

UNIVERSIDAD POLITÉCNICA DE VALENCIA

Departamento de Ingeniería Mecánica y de Materiales



TESIS DE MÁSTER

**APLICACIÓN DE CRITERIOS DE ORIENTACIÓN
EN PROBLEMAS DE CRECIMIENTO DE
GRIETA POR FATIGA BAJO CARGA NO
PROPORCIONAL Y VALIDACIÓN
EXPERIMENTAL**

Presentada por: D. Salvador Marrades Carrasquer

Dirigida por: Dr. D. Eugenio Giner Maravilla

Valencia, Septiembre de 2016

AGRADECIMIENTOS

En primer lugar me gustaría dar las gracias a mi tutor Eugenio, por su paciencia y por transmitirme sus conocimientos de una manera fácil y amigable, dedicándome parte de su preciado tiempo.

A todo el equipo del Máster, por crear este Máster que me ha dado la oportunidad de ampliar mis conocimientos y abrirme puertas en el ámbito laboral.

A Paula, por animarme y estar siempre a mi lado en todo momento, ayudándome a alcanzar esta meta académica.

A mi familia, por todo el apoyo y ayuda que he recibido siempre en el ámbito académico y personal.

RESUMEN

En problemas de fatiga 2D bajo carga no proporcional, la variación de los factores de intensidad de tensiones en modo I y modo II no guarda la misma relación a lo largo de todo el ciclo, por lo que no es posible predecir una única dirección de propagación a lo largo del ciclo.

Por tanto, no son de aplicación criterios muy utilizados, como el criterio de la máxima tensión circunferencial, MTS. Es necesario utilizar criterios que tengan en cuenta las variaciones de las magnitudes relevantes (factores de intensidad de tensiones, tensión normal al plano de grieta, tensión tangencial) a lo largo de todo el ciclo. Además, para relaciones de tensiones de fatiga que impliquen cargas de compresión (p.ej. $R = -1$), aparece contacto con fricción entre las caras de grieta, cuyo efecto debe ser considerado y puede condicionar la dirección de propagación. En el trabajo, además de utilizar software de elementos finitos desarrollado en el grupo para tal fin (basado en Abaqus y en el método de elementos finitos extendido, XFEM), se deberán realizar ensayos experimentales para validar los criterios propuestos. Modelado numéricamente mediante ABAQUS y XFEM.

Palabras clave: Mecánica de la fractura, orientación de grieta, criterio del mínimo incremento de la tensión tangencial, MEF.

ABSTRACT

In 2D fatigue problems under non-proportional load, the variation of the stress intensity factors in mode I and mode II does not keep the same ratio throughout the entire cycle, so it is not possible to predict a single direction of propagation throughout the cycle.

Therefore, there are not widely used application criteria, such as the criterion of the maximum circumferential stress, MTS. One must use criteria that take into account changes in the relevant variables (stress intensity factors, normal tension to the plane of crack, shear stress) throughout the entire cycle. In addition to fatigue stresses relations involving compressive loads (eg $R = -1$), frictional contact between the crack faces arises, whose effect must be considered and can affect the propagation direction. In this work, besides using finite element software developed in the department for this purpose (based on Abaqus and the finite element method extended, XFEM), we have performed experimental tests to validate the proposed criteria, numerically modeled by ABAQUS and XFEM.

Keywords: Fracture mechanics, crack orientation, criterion of minimum shear stress range, FEM.

RESUM

En problemes de fatiga 2D sota càrrega no proporcional, la variació dels factors d'intensitat de tensions en mode I i mode II no guarda la mateixa relació al llarg de tot el cicle, pel que no és possible predir una única direcció de propagació al llarg del cicle.

Per tant, no són d'aplicació criteris molt utilitzats, com el criteri de la màxima tensió circumferencial, MTS. Cal utilitzar criteris que tinguen en compte les variacions de les magnituds rellevants (factors d'intensitat de tensions, tensió normal al planòl de clavill, tensió tangencial) al llarg de tot el cicle. A més, per relacions de tensions de fatiga que impliquen càrregues de compressió (per exemple $R = -1$), apareix contacte amb fricció entre les cares de clavill, l'efecte ha de ser considerat i pot condicionar la direcció de propagació. A la feina, a més d'utilitzar programari d'elements finits desenvolupat en el grup per a aquesta finalitat (basat en Abaqus i en el mètode d'elements finits estès, XFEM), s'hauran de realitzar assajos experimentals per validar els criteris proposats. Modelatge numèricament mitjançant ABAQUS i XFEM.

Paraules clau: Mecànica de la fractura, orientació de esquerdas, criteri del mínim increment de la tensió tangencial, MEF.

Índice general

Agradecimientos	iv
Resumen	viii
Abstract	ix
Resum	x
Índice general	xi
1 INTRODUCCIÓN AL PROBLEMA	13
1.1 PRESENTACIÓN DEL PROBLEMA	13
1.2 OBJETO	13
1.3 EL PROBLEMA DE TENSIONES MULTIAXIALES Y CARGA NO PROPORCIONAL	17
1.4 CRITERIOS DE INICIACIÓN DE GRIETA EN TENSIONES MULTIAXIALES	20
1.4.1 Criterio de máxima amplitud de tensión tangencial	20
1.4.2 Mc Diarmid	21
1.4.3 Fatemi-Socie	23
1.4.4 Smith-Watson-Topper	24
1.4.5 Crossland	25
1.4.6 Ruiz	26
1.4.7 MSS (Maximum Shear Strees)	27
1.5 CRITERIOS DE ORIENTACIÓN EN PROPAGACIÓN DE GRIETA	29
1.5.1 MTS (Maximum Tangential Stress o "Hoop Stress")	29
1.5.2 Criterio de Nuismer	30
1.5.3 MTS modificado para propagación bajo carga cíclica (Hourlier)	32
1.5.4 Efecto de la tensión T (T-stress)	34
1.5.4.1 Criterio MTS generalizado (inclusión del T-stress)	35
1.6 CRITERIO DE ORIENTACIÓN DE PROPAGACIÓN DE GRIETAS UTILIZADO EN ESTE PROYECTO	37
1.6.1 Criterio de la mínima variación de la tensión tangencial ($\Delta\tau_{min}$)	37
1.6.2 Modelado del problema para el criterio de la mínima variación de la tensión tangencial ($\Delta\tau_{min}$)	38
2 REVISIÓN DE FUNDAMENTOS	41
2.1 INTRODUCCIÓN	41
2.2 TEORÍA DE LA MECÁNICA DE LA FRACTURA ELÁSTICO LINEAL (MFEL)	42

2.2.1	<i>Introducción a la mecánica de la fractura elástico lineal (MFEL)</i>	42
2.2.2	<i>Caracterización de los FIT.</i>	44
2.2.3	<i>Planteamiento local de la MFEL.</i>	45
2.2.4	<i>Planteamiento global de la MFEL.</i>	50
2.3	MÉTODO DE LOS ELEMENTOS FINITOS (FEM)	54
2.4	MÉTODO DE LOS ELEMENTOS FINITOS EXTENDIDO (X-FEM)	56
3	ENSAYOS EXPERIMENTALES	59
3.1	INTRODUCCIÓN	59
3.2	DESCRIPCIÓN DE LA REALIZACIÓN DE LOS ENSAYOS EXPERIMENTALES	61
3.2.1	<i>Caracterización del material y características de las probetas</i>	66
3.2.2	<i>Ensayos con tensiones multiaxiales no proporcionales</i>	70
3.2.3	<i>Resultado de los ensayos con tensiones multiaxiales no proporcionales</i>	71
3.2.3.1	<i>Resultados gráficos de los ensayos.</i>	72
3.2.3.2	<i>Tabla resumen resultados de los ensayos.</i>	79
4	ORIENTACIÓN DE GRIETA APLICANDO XFEM	80
4.1	INTRODUCCIÓN	80
4.2	ALGORITMO DE RESOLUCIÓN	83
4.3	CRITERIOS DE ORIENTACIÓN DE GRIETAS	84
4.3.1	<i>Criterio de la mínima variación de la tensión tangencial ($\Delta\tau_{min}$)</i>	85
4.4	SECUENCIA DE CÁLCULO MEDIANTE XFEM	86
4.5	RESULTADOS	89
5	COMPARACIÓN DE LOS RESULTADOS ENSAYOS EXPERIMENTALES VS. CÁLCULOS XFEM	93
5.1	INTRODUCCIÓN	93
5.2	RESULTADOS ENSAYOS VS CÁLCULOS	93
5.2.1	<i>Comparación probeta ensayo vs simulación E.F. Imágenes por ensayo independiente</i>	93
5.2.2	<i>Comparación probeta ensayo Vs. simulación E.F. Imágenes ensayos agrupados.</i>	97
6	CONCLUSIONES Y TRABAJOS FUTUROS	99
6.1	CONCLUSIONES	99
6.2	TRABAJOS FUTUROS	100
7	BIBLIOGRAFÍA	102

1 INTRODUCCIÓN AL PROBLEMA

1.1 PRESENTACIÓN DEL PROBLEMA

El problema de la predicción y control de grietas es un tema de gran interés en la actualidad. Los costes de las materias primas y de la energía hacen indispensable el tratar de diseñar los componentes con el coeficiente de seguridad más bajo posible, asegurando la integridad estructural de los elementos que se estén diseñando. Es por ello que se hace necesario disponer de unas herramientas altamente fiables que permitan calcular con precisión la vida a fatiga de un determinado componente, para lo que es necesaria la correcta estimación y predicción de la dirección de propagación de las grietas que pueden aparecer bajo determinados estados tensionales.

