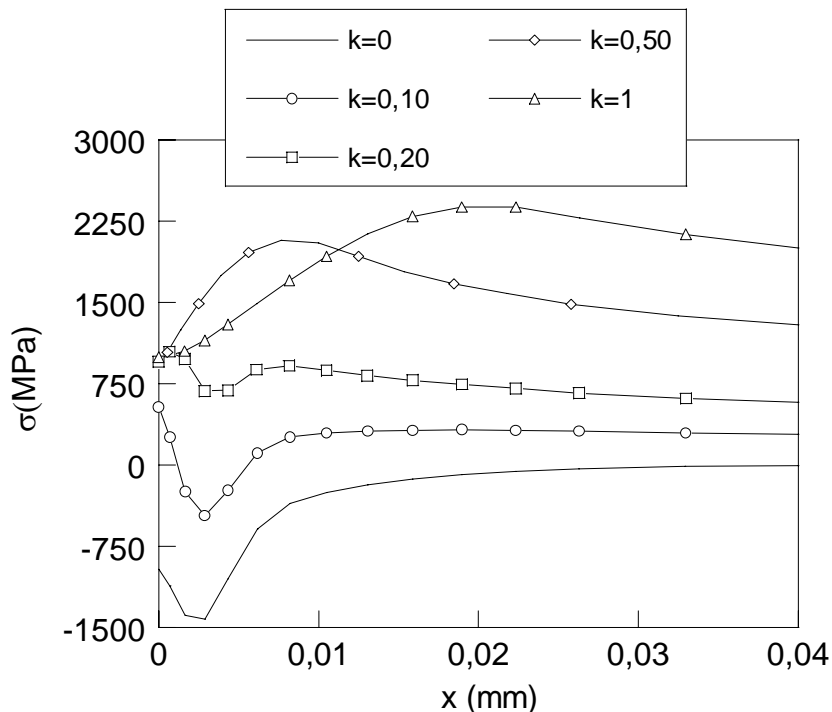


Fig. 73. Tensión hidrostática posterior a la prefisuración con $K_{max}/K_{IC}=0,28$ durante la carga monótona después de la prefisuración por fatiga, para distintos valores del parámetro adimensional de carga k .

En la Fig. 74 se representa la distribución a lo largo del proceso de carga monótono posterior a la precarga cíclica del valor medio espacial de la tensión hidrostática, para los cuatro casos de prefisuración por fatiga analizados, donde también se incluye el caso sin precarga a efectos de referencia.

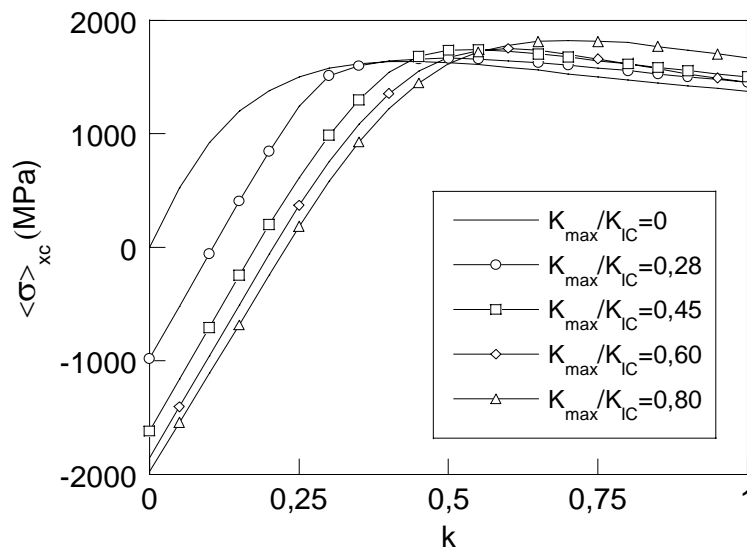


Fig. 74. Valor medio de la tensión hidrostática en la zona delante del frente de la fisura durante la carga monótona posterior a la prefisuración por fatiga para distintos valores de K_{max}/K_{IC} .

Los cálculos se realizaron según el procedimiento descrito en el Apartado III.3.4 teniendo en cuenta la expresión (27) donde el valor medio en cuestión se obtuvo promediando el valor de la tensión hidrostática en el intervalo $0 \leq x \leq x_c = 8 \mu m$.

En la citada figura se observa que el valor medio en cuestión es notablemente mayor sin precarga hasta valores del parámetro de sollicitación aproximadamente, $k \approx 0,5$, siendo menor a partir de dicho valor. Algo similar sucede con el valor medio en cuestión en casos de prefisuración: para valores pequeños del parámetro de sollicitación es mayor cuanto menor intensidad de sollicitación se ha dado en la precarga cíclica. Sin embargo esta tendencia cambia a partir de un valor próximo a $k \approx 0,5$.

En la Fig. 75 se representa la derivada respecto de k del valor medio de la tensión hidrostática $\langle \hat{\sigma} \rangle_{xc}$ obtenida por derivación numérica a partir de los resultados de la tensión hidrostática. En la figura en cuestión se aprecian variaciones claras especialmente entre el nivel más bajo y el más alto de sollicitación aplicado en la prefisuración, más marcadas en general en la zona de la gráfica de valores de $0,2 \leq k \leq 0,7$ aproximadamente. En la citada figura se observa que a medida que aumenta el valor K_{max}/K_{IC} aplicado en la precarga cíclica aumenta el valor de la velocidad del valor medio de la tensión hidrostática.

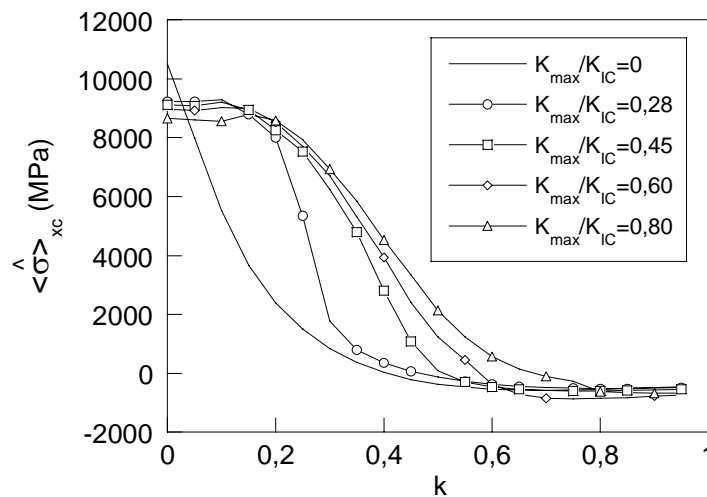


Fig. 75. Derivada respecto de k del valor medio de la tensión hidrostática en la zona delante del frente de la fisura durante la carga monótona posterior a la prefisuración por fatiga para distintos valores de K_{max}/K_{IC} .

4.5. Efecto de la precarga cíclica sobre la velocidad del valor medio del gradiente de la tensión hidrostática

En la Fig. 76 se muestra la evolución del valor medio del gradiente de tensión hidrostática en la zona delante del frente de la fisura expresado en términos de k . Este promedio se calculó según la definición dada por la expresión (29) utilizando la interpolación lineal de la variable en cuestión obtenida en nodos mediante el procedimiento de post-procesado incorporado en el código del MEF utilizado.

En la Fig. 76 se observa que el valor medio del gradiente en cuestión disminuye a medida que aumenta el nivel de prefisuración, con la excepción del caso donde $K_{max}/K_{IC} = 0$ y 0,28 hasta valores de parámetro de sollicitación $k \approx 0,15$ donde se invierte la tendencia.

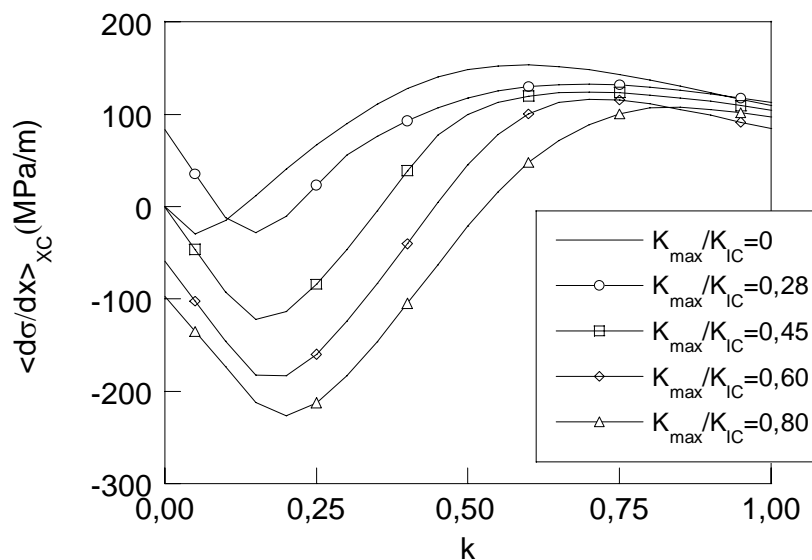


Fig. 76. Evolución del valor medio del gradiente de tensión hidrostática en la zona delante del frente de la fisura durante la carga monótona posterior a la prefisuración por fatiga para distintos valores de K_{max}/K_{IC} .

En la Fig. 77 se ha representado la evolución de la derivada respecto a k del valor medio del gradiente en cuestión para niveles indicados de precarga cíclica.

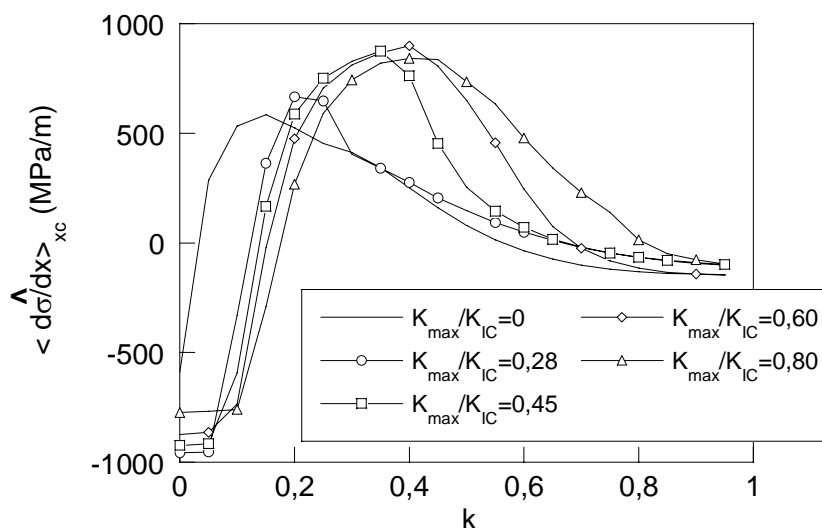


Fig. 77. Evolución de la derivada respecto de k del valor medio del gradiente de tensión hidrostática en la zona delante del frente de la fisura durante la carga monótona posterior a la prefisuración por fatiga para distintos valores de K_{max}/K_{IC} .