En este proyecto se llevará a cabo el estudio de orientación de grieta en problemas de tensiones multiaxiales con carga no proporcional. El problema presenta un estado multiaxial de tensiones, en muchos casos con variación no proporcional, y requiere el empleo de criterios de fatiga multiaxial.

Los problemas en los que aparece fatiga bajo carga no proporcional están caracterizados por la aplicación de dos o más cargas las cuales no sufren la misma variación en el tiempo.

1.2 OBJETO

En problemas de fatiga 2D bajo carga no proporcional, la variación de los factores de intensidad de tensiones, K , en modo I y modo II no guarda la misma relación a lo largo de todo el ciclo, por lo que no es posible predecir una única dirección de propagación a lo largo del ciclo. Por tanto, no son de aplicación criterios muy utilizados, como el criterio de la máxima tensión circunferencial, MTS. Es necesario utilizar criterios que tengan en cuenta las variaciones de las magnitudes relevantes (factores de intensidad de tensiones, tensión normal al plano de grieta, tensión tangencial) a lo largo de todo el

ciclo. Además, para relaciones de tensiones de fatiga que impliquen cargas de compresión (p.ej. $R:-1$), aparece contacto con fricción entre las caras de grieta, cuyo efecto debe ser considerado y puede condicionar la dirección de propagación.

El objeto de este trabajo es estudiar la orientación del ángulo que toma la grieta en la fase de iniciación, así como el camino que toma la grieta hasta la rotura de la probeta, variando el valor de las cargas solicitantes. Se realizarán ensayos variando los parámetros de *Carga P* (Axil), carga alternante *Bulk* y *Precarga* (Momento). Todo ello también será modelado numéricamente mediante XFEM para ver si el método representa bien la realidad.

Habrán dos tipos de probetas las cuales se diferencian únicamente por su geometría, manteniendo el mismo material. La diferencia radica en la ubicación de un agujero pasante en la zona central de la cruz. Por lo tanto, en dicha zona habrá dos concentradores de tensiones. Ver Fig. 1.2.1.

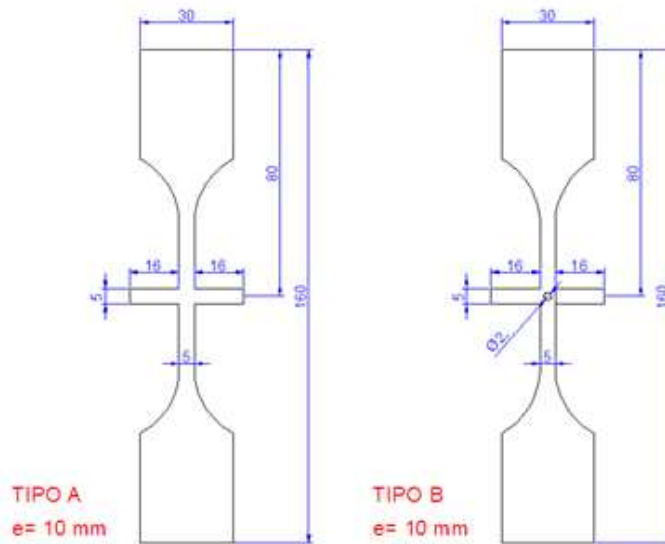


Figura 1.2.1: Geometría de las probetas a ensayar

Las cargas que se van a aplicar en los ensayos son de tres tipos:

- ✓ Una carga estática denominada *Precarga* que producirá un momento en la zona del concentrador de tensiones de la probeta.
- ✓ Una carga estática denominada *Carga P*, que producirá un axil de compresión en la zona del concentrador de tensiones de la probeta.
- ✓ Una carga alternante denominada *Carga Bulk*, con $R=-1$ que producirá las cargas alternates para producir los ciclos de fatiga en la probeta.

A continuación se representa el esquema de cargas y de condiciones de contorno. Ver Fig. 1.2.2.

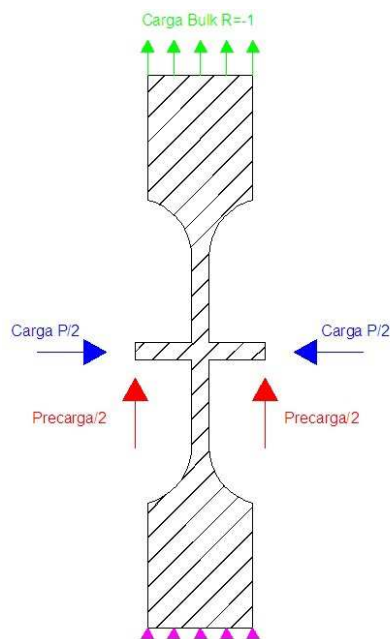


Figura 1.2.2: Esquema de cargas y de condiciones de contorno en la probeta

Para introducir las cargas haremos uso de dos utillajes diseñados para producir las sollicitaciones de *Carga P* y *Precarga* y la máquina de ensayos que hay en el Departamento de Ingeniería Mecánica de la Universidad

Politécnica de Valencia en la cual produciremos la carga alternante *Bulk* con $R=-1$. Ver Fig. 1.2.3, 1.2.4, 1.2.5.



Figura 1.2.3: Utillaje para producir la Precarga y, por tanto, el momento actuante.



Figura 1.2.4: Utillaje para producir la Carga P y, por tanto, el Axil de compresión actuante.

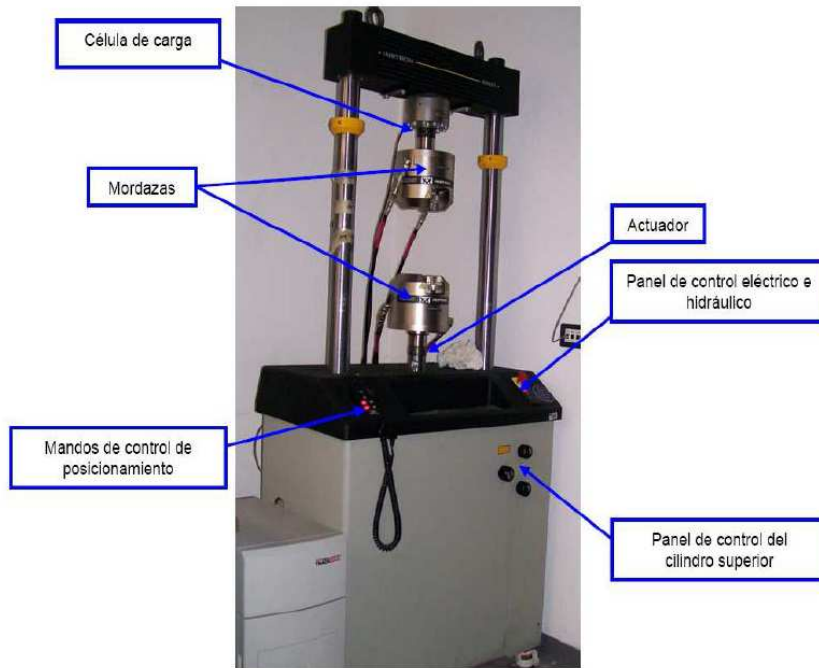


Figura 1.2.5: Máquina servo hidráulica Instron 8801 de 100 kN para producir la carga alternante Bulk con $R=-1$.

1.3 EL PROBLEMA DE TENSIONES MULTIAXIALES Y CARGA NO PROPORCIONAL

En componentes mecánicos, es usual que la carga cíclica produzca estados de tensiones complejos. Algunos ejemplos son las tensiones biaxiales debidas a la presión cíclica en tubos y tuberías, la flexión y torsión combinadas en ejes, y la flexión de placas alrededor de más de una eje. Además, diferentes fuentes de carga cíclica pueden producir tensiones que difieran en fase o frecuencia, o en ambas magnitudes. Por ejemplo, si una tensión de flexión se aplica a un tubo de pared delgada bajo presión cíclica, existen diferentes amplitudes de tensión y tensiones medias en las dos direcciones, como se muestra en la Fig.1.3.1. Las direcciones axiales y circunferenciales son direcciones principales y no varían de dirección mientras varía la presión.

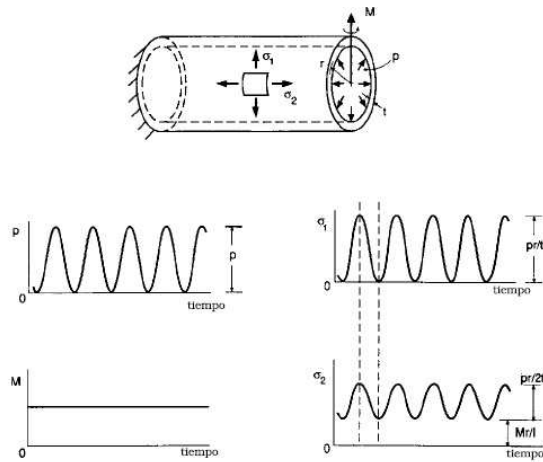


Figura 1.3.1: Presión cíclica y flexión estática combinadas en un tubo de pared delgada con extremos cerrados. Las direcciones principales son constantes.

Si, además, se aplica un torsor constante, se produce un estado tensional más complejo, como se ilustra en la Fig. 1.3.2. En el instante en que la presión es nula, las direcciones de las tensiones principales están controladas por la tensión tangencial y están orientadas a 45° del eje del tubo. Sin embargo, para valores no nulos de la presión, estas direcciones giran tendiéndose a alinear con las direcciones axial y circunferencial, aunque sin alcanzarlas (lo que ocurriría si las tensiones σ_x y σ_y debidas a la presión fueran muy grandes comparadas con τ_{xy} producido por la torsión). Pueden existir casos más complejos. Por ejemplo, el momento flector de la Fig. 1.3.1 o el torsor en la 1.3.2 pueden ser también cargas cíclicas, y su frecuencia puede diferir de la correspondiente a la carga de presión.

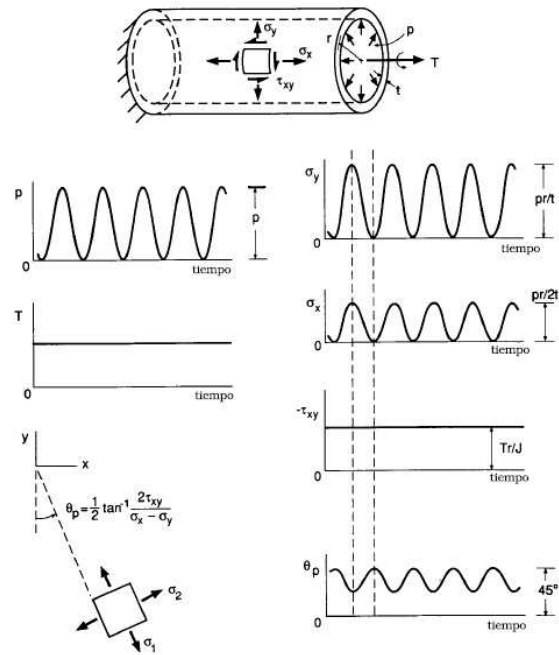


Figura 1.3.2: Presión cíclica y torsión estática combinadas en un cilindro de paredes delgadas con extremos cerrados. Las direcciones principales oscilan durante cada ciclo.

El cálculo con tensiones multiaxiales puede abordarse con dos planteamientos distintos, mediante tensiones alternantes equivalentes y mediante un enfoque basado en tensiones estáticas equivalentes, aunque estos métodos tienen limitaciones en aquellas situaciones en las que los ejes principales giran durante la carga cíclica, por tanto, la aplicabilidad de las ecuaciones por estos métodos es cuestionable. Esto también se aplica si las cargas cíclicas son de diferente frecuencia, o si existen diferencias de fase (diferentes de 180°) entre ellas. Existen métodos alternativos para contemplar estos casos. Por ejemplo, el planteamiento del plano crítico consiste en encontrar la amplitud de deformación tangencial máxima y el plano en la que actúa, y utilizando la tensión normal máxima que actúa en dicho plano

obtener el efecto de la tensión media. O el criterio que usaremos en este trabajo “Criterio de la mínima variación de la tensión tangencial ($\Delta\tau_{\min}$)”

1.4 CRITERIOS DE INICIACIÓN DE GRIETA EN TENSIONES MULTIAXIALES

Durante años, los esfuerzos en investigación para abordar el problema de fatiga se han enfocado al estudio del problema uniaxial, dando lugar a un importante conocimiento de la influencia de muchos factores en el proceso de fatiga. En los últimos años dicho esfuerzo se ha dirigido al estudio del problema multiaxial, apoyándose en la necesidad de tener un mejor conocimiento de este fenómeno, dado que la mayoría de los sistemas mecánicos están sometidos en servicio a estados de cargas complejos.

Así, se han desarrollado múltiples criterios o modelos de iniciación, entre ellos, algunos basados en análisis de tensiones, deformaciones, criterios energéticos, además de los denominados modelos de “plano crítico”.

Los modelos de plano crítico han sido desarrollados a partir de observaciones experimentales de las que se concluye que las grietas se nuclean y crecen inicialmente en determinados planos específicos, llamados planos críticos (SURESH, 1998).

Entre los criterios multiaxiales existentes se expondrán solamente algunos que representan distintos enfoques. Los parámetros específicos para cada criterio pueden determinar la zona donde se nuclea la grieta. Algunos criterios permiten, además, definir el ángulo de la iniciación de grieta.

1.4.1 Criterio de máxima amplitud de tensión tangencial.

Este criterio predice la iniciación de grieta en los planos donde la amplitud de la tensión tangencial es máxima durante todo el ciclo. Físicamente está relacionado con las dislocaciones en estos planos (TANAKA Y MURA, 1981). El círculo de Mohr indica que hay dos planos posibles donde la amplitud de la tensión tangencial es máxima (LYKINS ET AL., 2001B), tal y como se muestran en la Fig. 1.4.1

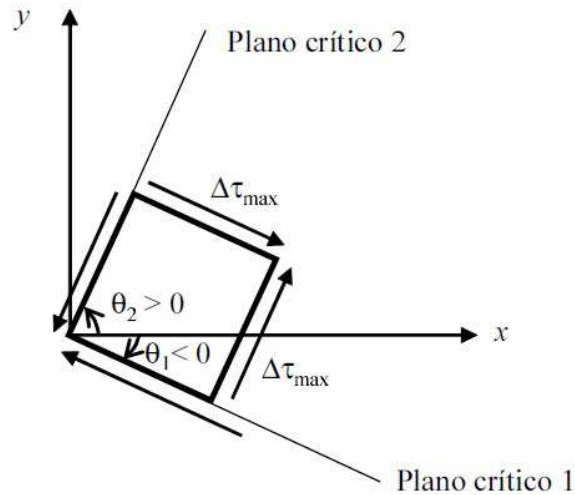


Figura 1.4.1: Esquema de los planos críticos para el criterio de máxima amplitud de tensión tangencial.

LYKINS ET AL. (2001A,B) estudiaron la localización de la iniciación de grieta y su orientación utilizando este criterio, y encontraron coincidencia entre los resultados obtenidos por este criterio y los obtenidos experimentalmente.

1.4.2 Mc Diarmid.

Este criterio (MC DIARMID, 1991) fue desarrollado para fatiga multiaxial en los casos donde la iniciación de la grieta está gobernada por las tensiones tangenciales. Este criterio entra dentro de los criterios de “plano crítico” o “criterio de máxima tensión tangencial” (KAROLCZUK Y MACHA, 2005), donde se busca el plano donde las tensiones tangenciales o algún parámetro basado en éstas toma un valor máximo.

El fundamento físico de esta hipótesis es que las grietas tienen una forma normalmente irregular, ya que crecen de manera transgranular a través del material. Ver Fig. 1.4.2.

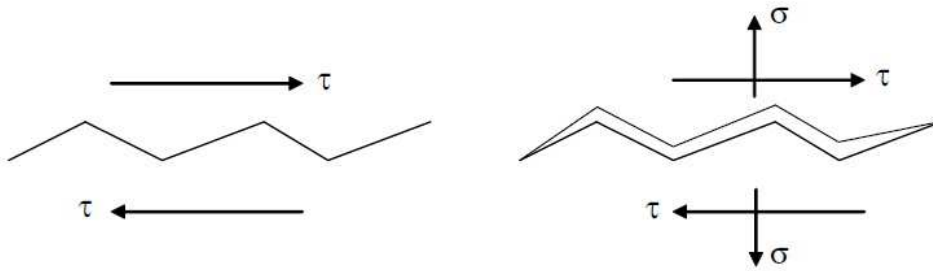


Figura 1.4.2: Fundamento físico del criterio de McDiarmid, donde se puede ver el efecto de la tensión normal.

Esto origina la aparición de fuerzas de fricción entre las superficies de la grieta durante los ciclos de carga aplicada. Por tanto, la fuerza conductora del crecimiento de la grieta se ve reducida y, en consecuencia, la vida a fatiga incrementada. Sin embargo, una tensión de tracción perpendicular a las superficies de la grieta tenderá a separar estas superficies y reducir las fuerzas de fricción. Así, una tensión normal de tracción al plano de la grieta aumenta la fuerza conductora del crecimiento de ésta y reduce la vida a fatiga (SURESH, 1998).

En este criterio, el plano crítico es aquél donde la tensión equivalente a lo largo del ciclo se hace máxima. La tensión equivalente se define como:

$$\sigma_{eq} = \frac{\Delta\tau_{max}}{2} + \frac{t}{2\sigma_u}\sigma_{max} \quad (1.4.1)$$

donde $\Delta\tau_{max}$ es el rango máximo de tensiones tangenciales, σ_{max} es la máxima tensión normal al plano donde $\Delta\tau_{max}$ es máximo, t es el límite de fatiga a torsión y σ_u es la tensión de rotura.