En la Fig. 77 se puede ver que en el caso que se ha aplicado precarga cíclica con $K_{max}/K_{IC} = 0,80$ el valor de la derivada del valor medio en cuestión y, por tanto, según la expresión (34), la velocidad del valor medio del gradiente de la tensión hidrostática resulta ser menor que en el resto de los casos (salvo en valores elevados del parámetro de sollicitación ($k \geq 0,5$ aproximadamente) donde en algunos casos ya habrá tenido lugar la rotura). En general, para niveles mayores de prefisuración, la velocidad del valor medio del gradiente es menor lo cual podría contribuir a explicar la mayor dificultad en el transporte de hidrógeno por difusión asistida por las tensiones y el menor daño observado en estos casos en las observaciones experimentales en aceros perlíticos donde, a medida que disminuye el nivel de prefisuración, aumenta el daño en régimen de FAH.

4.6. Influencia sobre la derivada temporal del valor medio de la deformación plástica equivalente

En este apartado se analiza la influencia de los distintos niveles de prefisuración sobre la derivada temporal del valor medio espacial de la deformación plástica equivalente promediado a lo largo de la zona delante de la punta de la fisura de tamaño $x_c=8\mu\text{m}$. Los datos de partida se obtuvieron a partir de la solución mediante el MEF del problema elastoplástico de contorno en cuestión para la deformación plástica equivalente en función del parámetro de sollicitación k durante la carga monótona posterior a la precarga cíclica para los distintos niveles de prefisuración analizados en esta Tesis. En la Fig. 78 se representa dicha deformación plástica equivalente para los cuatro casos de prefisuración indicados, donde también se ha incluido el caso sin precarga para servir de referencia.

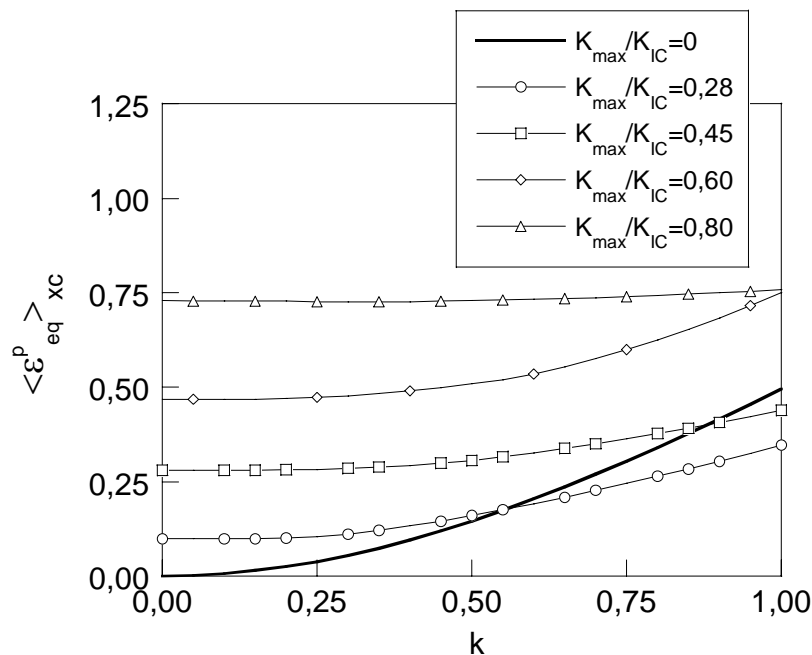


Fig. 78. Valor medio de la deformación plástica equivalente en la zona delante del frente de la fisura durante la sollicitación monótona posterior a la prefisuración por fatiga para distintos valores de K_{max}/K_{IC} en función de k .

En la Fig. 79 se representa la derivada respecto de k del valor medio de la deformación plástica equivalente obtenida mediante derivación numérica, como se hizo en casos anteriores.

La tendencia es similar a la presentada por la derivada respecto de k de la deformación natural en el punto extremo de la fisura, (Fig. 68), es decir, a medida que aumenta el nivel de prefisuración por fatiga decrece la derivada respecto de k del valor medio de la deformación plástica equivalente. No obstante, como excepción al comportamiento general comentado, el caso $K_{max}/K_{IC}=0,60$ no sigue la misma tendencia que el resto de casos.

Estos resultados, a excepción del comportamiento en el caso $K_{max}/K_{IC}=0,60$ pueden contribuir a explicar los resultados experimentales ya comentados (TORIBIO y LANCHA, 1996).

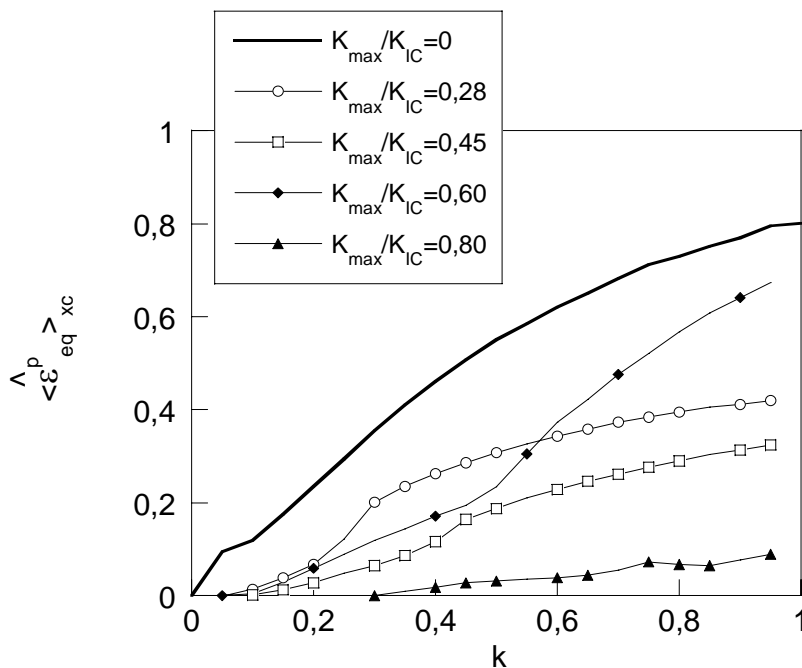


Fig. 79. Derivada respecto de k del valor medio de la deformación plástica equivalente en la zona delante del frente de la fisura bajo sollicitación monótona después de prefisuración por fatiga para los valores indicados de K_{max}/K_{IC} .

4.7. Influencia sobre la velocidad del valor máximo de la tensión normal al plano de la fisura delante del frente de la misma

Para analizar la velocidad del valor máximo de la tensión normal al plano de la fisura delante del frente de la misma, $\dot{\sigma}_{yy+}$, según los niveles de precarga cíclica, se presenta en primer lugar el valor máximo de la tensión en cuestión. Para ello se han tomado los resultados de la solución aproximada por MEF del problema elastoplástico de contorno para cada uno de los niveles de precarga cíclica aplicados.

En la Fig. 80 se presenta la distribución del citado valor máximo a lo largo de la zona delante del frente de fisura para los instantes que se indican del proceso de sollicitación monótono posterior a la precarga cíclica. A efectos de la representación gráfica se ha elegido el caso $K_{max}/K_{IC}=0,28$.

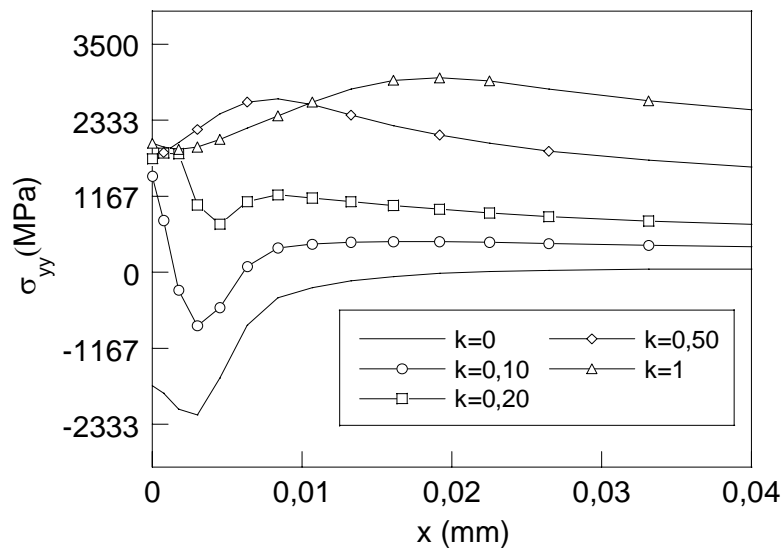


Fig. 80. Valor máximo de la componente de la tensión normal al plano de la fisura delante del frente de la misma durante la carga monótona posterior a la prefisuración por fatiga con $K_{max}/K_{IC}= 0,28$ para los valores indicados del parámetro de sollicitación k .

En la figura Fig. 80 se observa que el máximo de la tensión normal al plano de la fisura varía en función del parámetro de sollicitación y , aunque sólo se muestra gráficamente el comportamiento en el caso $K_{max}/K_{IC} = 0,28$, sucede algo similar en el resto de los casos de precarga cíclica analizados.

En la Fig. 81 se representa, para los distintos niveles de prefisuración aplicados, el valor máximo de la tensión normal en la zona delante de la fisura en función del parámetro de sollicitación.

En dicha figura se observa que, a medida que aumenta el nivel de carga aplicado en la prefisuración, disminuye el valor máximo de la tensión normal en cuestión, si bien a partir de $k \approx 0,2$ los valores del citado máximo de la tensión normal apenas muestran diferencias en función de los niveles de prefisuración aplicados.

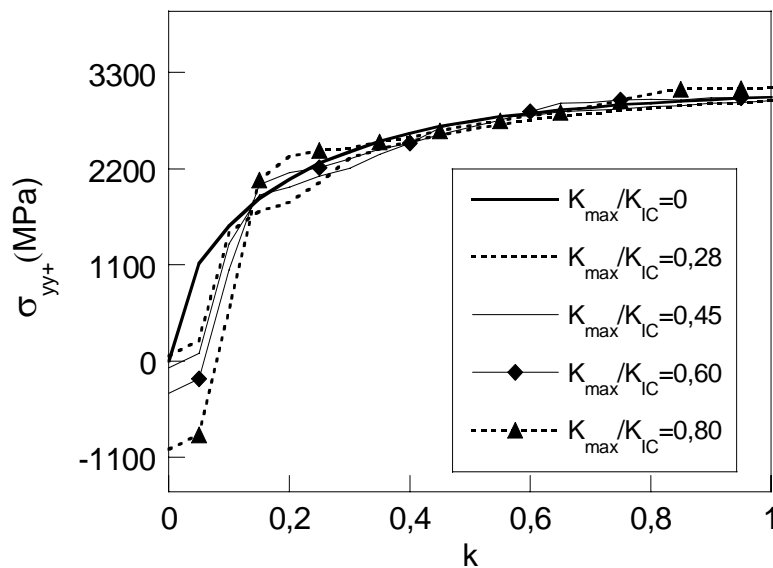


Fig. 81. Evolución del valor máximo de la tensión normal al plano de la fisura delante del frente de la misma durante la carga monótona posterior a la prefisuración por fatiga para distintos valores de K_{max}/K_{IC} .