Como se observa en la Fig. 1.4.3, durante todo un ciclo hay dos planos donde $\Delta\tau$ es máximo. La hipótesis de McDiarmid, es que la grieta se inicia en el plano donde la tensión equivalente es mayor, es decir, si $\sigma_{eq1} > \sigma_{eq2}$ entonces la grieta se iniciará en la dirección de θ_1 .

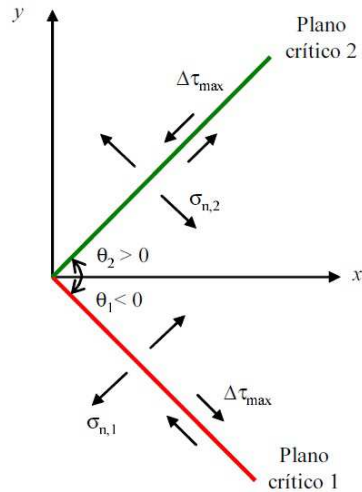


Figura 1.4.3: Esquema del plano crítico para el criterio de Mc Diarmid.

1.4.3 Fatemi-Socie

El criterio de FATEMI Y SOCIE (1988) también está enfocado a los materiales donde la grieta se inicia y propaga a causa de las tensiones tangenciales. Este criterio utiliza el rango de las deformaciones tangenciales, incorporando un término que refleja la apertura de la grieta. Este término es la tensión normal máxima perpendicular al plano donde el rango de la deformación tangencial es máximo. El parámetro que define este plano es FS , cuya expresión viene dada como:

$$FS = \frac{\Delta\gamma_{max}}{2} \left(1 + k \frac{\sigma_{max}}{\sigma_y} \right) \quad (1.4.2)$$

donde $\Delta\gamma_{max}$ es el rango de la deformación tangencial máxima durante el ciclo, σ_{max} es la máxima tensión normal al plano donde se produce el máximo de $\Delta\gamma_{max}$ y k es una constante que depende del material y que se determina a partir de los datos de los ensayos de fatiga uniaxial y de torsión (REIS ET AL., 2005). Según STEPHENS ET AL. (2000), en ausencia de datos

experimentales, el valor de k se puede aproximar a 1. CARPINTERI ET AL. (2003) propusieron la Ec. (1.4.3) para calcular el valor de k .

$$k = \frac{\sigma_y}{\sigma'_f} \quad (1.4.3)$$

donde σ'_f es el parámetro de la ecuación de Basquin, $\sigma_a = \sigma'_f(2N)^b$, y σ_y es el límite elástico.

Como puede observarse en la Fig. 1.4.4, durante todo un ciclo hay dos planos donde $\Delta\gamma$ es máximo. La hipótesis de Fatemi-Socie, es que la grieta se inicia en el plano donde el parámetro FS es mayor, es decir, si $FS_1 > FS_2$ entonces la grieta se iniciará en la dirección de θ_1 .

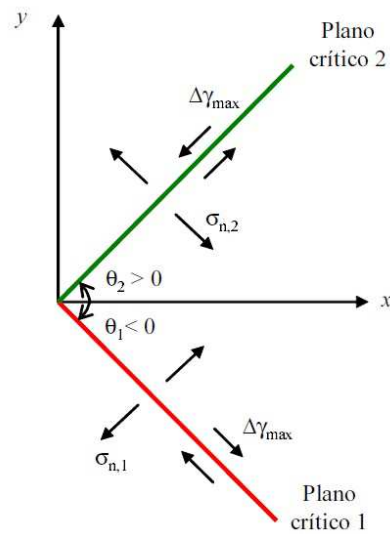


Figura 1.4.4: Esquema del plano crítico para el criterio de Fatemi-Socie.

1.4.4 Smith-Watson-Topper

SMITH ET AL. (1970) consideraron que la grieta crece prácticamente y desde el principio en modo I, es decir, crece perpendicular a la tensión axial. En este caso el parámetro Smith-Watson-Topper (SWT) viene dado por la siguiente ecuación:

$$SWT = \sigma_1^{max} \frac{\Delta\epsilon_1}{2} \quad (1.4.4)$$

donde $\Delta\epsilon_1$ es el rango máximo de deformación principal y σ_1^{max} es la tensión máxima en el plano donde se produce el rango máximo de deformación principal.

El plano crítico es aquel donde parámetro SWT es mayor, es decir, si $SWT_1 > SWT_2$ entonces el plano crítico es el plano 1, y la grieta se iniciará en la dirección de θ_1 , de acuerdo con la Fig. 1.4.5

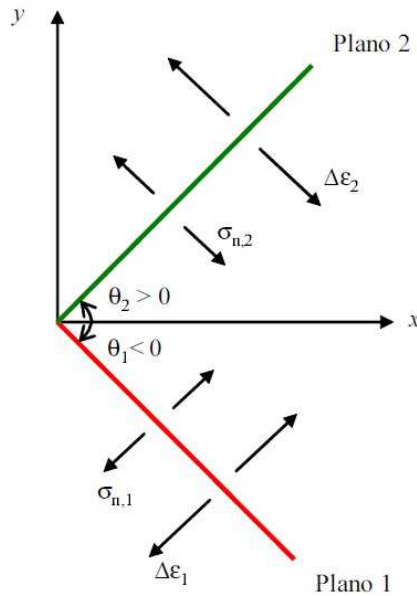


Figura 1.4.5: Esquema del plano crítico para el criterio de SWT.

1.4.5 Crossland

El criterio de CROSSLAND (1956) es diferente a los anteriores en el sentido de que no es de plano crítico sino que es un invariante de las tensiones. Mientras que en los anteriores se busca un valor máximo de las tensiones o deformaciones entre todas las direcciones, el criterio de

Crossland solamente necesita calcular las tensiones en una orientación cualquiera y calcular el invariante. Este criterio tiene la ventaja obvia de que necesita un tiempo de computación mucho menor ya que no hay que detectar cuál es la dirección de plano crítico, pero presenta el inconveniente de que se pierde el sentido físico del problema. El parámetro de este criterio es:

$$\text{Cross} = \sqrt{J_{2,a}} + \frac{I_{1,\max}}{3} \left(\frac{3t}{b} - \sqrt{3} \right) \quad (1.4.5)$$

donde $J_{2,a}$ es la amplitud del segundo invariante del tensor desviador de tensiones e $I_{1,\max}$ es el máximo del primer invariante del tensor de tensiones, t es el límite de fatiga a torsión y b es el límite de fatiga a flexión.

Este criterio se puede escribir en función de las tensiones en unos ejes cualesquiera (x,y,z):

$$\text{Cross} = \sqrt{\frac{1}{6} \left((\sigma_{x,a} - \sigma_{y,a})^2 + (\sigma_{y,a} - \sigma_{z,a})^2 + (\sigma_{z,a} - \sigma_{x,a})^2 \right) + \tau_{xy,a}^2 + \tau_{yz,a}^2 + \tau_{zx,a}^2} + \frac{\sigma_{x,\max} + \sigma_{z,\max} + \sigma_{z,\max}}{3} \left(\frac{3t}{b} - \sqrt{3} \right) \quad (1.4.6)$$

Debe comentarse que en el caso de que $t/b = 1/\sqrt{3}$ este parámetro coincide con la tensión equivalente de von Mises escalada por el factor $1/\sqrt{3}$ ($\sigma_{VM} = \sqrt{3}J_{2,a}$).

1.4.6 Ruiz

El parámetro de RUIZ ET AL. (1984) es uno de los pocos criterios de daño que han surgido específicamente para el fretting. Éste en concreto se originó en el estudio del fretting producido en álabes de turbina. En realidad existen dos versiones de este parámetro. A la primera se le llama "parámetro de daño por fretting" *FDP* son sus siglas en inglés:

$$\text{FDP} = \tau \cdot \delta \quad (1.4.7)$$

donde τ es la tensión tangencial en el contacto y δ es el deslizamiento relativo entre las superficies. El máximo de este parámetro a lo largo de la superficie de contacto durante todo el ciclo, según los autores, marca el punto de mayor daño que será donde se inicie la grieta. Una vez iniciada la grieta, se define otro parámetro similar que controlará el crecimiento de la misma, el "parámetro de daño por fretting fatiga" (FFDP):

$$\text{FFDP} = \sigma_T \cdot \tau \cdot \delta \quad (1.4.8)$$

donde σ_T es la tensión normal paralela a la superficie de contacto. Estos parámetros fueron utilizados para detectar los puntos críticos donde más daño se producía, y también para comparar los niveles de daño en distintos ensayos. En cualquier caso, su propia definición restringe su aplicación a la primera fase del crecimiento de la grieta.

1.4.7 MSS (Maximum Shear Strees)

Este criterio fue propuesto por OTSUKA ET AL. (1975, 1981) quien tras ensayar grietas en modo II en aceros observaron que las grietas crecían solamente una distancia muy corta antes de su detención. La propuesta de Otsuka consiste en que la grieta crece en el mismo plano de la máxima tensión tangencial $\tau_{r\theta}$.

La tensión tangencial cerca del extremo de grieta viene dada por la Ec. (1.4.9).

$$\tau_{r\theta} = \frac{1}{2\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} [K_{\text{I}} \sin \theta + K_{\text{II}} (3 \cos \theta - 1)] \quad (1.4.9)$$

Derivando la Ec. (1.4.9) respecto a θ , se obtiene:

$$K_I \cos \frac{\theta}{2} \left[3 \sin^2 \frac{\theta}{2} - 1 \right] = K_{II} \sin \frac{\theta}{2} \left[9 \sin^2 \frac{\theta}{2} - 7 \right] \quad (1.4.10)$$

El ángulo que cumple la Ec. (1.4.10), es el ángulo postulado para el crecimiento de grieta (FAANES, 1995).

Generalmente, el estudio de las grietas en fretting está limitado al crecimiento en modo I, y normalmente se simplifica tomando la dirección perpendicular a la superficie, aunque es sabido que no es la dirección real de las grietas en problemas de fretting fatiga (FAANES, 1995).

Los problemas de fretting fatiga, al igual que otros problemas, están sometidos a un estado de carga complejo, y el extremo de grieta en la fase I de la propagación (FORSYTH, 1962) experimenta un modo mixto de apertura de grieta (BOLD ET AL., 1992; WANG ET AL., 1995). Además, en fretting fatiga la variación de las cargas aplicadas es no proporcional y el ratio entre los FITs no permanece constante durante los ciclos de carga (HOURLIER ET AL., 1985; RIBEAUCOURT ET AL., 2007; DUBOURG Y LAMACQ, 2002). En estas condiciones, las grietas generadas tras la fase de nucleación experimentan procesos de cierre de grieta con contacto entre sus caras, donde pueden encontrarse en estado de adhesión o deslizamiento con fricción (HILLS Y NOWELL, 1994).

La evolución no lineal del estado de grieta y su configuración son fuertemente dependientes del coeficiente de fricción considerado entre las caras de grieta e influyen de manera importante en los valores de K_{II} (DOROGOY Y BANKS-SILLS, 2004).

1.5 CRITERIOS DE ORIENTACIÓN EN PROPAGACIÓN DE GRIETA

Habitualmente, en cargas no proporcionales, la grieta se inicia inclinada respecto a la normal de la superficie y hacia la zona donde las tensiones son mayores debido a las cargas multiaxiales que dominan la zona. Cuando la grieta se propaga alejándose de la zona de iniciación, cambia su inclinación. En esta fase, fase II de la propagación (FORSYTH, 1962), la longitud de grieta supera el tamaño de varios granos, y el enfoque que puede presentar el comportamiento de la grieta en esta fase es el enfoque de la Mecánica de Fractura Elástico Lineal. A continuación, se revisan los criterios que estudian la propagación de grieta en fase II.

1.5.1 MTS (Maximum Tangential Stress o "Hoop Stress")

Este criterio fue definido por ERDOGAN Y SIH (1963), quienes propusieron que la grieta se propaga perpendicularmente a la dirección de la máxima tensión circunferencial cerca del extremo de grieta. Este criterio es equivalente al crecimiento en la dirección en la que $K_{II} = 0$.

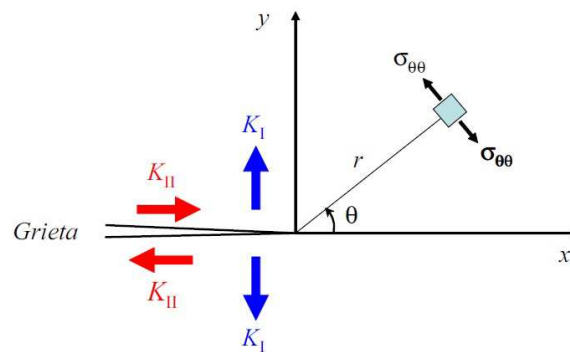


Figura 1.5.1: El extremo de grieta, bajo una carga de modo mixto.

En la cercanía del extremo de grieta, la tensión circunferencial, $\sigma_{\theta\theta}$ denominada en inglés "tangential stress" o "hoop stress" en función de los campos singulares dominados por los FITs K_I , K_{II} (ver Fig. 1.5.1), viene dada por:

$$\sigma_{\theta\theta} = \frac{1}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[K_I \cos^2 \frac{\theta}{2} - \frac{3}{2} K_{II} \sin \theta \right] \quad (1.5.1)$$

Para calcular el ángulo de propagación θ_0 hay que buscar el máximo de $\sigma_{\theta\theta}$ respecto a θ , es decir:

$$\frac{\partial \sigma_{\theta\theta}}{\partial \theta} = 0 \Rightarrow \theta = \theta_0 \quad (1.5.2)$$

Y, por tanto:

$$\theta_0 = \pm \arccos \left(\frac{3K_{II}^2 + \sqrt{K_I^4 + 8K_I^2 K_{II}^2}}{K_I^2 + 9K_{II}^2} \right) \quad (1.5.3)$$

donde el valor positivo del θ_0 se toma cuando K_{II} es negativo, mientras que el valor negativo corresponde a $K_{II} > 0$.

En condiciones de modo II puro ($K_I = 0$) se obtiene un ángulo $\theta_0 = 70.5^\circ$ (BOLD ET AL., 1992). Los estudios experimentales de ERDOGAN Y SIH (1963) concluyeron que las grietas eventualmente sólo se propagan en modo I (BOLD ET AL., 1992).

1.5.2 Criterio de Nuismer

Este criterio (NUISMER, 1975) está basado en una hipotética grieta corta que emana de una grieta larga.

La Fig. 1.5.2 presenta una grieta típica de longitud a , con sus FITs $K_I; K_{II}$. La hipótesis consiste en suponer una grieta inclinada de longitud b , que emana de la grieta existente, y en buscar el ángulo que dé el valor máximo de k_I de esta grieta, siendo k_I y k_{II} los FITs virtuales asociados a la hipotética grieta inclinada b .

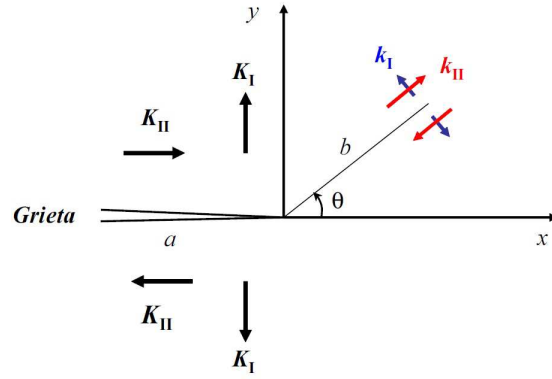


Figura 1.5.2: Un esquema de la grieta típica y sus FITs K_I , K_{II} , y la grieta corta y sus FITs k_I , k_{II} .

Los factores de intensidad de tensiones de la grieta de longitud b se calculan como:

$$k_I = C_{11}(\theta)K_I + C_{12}(\theta)K_{II} \quad (1.5.4a)$$

$$k_{II} = C_{21}(\theta)K_I + C_{22}(\theta)K_{II} \quad (1.5.4b)$$

donde los coeficientes $C_{ij}(\theta)$ se definen como:

$$\begin{aligned} C_{11}(\theta) &= \frac{1}{4} \left(3 \cos \frac{\theta}{2} + \cos \frac{3\theta}{2} \right) \\ C_{12}(\theta) &= -\frac{3}{4} \left(\sin \frac{\theta}{2} + \sin \frac{3\theta}{2} \right) \\ C_{21}(\theta) &= \frac{1}{4} \left(\sin \frac{\theta}{2} + \sin \frac{3\theta}{2} \right) \\ C_{22}(\theta) &= \frac{1}{4} \left(\cos \frac{\theta}{2} + 3 \cos \frac{3\theta}{2} \right) \end{aligned} \quad (1.5.5)$$

El ángulo θ que da el valor máximo de k_I es el ángulo que seguirá la grieta en su propagación según este criterio.

En la Fig. 1.5.3, se presenta una comparación entre el criterio MTS y el de Nuismer, donde se han representado las Ecs. (1.5.4) en función del ángulo θ , y se ha calculado el ángulo de la propagación de grieta utilizando la Ec. (1.5.3) del criterio MTS. Se puede observar que el ángulo obtenido por el criterio MTS coincide con el ángulo obtenido por el criterio de Nuismer, ya que los dos criterios son equivalentes a la hipótesis de que la grieta crece en la dirección donde $k_{II} = 0$ (SURESH, 1998).

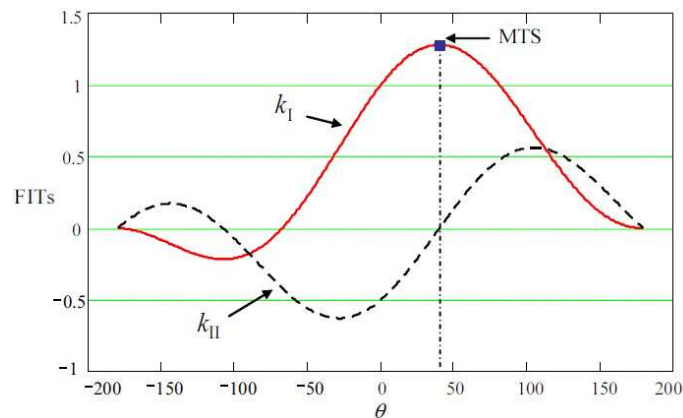


Figura 1.5.3: Comparación entre los criterios MTS y de Nuismer.