En la Fig. 82 se muestra la derivada respecto de k del valor máximo de la componente de la tensión normal en cuestión durante la carga monótona posterior a la prefisuración por fatiga para el material A0 para distintos valores de K_{max}/K_{IC} . Se observa que, para valores superiores a $k \approx 0,3$, el comportamiento de la derivada es muy similar en todos los casos de precarga cíclica. Sin embargo para los valores más pequeños del parámetro de sollicitación (hasta $k \approx 0,3$) presenta un comportamiento diferenciado. En el caso sin precarga cíclica ($K_{max}/K_{IC} = 0$) la derivada es decreciente, sin embargo en los casos que se practicó precarga cíclica la derivada en cuestión presenta un máximo. Para el caso de precarga con un nivel de sollicitación $K_{max}/K_{IC} = 0,80$ se produce el mayor valor de la derivada. No se encuentra una relación entre estos resultados y los obtenidos experimentalmente (LANCHA, 1987) donde a medida que aumenta el nivel de prefisuración por fatiga disminuye el daño en CBT. Así pues, el papel de la derivada de al tensión axial en dichos fenómenos no parece ser determinante.

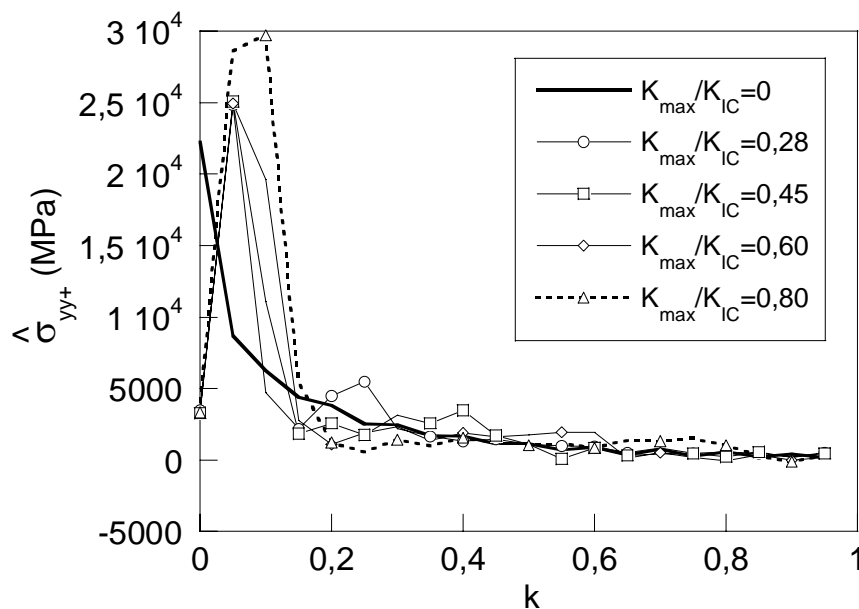


Fig. 82. Derivada respecto de k del valor máximo de la componente de la tensión normal al plano de la fisura delante del frente de la misma durante la carga monótona posterior a la prefisuración por fatiga para distintos valores de K_{max}/K_{IC} .

5. VELOCIDAD DE LAS VARIABLES MECÁNICAS CLAVE EN CBT EN EL MATERIAL A6

Hasta ahora se ha presentado el análisis de las velocidades de las variables mecánicas clave en CBT, durante la sollicitación monótona, tanto en casos de precarga cíclica como en el caso de que no haya existido tal precarga, para el material A0 (alambrón).

En este apartado se presentará el análisis de la velocidad de las variables en cuestión para el caso del material A6 (acero de pretensado). Para ello se resolvió el problema elastoplástico de contorno mediante el MEF para unas condiciones equivalentes a las realizadas en el caso del acero A0, pero modificando las propiedades mecánicas del material utilizadas para la simulación, de modo que correspondieran con las del acero A6.

Debido a que la tenacidad de fractura del material A6 es mayor que la del material A0, cuando se adimensionalice el factor de intensidad de tensiones aplicado en el material A6 dividiéndolo por la tenacidad de fractura del material A0 resultará un valor que puede ser mayor de la unidad, lo que no sucedía en el material A0.

Así k para el material A6 tomará un valor comprendido entre 0 y el cociente de la tenacidad de fractura del material A6 entre la tenacidad de fractura del material A0. El modo genérico de operar en el caso del material A6 es el mismo que el expuesto anteriormente para el caso del material A0.

5.1. Análisis de la velocidad de deformación natural en el punto extremo de la fisura en el material A6

En primer lugar se presentará la deformación natural total (plástica más elástica) en el punto extremo de la fisura para el material A6.

En la Fig. 83 se representa dicha deformación natural junto a la deformación natural en el mismo punto para el material A0 a efectos comparativos. Se calculó teniendo en cuenta que su valor se corresponde con ε_{yy} como ya se explicó anteriormente.

Se observa que dicha deformación es ligeramente mayor en el caso del material A0, siguiendo ambas un comportamiento similar, si bien el material A6 alcanza un valor mayor de la deformación natural.

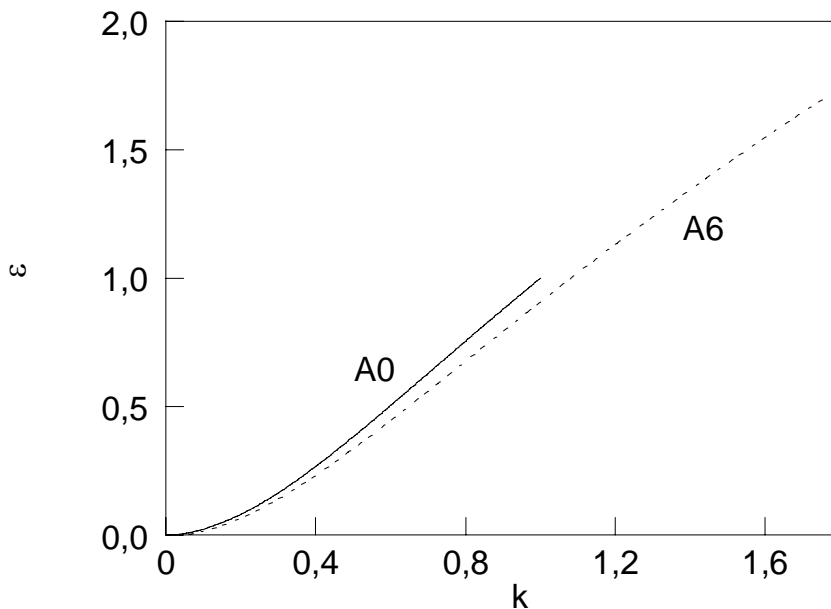


Fig. 83. Deformación natural total en el punto extremo de la superficie de la fisura durante la sollicitación monótona para los aceros A0 y A6.

En la Fig. 84 se presenta la derivada, en función del parámetro de sollicitación k , de la deformación natural total, $\hat{\varepsilon}$, en el punto extremo de la superficie de la fisura frente a k para los aceros A0 y A6.

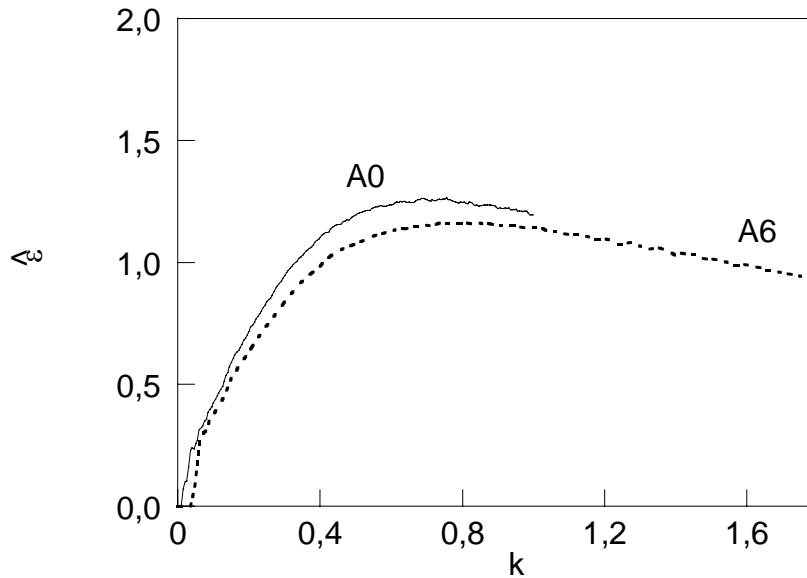


Fig. 84. Derivada en función de k de la deformación natural total, $\hat{\varepsilon}$, en el punto extremo de la superficie de la fisura durante la sollicitación monótona, para los aceros A0 y A6.

Se observa que los valores mayores de la derivada en cuestión se encuentran para el A0, si bien la evolución es similar en los dos materiales analizados, pero con alguna diferencia. En particular, el material A6 presenta un tramo de la derivada en cuestión con un valor ligeramente decreciente, siendo dicho tramo más largo que en el caso del material A0.

5.2. Análisis de la velocidad de deformación ingenieril en el punto extremo de la fisura en el material A6

Al igual que en el apartado precedente, se presenta en primer lugar (Fig. 85) la deformación ingenieril total en el punto extremo de la fisura frente al parámetro

adimensional de sollicitación k para los materiales A0 y A6. Para la obtención de esta deformación se procedió como se ha explicado anteriormente a partir de la relación (25), considerando los valores de la deformación natural presentados en la Fig. 83. Las gráficas de la Fig. 85 son muy similares, siendo superior la del material A0, al igual que sucedía con la deformación natural, lo cual es lógico, dada la relación (25) que mantienen entre ambas.

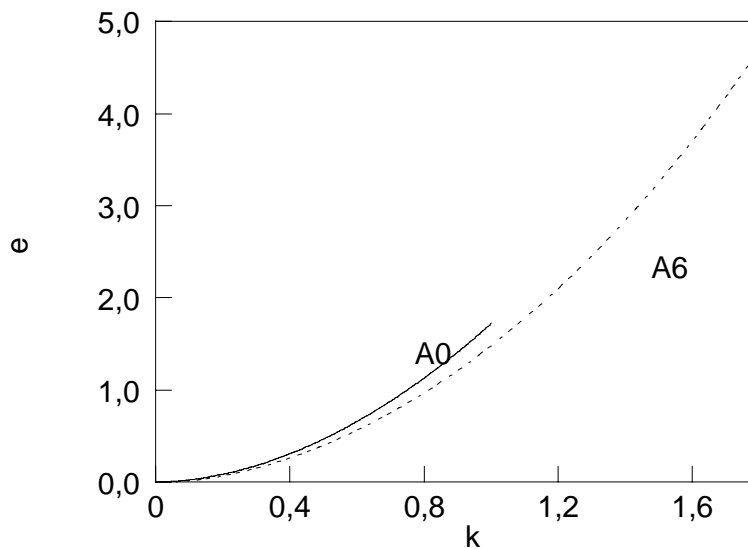


Fig. 85. Deformación ingenieril total en el punto extremo de la fisura frente a k para los aceros A0 y A6.

En la Fig. 86 se representa la derivada con respecto al parámetro adimensional de sollicitación k de la deformación ingenieril en el punto extremo de la fisura frente a k para los aceros A0 y A6.

Se observa, como en el caso anterior, que el mayor valor de la derivada en cuestión tiene lugar en el acero A0. Y no debería ser de otro modo, pues la deformación

ingenieril analizada está relacionada con la deformación natural a través de la expresión (25), explicada con anterioridad.