1.5.3 MTS modificado para propagación bajo carga cíclica (Hourlier)

Este criterio es una extensión del criterio MTS para propagación bajo carga cíclica, y fue definido por HOURLIER ET AL. (1985). Sus autores propusieron tres variaciones del criterio MTS, asumiendo que la grieta se propaga en la dirección que corresponde al valor máximo, durante todo el ciclo, de $k_I^*(\theta, t)$, $\Delta k_I^*(\theta)$, o $da/dN(\theta)$ (LAMACQ ET AL., 1996; RIBEAUCOURT ET AL., 2007). Estos parámetros se calculan en el extremo de una hipotética grieta corta que emane de la existente, utilizando los FITs K_I , K_{II} en el extremo de grieta antes de su extensión. HOURLIER ET AL. (1985) propusieron otras expresiones para calcular el ángulo, vienen dadas por las Ecs. (1.5.6). Sus resultados coinciden con el criterio de Nuismer cuando se utiliza Δk_I .

$$k_1^*(\theta, t) = G_{11}(\theta)K_I(t) + G_{12}(\theta)K_{II}(t) \quad (1.5.6a)$$

$$k_2^*(\theta, t) = G_{21}(\theta)K_I(t) + G_{22}(\theta)K_{II}(t) \quad (1.5.6b)$$

Se define $\Delta k^*_i(\theta)$ como:

$$\Delta k^*_1(\theta) = \max_t k^*_1(\theta, t) - \min_t k^*_1(\theta, t) \quad (1.5.7)$$

Los coeficientes $C_{ij}(\theta)$ vienen dados por las Ecs. (1.5.8) (RIBEAUCOURT ET AL., 2007).

$$\begin{aligned} G_{11}(\theta) &= \left(\frac{1-m}{1+m} \right)^{\frac{m}{2}} \left(\cos \theta - \frac{\sin \theta}{2\pi} L \right) \\ G_{12}(\theta) &= \left(\frac{1-m}{1+m} \right)^{\frac{m}{2}} \left(-\frac{3}{2} \sin \theta \right) \\ G_{21}(\theta) &= \left(\frac{1-m}{1+m} \right)^{\frac{m}{2}} \left(\frac{1}{2} \sin \theta \right) \\ G_{22}(\theta) &= \left(\frac{1-m}{1+m} \right)^{\frac{m}{2}} \left(\cos \theta + \frac{\sin \theta}{2\pi} L \right) \end{aligned} \quad (1.5.8)$$

con $m = \theta/180$ y $L = \ln(1-m/1+m) - 2*(m/1-m^2)$

LAMACQ ET AL. (1996) comprobaron en sus aplicación a problemas de fretting fatiga que los ángulos obtenidos con el criterio de $k^*_{I_{max}}$ no coinciden con los de $\Delta k^*_{I_{max}}$. Así, la grieta se extiende en la dirección en la que la amplitud de apertura Δk^*_I es máxima, no en la dirección donde se alcanza el máximo de k^*_I , lo que coincide con lo expuesto por POOK (1980).

1.5.4 Efecto de la tensión T (T-stress)

WILLIAMS Y EWING (1972) encontraron que sus resultados experimentales en modo mixto no coincidían con los resultados predichos por el criterio MTS. Ellos explicaron estas discrepancias debido a la presencia de la tensión T , que es una tensión constante paralela a la grieta que corresponde al 2º término del desarrollo de WILLIAMS Y EWING (1972).

Los trabajos experimentales de WILLIAMS Y EWING (1972) demostraron que el término no-singular de la serie de expansión de las tensiones cerca del extremo de grieta, tiene una influencia significativa en la fractura frágil para un material elástico lineal sometido a una carga de modo mixto (SMITH ET AL., 2001).

Las tensiones cerca del extremo de grieta, en coordenadas polares, considerando la tensión T vienen dadas por:

$$\sigma_{rr} = \frac{1}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[K_I \left(1 + \sin^2 \frac{\theta}{2} \right) + K_{II} \left(\frac{3}{2} \sin \frac{\theta}{2} - 2 \tan \frac{\theta}{2} \right) \right] + T \cos^2 \theta + O \left(r^{1/2} \right) \quad (1.5.9a)$$

$$\sigma_{\theta\theta} = \frac{1}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[K_I \cos^2 \frac{\theta}{2} - \frac{3}{2} K_{II} \sin \theta \right] + T \sin^2 \theta + O \left(r^{1/2} \right) \quad (1.5.9b)$$

$$\sigma_{r\theta} = \frac{1}{2\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[K_I \sin \theta + K_{II} (3 \cos \theta - 1) \right] - T \sin \theta \cos \theta + O \left(r^{1/2} \right) \quad (1.5.9c)$$

Se utiliza el mismo concepto del criterio MTS, aunque no para $r \rightarrow 0$ sino a una distancia crítica r_c , suficientemente cerca al extremo de grieta para poder despreciar los términos $O \left(r^{1/2} \right)$, pero donde el efecto de T sea apreciable.

Muchos autores han propuesto aproximaciones al valor de r_c :

- RICE Y JOHNSON (1969) consideraron el valor de r_c como 0.7 veces el radio de la zona plástica de Irwin (1960) bajo condiciones de deformación plana.
- MCMEEKING Y PARKS (1979) obtuvieron que la máxima tensión circunferencial ocurre a una distancia r_c dada por:

$$r_c = \frac{J}{\sigma_y} \quad (1.5.10)$$

donde σ_y es el límite elástico.

En modo I puro, el término T desaparece en la expresión de $\sigma_{\theta\theta}$, Ec. (1.5.9b), en el extremo de grieta y a lo largo de la grieta, $\theta = 0$. Así, el término T no tiene influencia en la fractura frágil, porque se supone que la fractura ocurre en el plano de la grieta $\theta = 0$ (SMITH ET AL., 2001). En condiciones de modo mixto (I+II), la tensión T contribuye a la tensión tangencial.

LEEVERS Y RADON (1982) propusieron un parámetro adimensional llamado ratio biaxial B , que normaliza el efecto de la tensión T , con el factor de intensidad de tensiones en modo I, K_I . Este parámetro viene dado por la Ec. (1.5.11).

$$B = \frac{T\sqrt{\pi a}}{K_I} \quad (1.5.11)$$

Se puede extender la Ec. (1.5.11) al caso de condiciones de modo mixto, sustituyendo K_I por K_{eff} :

$$B = \frac{T\sqrt{\pi a}}{K_{eff}} \quad (1.5.12)$$

donde K_{eff} es:

$$K_{eff} = \sqrt{K_I^2 + K_{II}^2} \quad (1.5.13)$$

1.5.4.1 Criterio MTS generalizado (inclusión del T-stress)

Siguiendo el concepto de ERDOGAN Y SIH (1963) por el que la propagación de grieta en la dirección θ_0 corresponde a la máxima tensión circunferencial, y aplicando la Ec. (1.5.2) a la Ec. (1.5.9b) se obtiene:

$$[K_I \sin \theta_0 + K_{II} (3 \cos \theta_0 - 1)] - \gamma \sin \frac{\theta_0}{2} \cos \theta_0 = 0 \quad (1.5.14)$$

donde

$$\gamma = \frac{16 (T \sqrt{2\pi r_c})}{3} \quad (1.5.15)$$

El ángulo de propagación θ_0 será la raíz de la Ec. (1.5.14). SMITH ET AL. (2001) estudiaron el efecto de la tensión T en la fractura frágil bajo condiciones de modo mixto, y los resultados indican que la tensión T afecta a la fractura. AYATOLLAHI ET AL. (1998) utilizaron el método de elementos finitos para determinar la tensión T , bajo condiciones de modo I puro y modo mixto, sin necesidad de calcular los factores de intensidad de tensiones, y vieron que el ratio biaxial B dado por la Ec. (1.5.12) en modo II es mayor que el obtenido en modo I.

Así, la omisión de la tensión T puede introducir un error que puede llegar a ser considerable para ciertas situaciones de fatiga (SURESH, 1998):

- Grietas de fatiga cortas.
- Grietas que están sometidas a cargas de modo mixto, donde las tensiones tangenciales en el plano de la grieta son mayores que las de Modo I.
- Grietas cortas inclinadas con un ángulo muy pequeño respecto al campo de tracción.

1.6 CRITERIO DE ORIENTACIÓN DE PROPAGACIÓN DE GRIETAS UTILIZADO EN ESTE PROYECTO

La determinación del ángulo en el que se propaga una grieta, en el problema que nos ocupa, ha sido estudiado por diversos autores. Este problema está caracterizado por la aparición de zonas con altos gradientes de tensiones multiaxiales sometidas a carga no proporcional; lo que se traduce en que las direcciones de las tensiones principales cambian a lo largo del ciclo de carga.