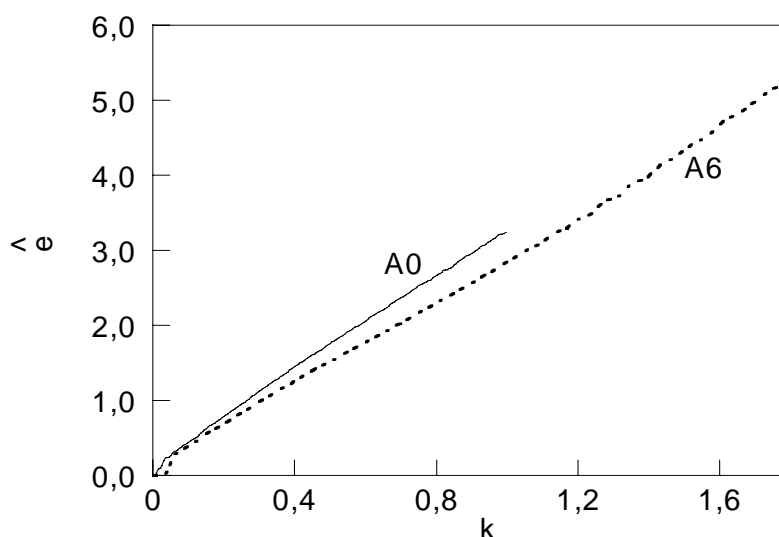


Fig. 86. Derivada con respecto a k de la deformación ingenieril en el punto extremo de la fisura frente a k para los aceros A0 y A6.

5.3. Análisis de la velocidad de la tensión hidrostática en el punto extremo de la fisura en el material A6

En primer lugar se presenta en la Fig. 87 la tensión hidrostática σ en el punto extremo de la superficie de la fisura para el material A6. También se ha incluido la misma tensión para el caso del material A0.

Se observa que los valores alcanzados por dicha magnitud son mayores en el caso del acero A6 y que zona de relativa estabilidad de la tensión hidrostática en el material A0 prácticamente desaparece en el caso del material A6 dando lugar a un comportamiento monótono creciente prácticamente lineal para valores mayores de $k \approx 0,5$.

En la Fig. 88 se representa la derivada respecto al parámetro de sollicitación k de la tensión hidrostática en el punto extremo de la fisura durante la sollicitación monótona para el material A0 y para el material A6.

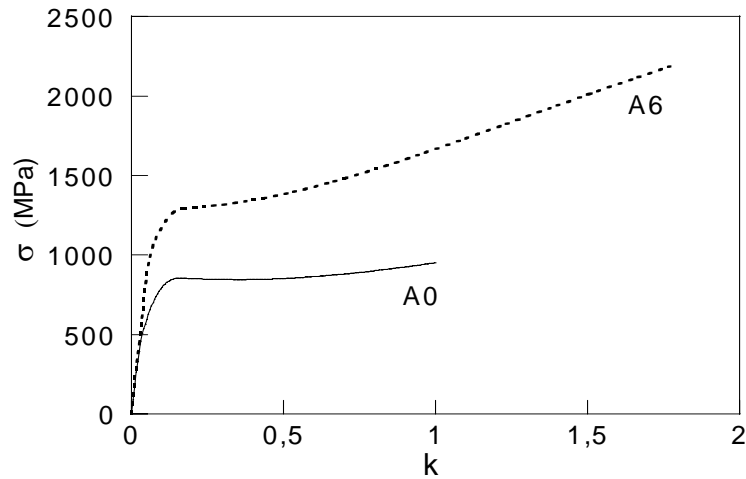


Fig. 87. Tensión hidrostática en el punto extremo de la fisura, durante la sollicitación monótona, para los aceros A0 y A6.

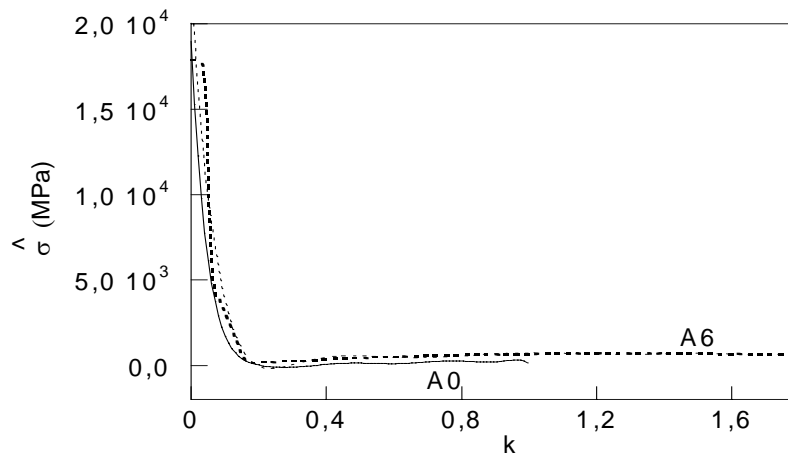


Fig. 88. Derivada respecto de k de la tensión hidrostática, en el punto extremo de la fisura, durante la sollicitación monótona, para los aceros A0 y A6.

Las derivadas respecto de k en cuestión se obtuvieron, como ya se ha explicado en apartados anteriores, a partir de la solución del respectivo problema elastoplástico de contorno aproximado mediante el MEF para cada uno de los materiales analizados.

En dicha figura se observa que las derivadas en cuestión presentan un valor muy similar en ambos materiales, siendo mayores los valores en el caso del material A6.

5.4. Análisis de la velocidad del valor medio de la tensión hidrostática en el material A6

Se presenta en primer lugar, en la Fig. 89, el valor medio de la tensión hidrostática sobre el intervalo $0 \leq x \leq x_c = 8 \mu\text{m}$, como en casos anteriores, en la configuración deformada para el material A6.

También se ha representado el valor medio en cuestión para el material A0 a efectos comparativos. Se observa que el valor medio es mayor en el material A6.

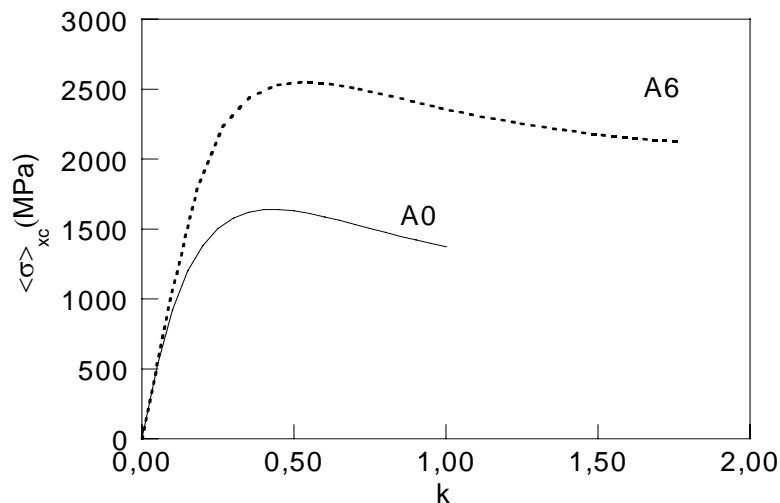


Fig. 89. Valor medio de la tensión hidrostática en la zona delante del frente de la fisura durante la carga monótona para los materiales A0 y A6.

En la Fig. 90 se representa la derivada respecto de k del valor medio de la tensión hidrostática en los materiales A0 y A6 durante el proceso de carga monótona. Para el cálculo del valor medio en cuestión se aplicó la definición dada por la ecuación (27).

En dicha figura se observa que el valor de la derivada del valor medio de la tensión es mayor en general en el caso del material A6 que en el caso del material A0, aunque para $k \approx 0,8$ las derivadas en cuestión presentan valores respectivos prácticamente iguales.

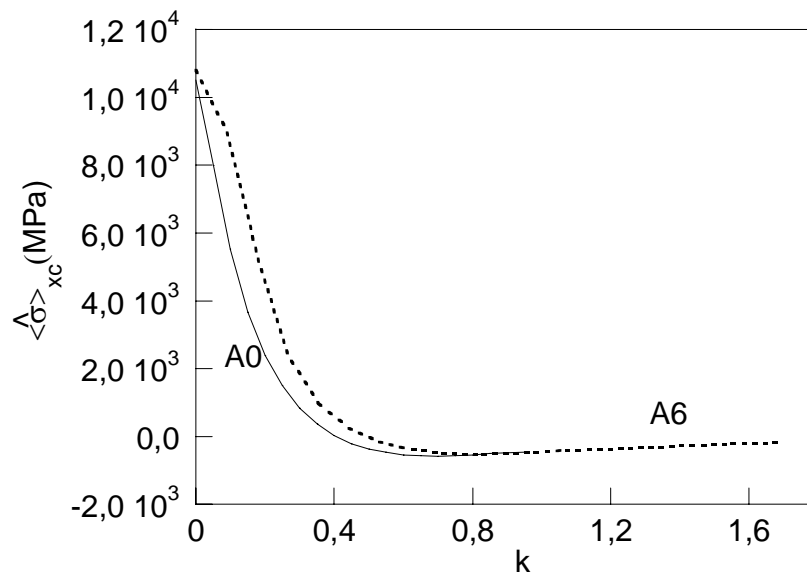


Fig. 90. Derivada respecto de k del valor medio de la tensión hidrostática en la zona delante del frente de la fisura durante la carga monótona para los materiales A0 y A6.

5.5. Análisis de la velocidad del valor medio del gradiente de la tensión hidrostática en el material A6

Se presenta en primer lugar, en la Fig. 91, el valor medio espacial del gradiente de la tensión hidrostática en el material A6, junto al citado valor medio obtenido para el material A0. Dichos valores medios se han obtenido por aplicación de la ecuación (29)

donde se ha tomado el valor $x_c = 8 \mu\text{m}$, como en casos anteriores, y dicha tensión hidrostática se ha obtenido como solución numérica aproximada mediante el MEF del problema elastoplástico de contorno en cuestión para los materiales A0 y A6.

El valor medio del gradiente es menor para el material A6 hasta $k \approx 0,3$, invirtiéndose la tendencia a partir de dicho valor. Las curvas representadas en la Fig. 91 presentan dos extremos locales (mínimo y máximo).

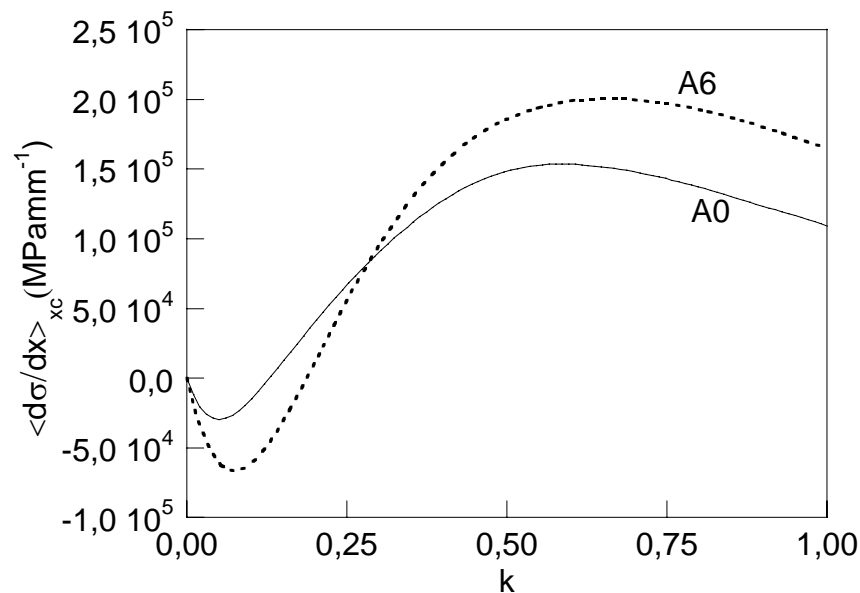


Fig. 91. Valor medio espacial del gradiente de la tensión hidrostática en la zona delante del frente de la fisura durante la carga monótona para los materiales A0 y A6.

Para analizar la velocidad del valor medio del gradiente en cuestión se procederá como en los apartados anteriores para obtener la derivada de dicho valor medio respecto al parámetro adimensional de sollicitación.

En la Fig. 92 se representa la velocidad del valor medio del gradiente de la tensión hidrostática en el material A6, donde también se ha incluido el respectivo valor medio del gradiente en cuestión para el material A0 a efectos de referencia. Se observa que los mayores valores se producen en el caso del material A6 para valores intermedios de k , mostrándose similar en el resto de los valores de k .

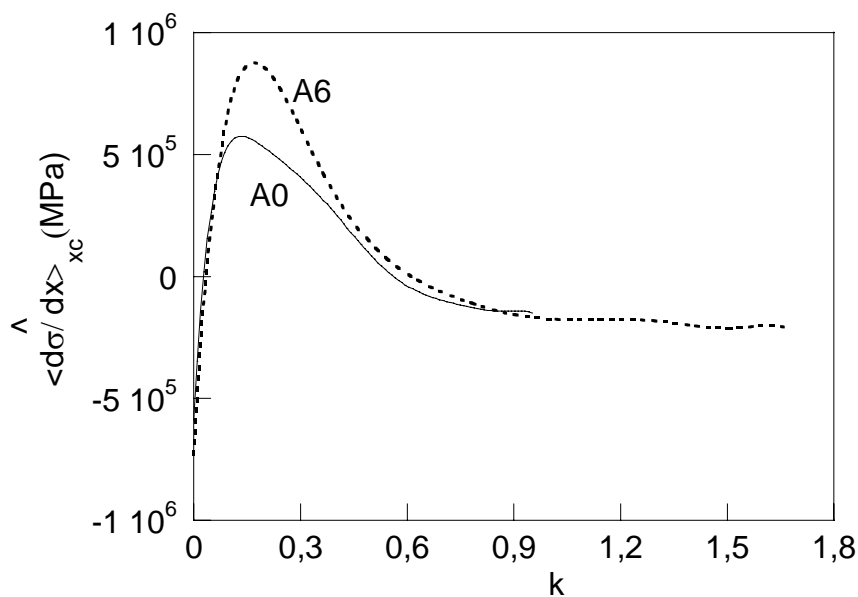


Fig. 92. Derivada respecto de k del valor medio espacial del gradiente de la tensión hidrostática en la zona delante del frente de la fisura durante la carga monótona para los materiales A0 y A6.

5.6. Análisis de la velocidad del valor medio de la deformación plástica equivalente en el material A6

En primer lugar se representa, en la Fig. 93, el valor medio de la deformación plástica equivalente en material A6, donde también se ha incluido el valor medio en cuestión para el material A0.

Se observa que el material A6 presenta un valor ligeramente mayor que el A0. La diferencia de dicho valor medio entre ambos materiales aumenta a medida que aumenta el valor del parámetro de sollicitación k . Dichos valores medios se calcularon mediante la aplicación de la ecuación (26) a los valores obtenidos del post-proceso en la solución del problema elastoplástico de contorno para los materiales A0 y A6. Se consideró el valor de $x_c=8 \mu\text{m}$ como en los casos anteriores.

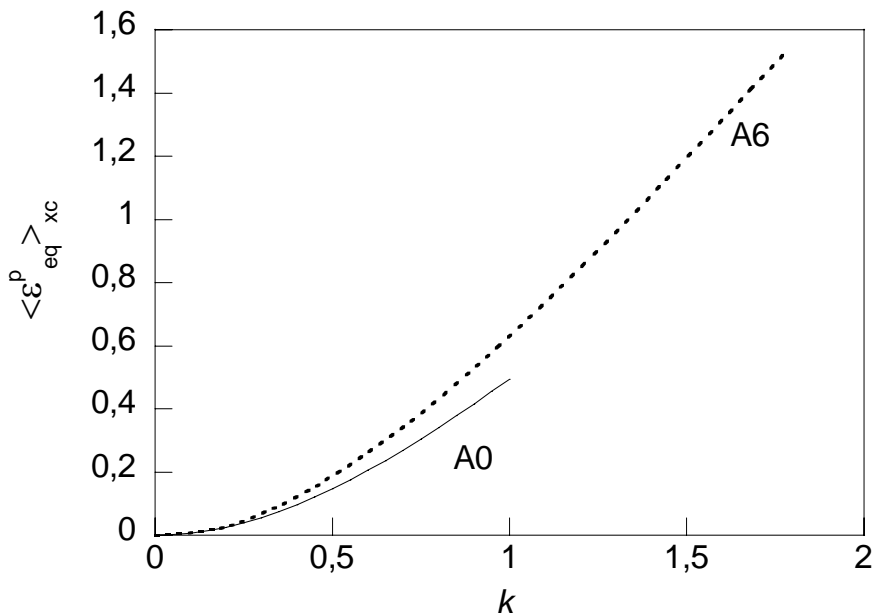


Fig. 93. Valor medio espacial de la deformación plástica equivalente en la zona delante del frente de la fisura durante la carga monótona para los materiales A0 y A6.

En la Fig. 94 se representa la derivada respecto de k del valor medio de la deformación plástica equivalente en el material A6, y se observa que es mayor que dicha magnitud en el material A0 también representado en la figura. Además, en el caso del material A6 se presenta una zona tendente a un valor más estable de la derivada en cuestión durante una parte mayor del proceso de sollicitación.

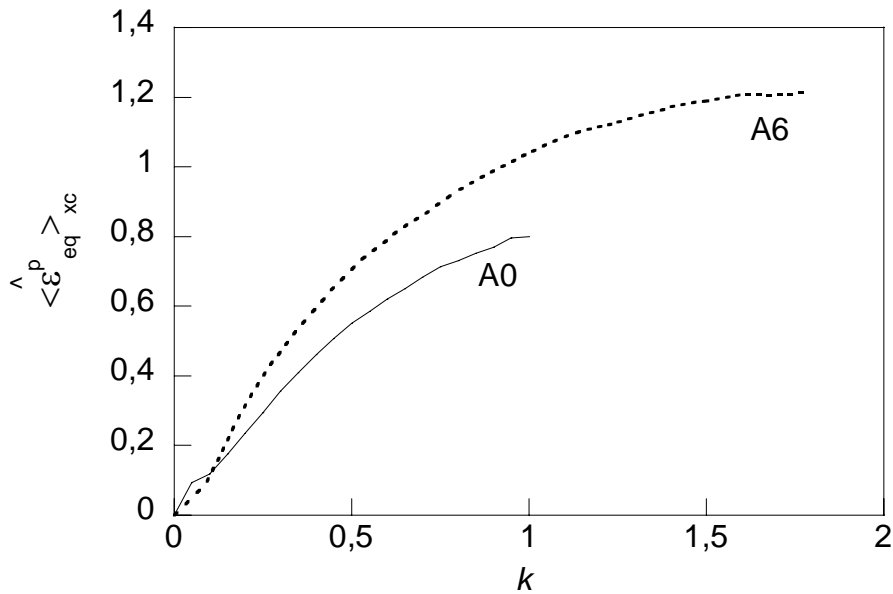


Fig. 94. Derivada respecto de k del valor medio espacial de la deformación plástica equivalente en la zona delante del frente de la fisura durante la carga monótona para los materiales A0 y A6.

5.7. Análisis de la velocidad del valor máximo de la tensión normal al plano de la fisura delante del frente de la misma en el material A6

En la Fig. 95 se representa el valor máximo de la tensión normal al plano de la fisura delante del frente de la misma para el material A6. También, como referencia, se ha incluido la misma magnitud en el material A0. Dicho valor máximo es mayor en el caso del material A6, salvo para valores inferiores a $k \approx 0,15$ donde son muy similares, siendo ligeramente mayor el valor máximo en el material A0.

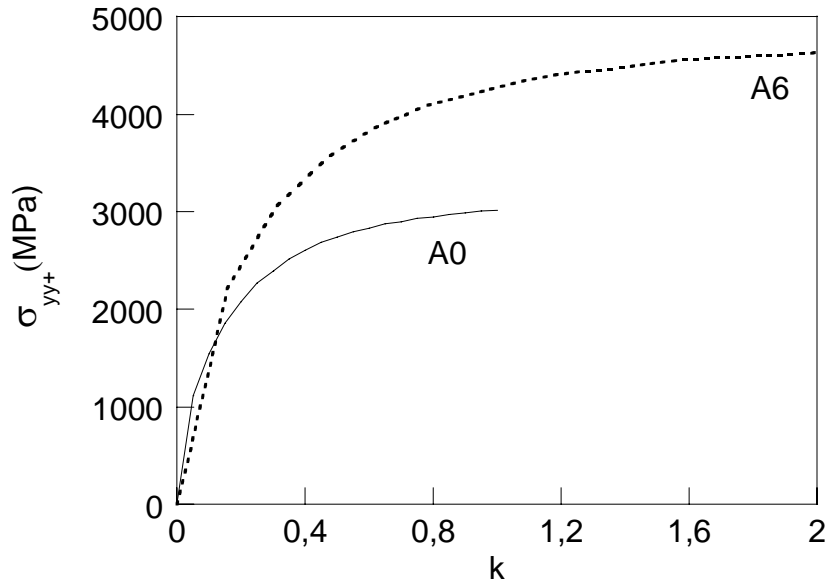


Fig. 95. Valor máximo de la tensión normal al plano de la fisura delante del frente de la misma para los aceros A0 y A6.

Se procede a analizar la velocidad del valor máximo de la tensión normal al plano de la fisura delante del frente de la misma en el material A6, que se realiza, como en casos anteriores, mediante el estudio de la derivada respecto al parámetro adimensional de sollicitación del valor máximo en cuestión obtenido de la solución aproximada mediante el MEF del problema de contorno para el acero A6. El valor máximo se calculó según la definición (31).

En la Fig. 96 se representa la derivada respecto de k del valor máximo de la tensión normal al plano de la fisura delante del frente de la misma en el material A6 durante la carga monótona, donde también se ha incorporado la misma variable para el caso del material A0 a efectos comparativos.

En dicha figura se observa que en ambos casos el resultado es similar, si bien para valores muy pequeños de k el valor de la derivada en cuestión es mayor en el material

A0 que en el material A6 para los valores pequeños de k , invirtiéndose la tendencia para los valores mayores de k .