FORSYTH distingue entre 2 fases en la vida de una grieta: fase I o de iniciación y fase II o de propagación. En este trabajo se asume que la grieta ya se ha iniciado y estamos en la fase de propagación. En la fase de iniciación la grieta puede tener un ángulo pequeño respecto a la superficie, denominada de tipo I en fase 1 de acuerdo a DUBOURG Y LAMACQ dominadas por la variación de las tensiones tangenciales $\Delta\tau$. En otros casos, las grietas se pueden iniciar con un ángulo mucho mayor con respecto a la superficie (grietas de tipo 2 en fase I (DUBOURG Y LAMACQ)). Las grietas de tipo 2 están dominadas por las variaciones de las tensiones normales $\Delta\sigma_n$.

1.6.1 Criterio de la mínima variación de la tensión tangencial ($\Delta\tau_{min}$)

Los criterios clásicos como el criterio de la tensión máxima circunferencial $\sigma_{\theta\theta}$ (MCS, también llamado MTS del inglés maximum tangential stress) o el criterio del mínimo factor deformación-energía densidad S entre otros son sólo válidos para casos con carga proporcional y no conducen a buenos resultados en el caso que nos ocupa que está sometido a carga no proporcional.

El criterio de orientación de grieta que se va a emplear en este trabajo es el criterio de la mínima variación de la tensión tangencial $\Delta\tau_{min}$ (GINER ET AL,2014) que proporciona una buena correlación con los resultados experimentales. Este criterio es una generalización del llamado "criterio de simetría local" consistente en casos donde hay carga proporcional (COTTERELL and RICE, 1980). El criterio de simetría local establece que

una grieta se propaga en aquella dirección para la cual $K_{II}=0$. En casos de carga no proporcionales, la condición $K_{II}=0$ no se cumple normalmente. Por ello este criterio busca el ángulo en el que la variación ΔK_{II} sea mínima. Esta condición incluye problemas con carga proporcional donde sí se cumple la condición $K_{II}=0$.

En la práctica, el cálculo de los valores de K_{II} en las caras de la grieta en contacto debe incluir el efecto de la fricción en las caras de la grieta, lo cual es costoso computacionalmente y propenso a imprecisiones cuando se utilizan integrales de dominio y de contorno. Como alternativa, este criterio busca el ángulo en el cual el incremento de tensiones tangenciales $\Delta\tau$ en el fondo de grieta es mínimo. Las tensiones tangenciales siempre aparecen en dos puntos ortogonales y por lo tanto existen dos planos donde $\Delta\tau$ es mínimo. De estas dos direcciones posibles, la grieta crecerá en aquella donde $\Delta\sigma_n$ sea máxima porque es el plano donde se pierde menos energía por fricción y donde habrá más energía disponible para que la grieta crezca.

1.6.2 Modelado del problema para el criterio de la mínima variación de la tensión tangencial ($\Delta\tau_{\min}$)

Para modelar el problema se va a considerar una *Carga P* constante en sentido perpendicular al lado largo de la probeta, una tensión σ_{bulk} variable y la introducción de una *Precarga* que actúa en sentido paralelo a la σ_{bulk} y que produce un momento en la zona de la cruz donde se encuentra el concentrador de tensiones. Es habitual distinguir dos etapas claramente diferenciadas: nucleación de grieta y su posterior propagación. Debido a las fuertes tensiones en la zona del concentrador de tensiones es frecuente que los procesos de nucleación en problemas multiaxiales con carga no proporcional ocurran velozmente, consumiéndose la mayor parte de la vida en la fase de propagación. En la realización de este proyecto no se considerará la fase de nucleación o iniciación y se asumirá que la grieta está plenamente formada, con un tamaño suficiente para considerar su entorno como un medio continuo. Por tanto, para analizar la etapa de la propagación de grieta en estas condiciones es absolutamente necesario tener en cuenta la

interacción contacto-grieta para la estimación de los FITs, lo que frecuentemente hace necesario el modelado numérico de esta interacción, por ejemplo, mediante el método de los elementos finitos extendido (X-FEM).

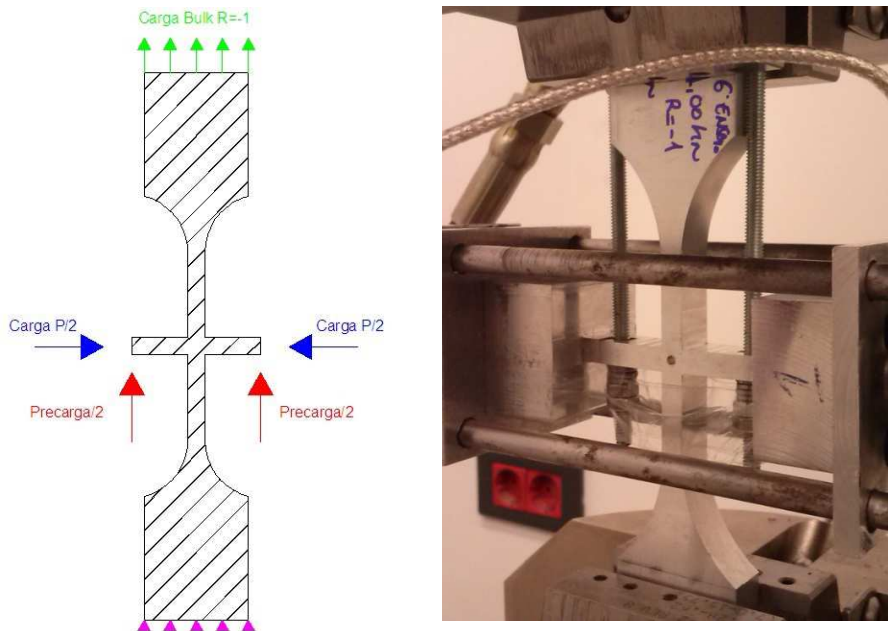


Figura 1.6.1: Estado de cargas para ensayos. No es un problema de fretting fatiga, es un problema de cargas no proporcionales con tensiones multiaxiales.

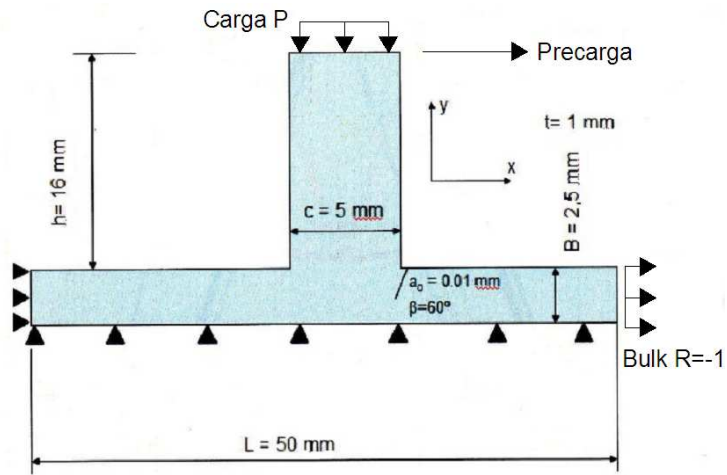


Figura 1.6.2: Estado de cargas para modelado numérico. No es un problema de fretting fatiga, es un problema de cargas no proporcionales con tensiones multiaxiales.

2 REVISIÓN DE FUNDAMENTOS

2.1 INTRODUCCIÓN

En este apartado se hará una revisión de las soluciones propuestas desde el inicio del estudio del problema y se comentará la evolución de los diferentes métodos que han sido utilizados para su resolución.

El Método de los Elementos Finitos se ha consolidado durante las últimas cuatro décadas como el método numérico más versátil para el análisis de problemas de la mecánica del sólido. Tras el establecimiento de las bases del método, muy pronto surgieron aplicaciones directas a la Mecánica de la Fractura (WATWOOD,1969; DIXON Y POOL, 1969). Desde entonces el número de referencias en la literatura acerca de la aplicación del MEF y sus variantes como el X-FEM (MOÉS ET AL., 1999) a la Mecánica de la Fractura ha crecido de forma imparable.

A lo largo de los últimos 40 años han aparecido periódicamente revisiones de los métodos que permiten aplicar el MEF a la mecánica de la Fractura. La década de los 70 fue especialmente fructífera y pronto surgió la necesidad de revisar y ordenar la multitud de trabajos aparecidos y que establecieron la mayoría de los métodos disponibles hoy en día. Así se pueden destacar los trabajos de RICE Y TRACEY (1973) y de GALLAGHER (1978). Posteriormente apareció el libro de OWEN Y FAWKES (1983), de carácter introductorio y que incluye detalles acerca de la implementación de la mayoría de los métodos, y la detallada revisión editada por ATLURI (1986). Raju Y Newman (1984) que presentaron un completo resumen acerca de la aplicación de métodos numéricos para el análisis de grietas 3D, incluyendo comparaciones en base a ejemplos.

2.2 TEORÍA DE LA MECÁNICA DE LA FRACTURA ELÁSTICO LINEAL (MFEL)

Para poder comprender las bases teóricas en las que se fundamenta este proyecto, es necesario realizar una pequeña introducción a los conceptos que se tratan en la mecánica de la fractura elástico lineal (MFEL), así como a los diferentes enfoques disponibles para resolver los problemas relacionados con este campo de la ingeniería.