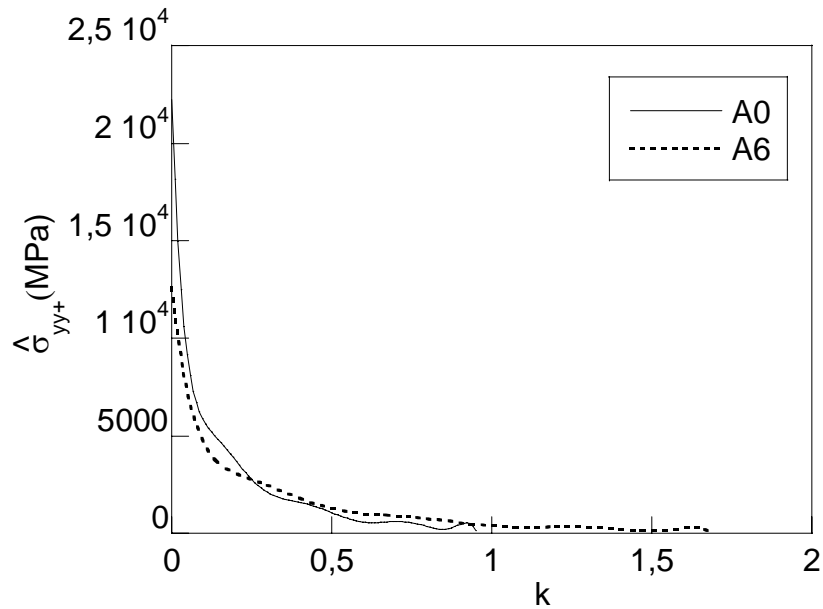


Fig. 96. Derivada respecto de k del valor máximo de la componente de la tensión normal al plano de la fisura delante del frente de la misma para los aceros A0 y A6.

IV. DISCUSIÓN

1. INTRODUCCIÓN

Los resultados presentados en esta Tesis vienen a cubrir un importante vacío en el análisis de los fenómenos de CBT. Las publicaciones existentes hacen referencia fundamentalmente a la velocidad de deformación en la punta de la fisura, *incluso sin definirla de modo preciso*. Respecto al resto de las variables cinemáticas *no se han encontrado publicaciones específicas al respecto*. Por ello muchos de los aspectos presentados no se discutirán en términos de otros trabajos. Esta discusión se centra fundamentalmente en la velocidad de deformación debido a la relación que parece guardar con los fenómenos de CBT descritos en el capítulo I de la Tesis.

La velocidad de deformación *local* se ha presentado entendida de dos maneras: por una parte la velocidad de deformación superficial, en la punta de la fisura, y la velocidad de deformación en la zona delante del frente de la fisura, como valor medio en el interior del material, en las proximidades de la punta de la fisura. La primera de ellas tiene relevancia para los fenómenos de CBT, ya sea por mecanismo de DAL o de FAH,

puesto que es la superficie el lugar donde tienen lugar las reacciones químicas que disuelven el material en la punta de la fisura (DAL) y también en dicha superficie tienen lugar los procesos de entrada de hidrógeno en el metal (FAH). La otra forma de entender la velocidad de deformación presentará interés cuando el mecanismo es por FAH, puesto que parece influir en la difusión del hidrógeno y en su transporte por dislocaciones hacia el interior del material.

2. INFLUENCIA DE LA VELOCIDAD DE SOLICITACIÓN EN ENSAYOS TVEC SOBRE LA VELOCIDAD DE DEFORMACIÓN EN EL PUNTO EXTREMO DE LA SUPERFICIE DE LA FISURA. IMPLICACIONES EN CBT

En la bibliografía publicada relativa a los ensayos de CBT se ha encontrado que la velocidad de extensión del extremo de la probeta, en ensayos TVEC, y por tanto la velocidad \dot{K} de variación del FIT, afectan de modo claro a los resultados obtenidos a través de un indicador de daño como puede ser la carga de rotura en ambiente agresivo frente a la carga de rotura en aire, tanto en casos de DAL (HELDT y SEIFERT, 2001; GAVRILOV *et al*, 2006) como en casos de FAH (SÁNCHEZ-GÁLVEZ, CABALLERO y ELICES, 1985; TORIBIO, 1997).

Los ensayos CERT, para fisuras estacionarias, se pueden considerar ensayos con velocidad constante de aplicación de la sollicitación en términos del FIT (41). Por ello su análisis a la luz de los resultados de esta Tesis consistirá en evaluar la influencia sobre la velocidad de deformación natural en el punto extremo de la superficie de la fisura de distintas sollicitaciones con velocidades \dot{K} constantes de aplicación del FIT .

En la Fig. 97 se presenta la evolución temporal de la velocidad de deformación natural en el punto extremo de la superficie de la fisura, determinada a partir de la solución del problema elastoplástico de contorno mediante el MEF para tres velocidades genéricas del FIT en progresión geométrica de razón 2, representada a lo largo del proceso de carga monótona hasta $K(t) = K_{IC}^{A0}$.

Los resultados expresados en la Fig. 97 no son importantes por su valor numérico, pues el caso base corresponde a un cálculo donde el tiempo es arbitrario, sino por su valor comparativo. Se observa cómo, a medida que disminuye la velocidad de aplicación de la sollicitación \dot{K} , el máximo de la velocidad de deformación natural en el punto en cuestión es menor.

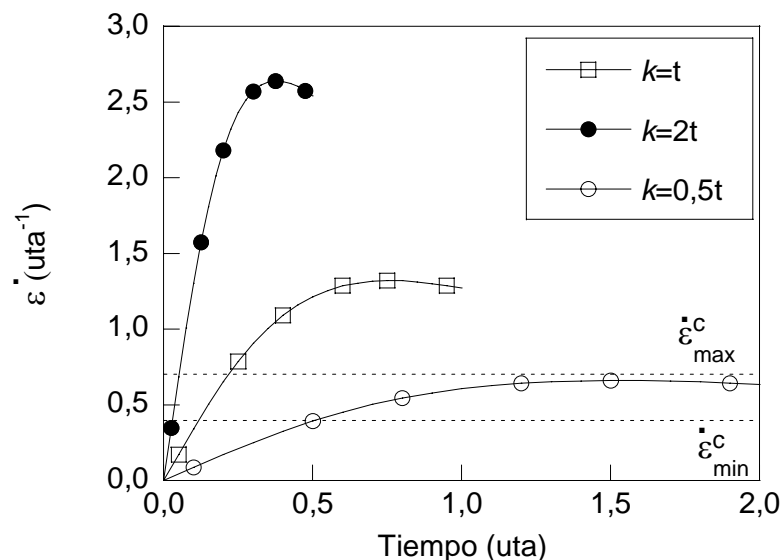


Fig. 97. Comparativa entre la velocidad de deformación natural en el punto extremo de la superficie de la fisura para distintas velocidades constantes de sollicitación (elegidas en progresión geométrica).

Las gráficas de la Fig. 97 son muy interesantes a la hora de interpretar, a la luz de la velocidad de deformación local en el punto extremo de la fisura, los datos encontrados por SÁNCHEZ-GÁLVEZ, CABALLERO y ELICES (1985) en aceros de pretensado, en el sentido de que existe una velocidad de sollicitación en la que los efectos de la CBT en régimen anódico (DAL) son máximos, obteniéndose un mínimo en la representación del cociente entre la carga de rotura en ambiente agresivo y la carga de rotura en aire en función de la velocidad de sollicitación.

Es conocido que los fenómenos de CBT por el mecanismo DAL tienen lugar dentro de unos valores críticos de la velocidad de deformación $\dot{\epsilon}_{\min}^c \leq \dot{\epsilon} \leq \dot{\epsilon}_{\max}^c$ (TYZACK, 1983) manteniendo constantes el resto de variables que afectan al proceso. Es decir, no se produce CBT por debajo del valor crítico mínimo de velocidad de deformación $\dot{\epsilon}_{\min}^c$ ni tampoco para velocidades superiores al valor crítico máximo $\dot{\epsilon}_{\max}^c$.

En efecto, considerando que la banda de velocidades de deformación $\dot{\epsilon}_{\min}^c \leq \dot{\epsilon} \leq \dot{\epsilon}_{\max}^c$ en la que tiene lugar la CBT en régimen anódico para un hipotético caso fuese la que se representa en la Fig. 97 entre $\dot{\epsilon}_{\min}^c$ y $\dot{\epsilon}_{\max}^c$, parece lógico pensar que en el caso $K = 0,5t$ tendrá lugar una mayor incidencia del fenómeno de CBT, pues durante un mayor periodo de tiempo la velocidad de deformación se encuentra entre la banda limitada por las dos velocidades de deformación críticas. Por el contrario, en el caso $K = t$, comparativamente hablando, existe un tiempo mucho menor en el que se puede desarrollar el fenómeno CBT en régimen anódico. Es más, admitiendo que en cualquier binomio material - medio agresivo para un régimen electroquímico dado, la banda de velocidades de deformación donde tiene lugar la CBT no varía, o lo hace de manera despreciable, con la evolución de un ensayo en función de K , siempre se podrá fijar un valor constante de la velocidad de aplicación del FIT en el que la incidencia de la CBT sea máxima, lo cual resulta coherente con los resultados experimentales de SÁNCHEZ-GÁLVEZ, CABALLERO y ELICES (1985).

En régimen catódico la influencia de la velocidad de deformación en el punto extremo de la fisura no debería afectar a la etapa de difusión del hidrógeno asistido por las tensiones y deformaciones, sino únicamente a la etapa de adsorción y difusión superficial del hidrógeno, puesto que la difusión tiene lugar en el interior del material y este análisis de la velocidad de deformación se realiza para la superficie de la punta de la fisura. En la etapa de adsorción de las especies químicas portantes del hidrógeno hacia la punta de la fisura y su posterior difusión superficial, el papel de la velocidad de deformación puede ser relevante, y su relación hay que buscarla mediante un indicador de daño en ensayos relativamente rápidos, donde no haya habido tiempo para la difusión del hidrógeno en el interior del material, pero sí para su adsorción y difusión superficial.

3. INFLUENCIA DE LA VELOCIDAD DE DEFORMACIÓN NATURAL EN EL PUNTO EXTREMO DE LA FISURA EN CORROSIÓN-FATIGA

Otro aspecto de indudable interés es la influencia de la velocidad de deformación local en corrosión-fatiga. Este fenómeno se caracteriza por un aumento de la velocidad de fisuración en fatiga bajo la influencia de un medio ambiente agresivo frente a la velocidad en ambiente inerte. Aunque es conocido que existen diversas teorías al respecto (ELICES, 1998) la influencia del medio ambiente, del pH y del potencial electroquímico en la velocidad de crecimiento de fisuras por corrosión-fatiga lleva a pensar que el fenómeno tiene una base química, es decir, de algún modo se produce interacción química en la interfase entre el material y el medio. Es amplio el conjunto de factores que puede afectar al medio (conductividad, pH, concentración de especies, tipos de especies disueltos, etc.). Por lo que respecta al material será de interés su comportamiento químico, y las variables mecánicas que puedan influir en el mismo, referidas a la superficie del material, puesto que es el lugar en contacto con el medio agresivo. De este modo la velocidad de deformación natural en el punto extremo de la fisura puede aparecer como una variable relevante en el avance de la fisura por corrosion-fatiga. Aunque excede del ámbito de esta investigación, y ya se señala en el apartado correspondiente que puede ser objeto de futuras investigaciones, conviene dar algún apunte relativo a los procesos corrosión-fatiga según los resultados de esta Tesis.

La velocidad del FIT aplicado \dot{K} en ensayos de fatiga depende de la forma del ciclo de la carga aplicada, de la amplitud de dicha carga cíclica y de la frecuencia de la sollicitación, lo cual se puede expresar mediante

$$\dot{K} = Sh \cdot Amp \cdot fr . \quad (96)$$

Donde Sh indica una función dependiente de la forma del ciclo de la carga aplicada, Amp es la amplitud de la carga cíclica y fr es la frecuencia de la sollicitación. De este modo la velocidad del FIT aplicado \dot{K} aumentará al incrementarse la amplitud de la sollicitación y al aumentar la frecuencia. Por lo que a la función Sh se refiere, cabe decir

que su valor será inverso a la duración del tramo ascendente en la sollicitación cíclica. Así pues, el menor valor de Sh se dará en la forma de diente de sierra ascendente, y el mayor en la forma cuadrada. Se puede establecer la siguiente secuencia de menor valor de Sh a mayor valor: diente de sierra ascendente, triangular, diente de sierra descendente y cuadrada, es decir $Sh(\nearrow) < Sh(\wedge) < Sh(\searrow) < Sh(\square)$.

En una primera aproximación, a la vista de los resultados de la Fig. 97, la simulación de ensayos realizados a menor velocidad de sollicitación supone un tiempo mayor de actuación de un fenómeno de CBT cíclico en la banda activa de velocidades de deformación, entendiendo como tal aquella donde tiene lugar la CBT, *i.e.* $\dot{\epsilon}_{\min}^c \leq \dot{\epsilon} \leq \dot{\epsilon}_{\max}^c$. Sin embargo, cabe señalar que si la velocidad de sollicitación es tal que la velocidad de deformación es próxima o menor de $\dot{\epsilon}_{\min}^c$, el tiempo dentro de la banda activa de velocidades de deformación será menor, lo que daría lugar a una menor velocidad de fisuración.

Para considerar la influencia de la frecuencia de la sollicitación en la expresión (96) se supondrán constantes la forma y amplitud de la onda. El hecho conocido de que para menores frecuencias de sollicitación aumente la velocidad de crecimiento de la fisura con un máximo para frecuencias muy bajas (ELICES, 1998) es coherente con las explicaciones aportadas en relación a la Fig. 97, pues al disminuir la frecuencia de la sollicitación cíclica fr disminuye la velocidad del FIT aplicado \dot{K} , y según se ha comentado supone un tiempo mayor de actuación del fenómeno de CBT por DAL, dando lugar a una mayor velocidad de crecimiento de la fisura. Es más, si la frecuencia de la carga baja por debajo de un determinado nivel, la velocidad de sollicitación y por ello la velocidad de deformación en la punta de la fisura no alcanzaría el valor $\dot{\epsilon}_{\min}^c$, y por ello los tiempos de actuación del fenómeno de CBT de modo cíclico disminuirían, y también lo haría la velocidad de crecimiento de la fisura por fatiga.

Respecto a la forma de la onda, es decir el término Sh en la ecuación (96), es conocido que las ondas sinusoidales, en forma de diente de sierra positivo y triangulares, aumentan la velocidad de crecimiento de la fisura, mientras que las ondas rectangulares y con forma de diente de sierra negativo ofrecen como resultado velocidades de

crecimiento de la fisura por corrosión-fatiga similares a las que se obtienen en aire. Estos resultados parecen deberse a que la parte ascendente de la onda es la que más influye en el crecimiento de la fisura, y que aquellas ondas que ascienden bruscamente tienen una menor influencia en el fenómeno. Este hecho resulta en concordancia con una explicación de CBT cíclica, por DAL, para el fenómeno de corrosión-fatiga. Así, en la Fig. 98 se observa la mayor incidencia que una carga lenta tiene en el fenómeno de CBT frente a una carga rápida, razón por la cual las ondas rectangulares o en diente de sierra negativo no afectarían el fenómeno. En cuanto al tramo descendente de la onda, debe mencionarse que, durante el tiempo que dura, y desde un punto de vista mecánico, las tensiones tienden a cerrar la fisura y no a provocar su crecimiento y por lo que respecta a la variable cinemática local, la velocidad de deformación es negativa (o cero) y por tanto la fisura tampoco crecería por causas químicas (disolución localizada), admitiendo el modelo *de ruptura de la película* como mecanismo de CBT por DAL.

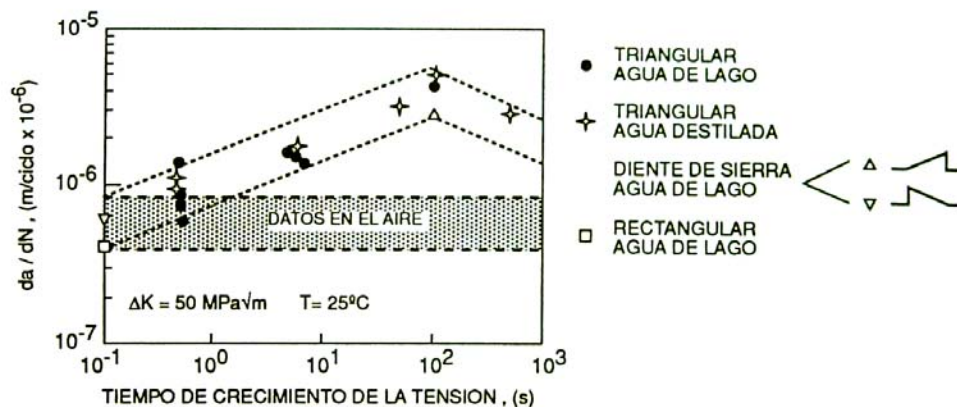


Fig. 98. Velocidad de crecimiento de la fisura en función del tiempo de crecimiento de la tensión en un ciclo para distintas frecuencias y formas de onda en un acero, según ATKINSON y LINDLEY (1979).

Se ha propuesto un modo común de unificar la influencia de las distintas formas de onda y de la frecuencia en corrosión-fatiga (ATKINSON y LINDLEY, 1979), representando la velocidad de crecimiento de la fisura en función del tiempo de crecimiento de la

tensión en un ciclo, lo cual es un planteamiento que enfoca el fenómeno en dos aspectos: i) sólo se consideran las cargas crecientes y ii) da especial importancia a la cinemática del problema, al considerar el tiempo de carga. Los resultados de dicho planteamiento para un acero fatigado con distintas formas de onda y frecuencias para distintos ambientes, se muestran en la Fig. 98, observando que una representación de la velocidad de crecimiento de la fisura frente al valor inverso de la velocidad de sollicitación presenta un máximo, como se puede ver en la Fig. 98. Este planteamiento está en consonancia con un planteamiento de corrosión-fatiga por CBT cíclica.

La amplitud de la sollicitación cíclica, Amp en la ecuación (96), está relacionada de modo directo con la velocidad de la sollicitación por lo que se podría razonar, tal y como se ha hecho anteriormente, que a medida que disminuya la amplitud disminuiría la velocidad de sollicitación, y por tanto aumentaría la velocidad de fisuración. Sin embargo, el aumento de la amplitud de la sollicitación trae asociado un aumento de la velocidad de crecimiento de la fisura (ELICES, 1998) (al igual que sucede en fatiga en ambiente inerte) lo que no está en concordancia con el aumento de la velocidad de crecimiento de la fisura conforme disminuye la velocidad de la sollicitación.

V. CONCLUSIONES

1. CONCLUSIONES

En esta Tesis se ha realizado un análisis de alta resolución basado en el método de los elementos finitos (MEF) de las variables cinemáticas relevantes en la punta de una fisura en los procesos de corrosión bajo tensión (CBT) en armaduras activas para hormigón, en casos de sollicitación monótona, tanto con precarga cíclica como sin ella. Los resultados, obtenidos en función del factor de intensidad de tensiones (FIT), permiten transformar las sollicitaciones monótonas impuestas, sea cual sea su dependencia temporal en función de las variables cinemáticas estudiadas. Además se ha estudiado la forma de desarrollar ensayos con una velocidad de deformación en la punta de la fisura *a la carta*. Como consecuencia del análisis realizado los hallazgos principales son los siguientes:

1. Se ha encontrado que la velocidad de deformación natural total (plástica más elástica) tangente al perfil de la fisura en el punto extremo de la misma coincide con la velocidad de deformación natural plástica (siendo despreciable la parte elástica). Además, en dicho punto, la velocidad de deformación natural total principal también coincide con la velocidad de deformación natural total.

2. La velocidad de deformación natural total equivalente en el punto extremo de la fisura podrá utilizarse como medida de la velocidad de deformación natural total tangente al perfil de la propia fisura, pues ambas guardan entre sí una relación de proporcionalidad, siendo algo mayor la equivalente para valores no muy pequeños del FIT.
3. La velocidad de deformación natural total tangente al perfil de la fisura en su superficie presenta un valor prácticamente constante en las proximidades del punto extremo de la fisura bajo un ángulo polar ψ , tal que $0 \leq \psi \leq \pi/4$.
4. A partir de la simulación numérica de alta resolución del problema elastoplástico para un sólido fisurado con la zona en el extremo de la fisura dominada por el FIT se ha establecido una relación analítica para evaluar la velocidad de deformación natural tangente a la superficie de la fisura en el punto extremo de la misma en función del FIT (para los valores no muy pequeños de éste).
5. Se han presentado trayectorias temporales de la sollicitación a aplicar a una probeta fisurada para que la velocidad de deformación tangente a la superficie de la fisura en el punto extremo de la misma tenga una respuesta requerida (constante, lineal, cuadrática, etc). Estas relaciones pueden constituir la base de nuevos ensayos en el campo de la CBT para conducir la variable cinemática de interés según una variación diseñada, siendo los hipotéticos ensayos a velocidad de deformación local constante los que más interés revisten.
6. La velocidad de deformación tangente a la superficie de la fisura de valor constante a lo largo del tiempo se puede obtener mediante una sollicitación a velocidad constante. Para ello el valor inicial del FIT aplicado (cuando comience un ensayo de corrosión bajo tensión, es decir, cuando la probeta se ponga en contacto con el medio agresivo) debe tener un valor diferente de cero, i.e., en este caso se requiere una determinada precarga de la probeta antes de someterla a CBT.
7. La velocidad de deformación tangente a la superficie de la fisura en el punto extremo de la misma en los ensayos con prefisuración por fatiga modelizados es menor que en

los ensayos sin prefisuración por fatiga, produciéndose un menor valor de la velocidad de deformación en cuestión a medida que aumenta el nivel de carga aplicado en la precarga cíclica. Estos resultados pueden contribuir a explicar los resultados experimentales del efecto beneficioso del nivel de amplitud de sollicitación en la prefisuración por fatiga sobre la resistencia del material a CBT.

8. Se han obtenido y representado, para dos materiales A0 y A6 y para distintas sollicitaciones temporales monótonas, las variables cinemáticas siguientes i) en el punto extremo de una fisura: velocidad de deformación natural, velocidad de deformación ingenieril, velocidad de la tensión hidrostática, ii) delante del frente de fisura: velocidad del valor medio de tensión hidrostática, velocidad del valor medio del gradiente de la tensión hidrostática, velocidad del valor medio de la deformación natural plástica equivalente, velocidad del valor máximo de la tensión normal al plano de la fisura. Además, en el caso del material A0, se analizan las mismas variables cinemáticas citadas en la sollicitación monótona posterior a una precarga cíclica que simula la prefisuración por fatiga.

2. TRABAJO FUTURO

Una vez alcanzados los objetivos propuestos para esta Tesis, los resultados obtenidos permiten abrir camino para nuevas investigaciones relacionadas con la CBT.

En particular parece interesante abrir las vías de nuevos métodos de ensayos, que habrá que desarrollar, en los que varíe la velocidad de sollicitación a lo largo del mismo ensayo con el objeto de conseguir velocidad de deformación natural en el extremo de la punta de la fisura *ad libitum*, siendo el caso de velocidad de deformación en la punta de la fisura *constante* uno de los más interesantes.

El análisis mostrado en relación a la velocidad de deformación en el extremo de la superficie de una fisura y la corrosión fatiga parece abrir nuevas puertas para investigar estos fenómenos de fatiga en ambiente agresivo.

BIBLIOGRAFÍA

ANDRESEN, P.L., FORD, F.P. (1988)

Life prediction by mechanistic modelling and system monitoring of environmental cracking of iron and nickel alloys in aqueous systems.

Materials Science and Engineering A **103**, 167-184.

ATKINSON, J.D., LINDLEY, T.C. (1979)

Effect of stress waveform and hold-time on environmentally assisted fatigue crack propagation in C-Mn structural steel.

Metals Science **13**,444-448.

AYASO, F.J. (2001)

Fractura de alambres entallados de acero eutectoide progresivamente trefilado.

Tesis Doctoral, Universidad de A Coruña.

BERGMAN, M. BRICKSTAD, B., NILSSON, A. (1997)

A procedure for estimation of pipe break probabilities due to IGSCC.

International Journal of Pressure Vessels and Piping **74**, 239-248.

BOCKRIS, J.O'M., REDDY, A.K.N. (1979)

Electroquímica Moderna.

Editorial Reverte, S.A.

BROEK, D. (1991)

Elementary Engineering Fracture Mechanics.

Kluwer Academic Publishers, Dordrecht.

BULLOCH, J.H. (2003)

Deaerator feedwater vessel weld cracking monitored over a service time of around 80000 hours.

International Journal of Pressure Vessels and Piping **80**, 607-615.

CHANGQING, Z., YUCHENG, J., GUANGLI, Y. (1997)

Effect of a single peak overload on physically short fatigue crack retardation in an axle-steel.

International Journal of Fatigue **19**, 722-732.

CHU, W.Y., HSIAO, C.M., LI, S.Q. (1979)

A new engineering fracture toughness parameter $K_{ISCC(p)}$
Scripta Metallurgica **13**, 1057-1062.

CONGLETON, J., SHOJI, T., PARKINS, R.N. (1985)

The stress corrosion cracking of reactor pressure vessel steel in high temperature water.
Corrosion Science **25**, 633-650.

CONGLETON, J., PARKINS, R.N., HEMSWORTH, B. (1987)

Stress corrosion cracking of alloy 600 in high temperature water.
Nuclear Engineering and Design **103**, 301-311.

DÍEZ PÉREZ, I., SANZ, F., GOROSTIZA, P. (2006)

In situ studies of metal passive films.
Current Opinion in Solid State and Materials Science **10**, 144-152.

ELICES, M. (1998)

Mecánica de la fractura aplicada a sólidos elásticos bidimensionales.
Universidad Politécnica de Madrid.

ENOS, D.G., SCULLY, J.R. (2002)

A critical strain criterion for hydrogen embrittlement of cold-drawn ultrafine pearlitic steel.
Metallurgical and Material Transactions **33A**, 1151-1166.

GAVRILOV, S., VANKEERBERGHEN, M., NELISSEN, G., DECOINCK, J. (2006)

Finite element calculation of crack propagation in type 304 stainless steel in diluted sulphuric acid solutions.
Corrosion Science **49**, 980-999

GUTMAN, E.M. (2007)

An inconsistency in “film rupture model” of stress corrosion cracking.
Corrosion Science **49**, 2289-2302.

HANDERHAN, K.J., GARRISON, W.M., JR.(1992)

A study of crack tip blunting and the influence of blunting behaviour on the fracture toughness of ultra high strength steels.
Acta Metallurgica et Materialia **40**. 1337-1355.

- HELDT, J., SEIFERT, H.P. (2001)
Stress corrosion cracking of low-alloy, reactor-pressure-vessel steels in oxygenated, high temperature water.
Nuclear Engineering and Design **206**, 57-89.
- JÁÑEZ, E. A., TORIBIO, J. (2006)
Efecto de la prefisuración por fatiga sobre la corrosión bajo tensión de materiales.
Anales de Mecánica de la Fractura **23**, 91-94.
- JIVKOV, A.P., STAHL, P. (2002)
Strain-driven corrosion crack growth. A pilot study of intergranular stress corrosion cracking.
Engineering Fracture Mechanics **69**, 2095-2111.
- JOHNSON, W., MELLOR, P.B. (1983)
Engineering Plasticity.
Ellis Horwood Ltd., Publishers, Chichester.
- LANCHA, A. M. (1987)
Influencia del trefilado en la corrosión bajo tensión de aceros eutectoides.
Tesis Doctoral, Universidad Complutense de Madrid.
- MACDONALD, D.D., URQUIDI-MCDONALD, M. (1990)
Deterministic models for passivity breakdown.
Corrosion Science **31**, 425-430.
- MCMECKING, R.M. (1977)
Finite deformation analysis of crack-tip opening in elastic-plastic materials and implications for fracture.
Journal of the Mechanics and Physics of Solids **25**, 357-381.
- MSC-MARC (1994)
User Information.
Marc Análisis Research Corporation, Palo Alto.
- OVEJERO, E. (1998)
Fractura en ambiente agresivo de aceros perlíticos con distinto grado de trefilado.
Tesis Doctoral, Universidad de A Coruña.

PARKINS, R.N. (1989)

The application of stress corrosion crack growth kinetics to predicting lifetimes of structures.

Corrosion Science **39**, 1687-1697.

PENG, Q.J., KWON, J. SHOJI, T. (2004)

Development of a fundamental crack tip strain rate equation and its application to quantitative prediction of stress corrosion cracking of stainless steels in high temperature oxygenated water.

Journal of Nuclear Materials **324**, 52-61.

PERNG, T.P.; ALTSTETTER, C.J. (1986)

Effects of deformation on hydrogen permeation in austenitic steels.

Acta Metallurgica **34**, 1771-1781.

RAMAMURTHY, S., ATRENS, A. (1993)

The stress corrosion cracking of as-quenched 4340 and 3.5NiCrV steels under stress rate control in distilled water at 90°C.

Corrosion Science **34**, 1385-1402.

SAITO, K., KUNIYA, J. (2000)

Mechanochemical model to predict stress corrosion crack growth of stainless steel in high temperature water.

Corrosion Science **43**, 1751-1766.

SÁNCHEZ-GÁLVEZ, V. (1999)

Comportamiento plástico de materiales

Universidad Politécnica de Madrid.

SÁNCHEZ-GÁLVEZ, V., CABALLERO, L., ELICES, M. (1985)

The effect of strain rate on the stress corrosion cracking of steels for prestressing concrete.

ASTM STP 866, 428-436.

SMITH, J.A., PETERSON, M.H., BROWN, B.F. (1970)

Electrochemical conditions at the tip of an advancing stress corrosion crack in AISI 4340 steel.

Corrosion – NACE **26**, 539-542.

- SOMERDAY, B.P., GANGLOFF, R.P. (1998)
Effect of strength on environment-assisted cracking of Ti-8V-6Cr-4Mo-4Zr-3Al in aqueous NaCl part II: Crack tip strain rate.
Materials Science & Engineering A **254**, 179-188.
- SURESH, S. (1998)
Fatigue of Materials.
Cambridge University Press, Cambridge.
- TADA, H., PARIS, P., IRWIN, G. (1985)
The stress analysis of cracks handbook.
Del Research Corp.
- TANAKA, T. (1995)
Reliability analysis of structural components under fatigue environment including random overloads.
Engineering Fracture Mechanics **52**, 423-431.
- TOLEDANO, M. (1998)
Fatiga y fractura de aceros perlíticos con distinto grado de trefilado.
Tesis Doctoral, Universidad de La Coruña.
- TORIBIO, J. (1997)
The role of crack tip strain rate in hydrogen assisted cracking.
Corrosion Science **39**, 1687-1697.
- TORIBIO, J., ELICES, M. (1992)
The role of local strain rate in the hydrogen embrittlement of round-notched samples.
Corrosion Science **33**, 1387-1409.
- TORIBIO, J., KHARIN, V. (1997)
K-dominance condition in hydrogen assisted cracking: the role of the far field.
Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures **20**, 729-745.
- TORIBIO, J., KHARIN, V. (1998)
Evaluation of hydrogen assisted cracking: the meaning and significance of the fracture mechanics approach.
Nuclear Engineering and Design **182**, 149-163.

- TORIBIO, J., KHARIN, V. (1999)
Role of fatigue crack closure stresses in hydrogen-assisted cracking. *Advances in Fatigue Crack Closure Measurement and Analysis: Second Volume*.
ASTM STP 1343. ASTM, West Gonshohocken, pp. 440-458.
- TORIBIO, J., KHARIN, V. (2000)
A hydrogen diffusion model for applications in fusion nuclear technology.
Fusion Engineering and Design **51-52**, 213-218.
- TORIBIO, J., KHARIN, V. (2002)
Influence of cyclic preloading on the hydrogen degradation of materials.
Materials Science **38**, 514-525.
- TORIBIO, J., KHARIN, V. (2004)
Role of crack tip mechanics in stress corrosion cracking of high-strength steels.
International Journal of Fracture **126**, L57-L62.
- TORIBIO, J., LANCHA, A.M. (1996)
Overload retardation effects on stress corrosion behaviour of prestressing steel.
Construction and Building Materials **10**, 501-505.
- TYZACK, C. (1983)
A theory of stress corrosion.
International Journal of Pressure Vessels and Piping **12**, 141-166.
- UGIANSKY, G.M., PAYER, J.H. (1979)
Stress Corrosion Cracking-The Slow Strain Rate Technique.
ASTM STP **665**
- UHLIG, H.H.(1979)
Passivity in metals and alloys.
Corrosion Science **19**, 777-791.
- VALIENTE, A., ELICES, M. (1998)
Premature failure of prestressed steel bars.
Engineering Failure Analysis **5**, 219-227.

VAN LEEUWEN, H.P. (1974)

The kinetics of hydrogen embrittlement: A quantitative diffusion model.
Engineering Fracture Mechanics **6**, 141-161.

VERGARA, D. (2007)

Fragilización por hidrógeno de aceros de pretensado.
Tesis Doctoral, Universidad de Salamanca.

ZIENKIEWICZ, O.C., MORGAN, K. (1983)

Finite elements and approximation.
Wiley-Interscience, Singapore.