2.2.1 Introducción a la mecánica de la fractura elástico lineal (MFEL)

La disciplina de la Ingeniería Mecánica que se encarga del estudio del comportamiento bajo cargas en servicio teniendo en cuenta la presencia de defectos internos se conoce como Mecánica de la Fractura. Supone un acercamiento al comportamiento real de los materiales, en contraste con planteamientos más generales como los de Elasticidad y Resistencia de Materiales, que no cuentan en sus desarrollos teóricos con la presencia interna de defectos o grietas.

Esta disciplina presenta numerosas aplicaciones. La más inmediata consiste en relacionar cuantitativamente el nivel de carga aplicada a un componente y el tamaño y posición geométrica de una grieta. También se emplea en fatiga, ya que permite predecir cuánto tiempo será necesario para que una grieta alcance una longitud crítica. Incluso puede predecir en qué condiciones una grieta que progresa rápidamente puede ser detenida. De ahí que las industrias químicas, navales, aeroespaciales, nucleares, etc. tengan en cuenta hoy en día sus principios.

La mecánica de la fractura es una disciplina relativamente reciente. Se puede afirmar que comienza a existir como tal con los trabajos de A.A. GRIFFITH en 1921, pero no fue hasta 1948 con los planteamientos de G.R. IRWIN Y E. OROWAN cuando empezó el creciente interés por este enfoque hasta nuestros días.

A la hora de diseñar un componente, se puede seleccionar el material y realizar el diseño de forma que el componente sea relativamente tolerante a la existencia de grietas (diseño tolerante al fallo). También se puede realizar diseños que incluyan redundancias de forma tal que la fractura del componente no cause un fallo catastrófico de todo el sistema (diseño seguro al fallo). A menudo es necesario realizar inspecciones periódicas, por ejemplo a puentes, aviones, etc., de forma que las grietas no puedan crecer hasta un tamaño peligroso sin ser encontradas y reparadas. Los métodos para inspeccionar grietas no incluyen solamente la simple inspección visual de los componentes, sino métodos más sofisticados como líquidos penetrantes, rayos X o ultrasonidos (en este último método se utilizan las reflexiones de las ondas de sonido de alta frecuencia para descubrir la presencia de grietas). La reparación de las grietas puede consistir, por ejemplo, en mecanizar el extremo con el fin de dejar una superficie lisa, o reforzar la zona de la grieta de alguna manera.

A la hora de diseñar un componente en el que se prevé la aparición de grietas se hace imprescindible controlar la fractura. Este control de la fractura consiste en determinar el estado crítico de tensiones y la longitud de grieta que posibilita que esta crezca muy rápidamente, produciéndose, por tanto, un fallo catastrófico del componente.

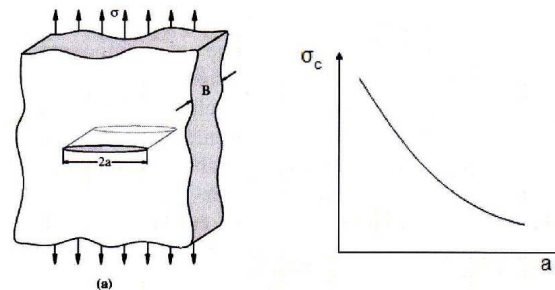


Figura 2.1: Grieta en una placa sometida a tracción. Evolución de la tensión crítica en función del tamaño de grieta.

La Fig. 2.1 muestra una grieta de longitud $2a$ en una placa sometida a tracción. También se ha representado la relación entre la tensión crítica en función del tamaño de la grieta, es decir, aquella tensión que aplicada en los

extremos de la placa con una grieta de longitud $2a$ hace que ésta sea crítica, es decir, que produce una fractura rápida del componente.

A la vista de la gráfica resulta obvio que existe una relación no lineal entre la longitud crítica y la tensión crítica; y el fallo, depende tanto de la tensión aplicada como de la longitud de la grieta. La MFEL se encarga de encontrar los modelos y propiedades de material que sean capaces de predecir el fallo de un componente debido a la propagación de una grieta existente.

2.2.2 Caracterización de los FIT.

Una grieta en un sólido puede estar solicitada en tres modos diferentes, denominados modos de apertura. Como se ilustra en la Fig. 2.2, las tensiones normales dan lugar al Modo I (modo de apertura), donde los desplazamientos de las superficies de la grieta son perpendiculares al plano de la grieta. Las tensiones tangenciales originan los modos II y III. En el modo II los desplazamientos de las superficies están contenidos en su propio plano y son perpendiculares al frente de grieta. En el modo III los desplazamientos de las superficies están contenidos en su propio plano y son paralelos al frente de grieta. La superposición de los desplazamientos de estos tres modos define cualquier otro tipo de deformación de la grieta.

El caso general en el que se dan a la vez diferentes modos de apertura se denomina modo mixto.

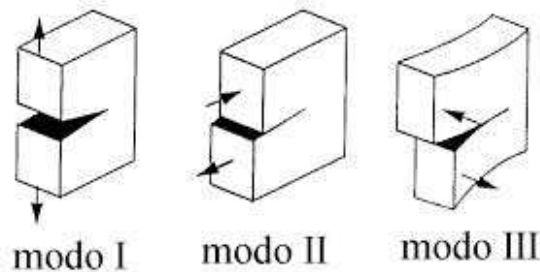


Figura 2.2: Modos de apertura de la grieta.

2.2.3 Planteamiento local de la MFEL.

El primer enfoque de la MFEL del que se hablará, que no el primero históricamente, es el planteamiento local. Este enfoque implica la utilización del Factor de Intensidad de Tensiones K (abreviado FIT), definido como parámetro caracterizante de la severidad de una grieta. El planteamiento local tiene como base el análisis elástico del campo tensional existente en las inmediaciones del extremo de grieta a partir de los trabajos de WESTERGAARD en 1937 y de IRWIN en 1948.

Todos los problemas de la Mecánica de Fractura Elástico Lineal (MFEL) se caracterizan por presentar un comportamiento singular en deformaciones y tensiones en el extremo o frente de grieta.

Para describir el estado tensional en la zona próxima al extremo de grieta se utilizará un sistema local de coordenadas polares como se muestra en la Fig.2.3. Las coordenadas (r, θ) están definidas en el plano XY que es perpendicular al extremo de grieta.

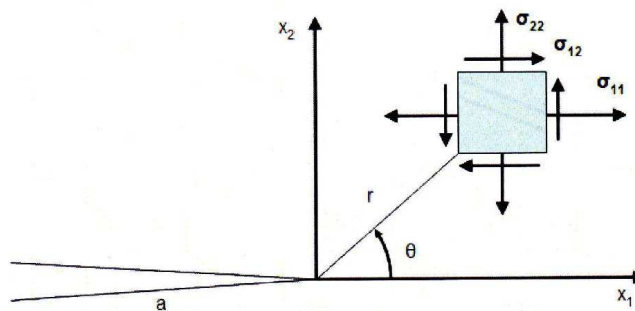


Figura 2.3: Notación utilizada en la definición del campo de tensiones y desplazamientos en un punto cercano al frente de grieta en MFEL.

Las expresiones correspondientes al primer término (término singular) del desarrollo analítico de la solución en tensiones (WILLIAMS, 1952) se pueden encontrar en cualquier texto básico sobre Mecánica de la Fractura (G.DOUTOS, 1993; ANDERSON, 1995). De acuerdo con la nomenclatura

de la Fig. 2.3, las expresiones para el caso general 2D de un sólido con comportamiento elástico, lineal e isótropo son:

$$\begin{aligned} \sigma_{11} = & \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \operatorname{sen} \frac{3\theta}{2} \right) - \\ & - \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \left(2 + \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \right) + T + O(r^{1/2}) + \dots \end{aligned} \quad (2.1)$$

$$\begin{aligned} \sigma_{22} = & \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \operatorname{sen} \frac{3\theta}{2} \right) + \\ & + \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} + O(r^{1/2}) + \dots \end{aligned} \quad (2.2)$$

$$\sigma_{33} = 0 \quad (\text{en tensión plana}) \quad (2.3)$$

$$\sigma_{33} = \nu(\sigma_{11} + \sigma_{22}) \quad (\text{en deformación plana})$$

$$\begin{aligned} \sigma_{12} = & \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} + \\ & + \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \operatorname{sen} \frac{3\theta}{2} \right) + O(r^{1/2}) + \dots \end{aligned} \quad (2.4)$$

$$\sigma_{13} = -\frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} + O(r^{1/2}) + \dots \quad (2.5)$$

$$\sigma_{23} = \frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} + O(r^{1/2}) + \dots \quad (2.6)$$

Para el caso de modo I puro de carga se tendrá que $K_I \neq 0$ y $K_{II} = K_{III} = 0$. Análogamente para los modos II y III. Hay que realizar las siguientes observaciones :

- ✓ Se deben hacer notar la existencia de otros términos que difieren de un problema a otro según las condiciones de contorno aplicadas. Sin embargo, estos términos se pueden considerar despreciables para puntos suficientemente cercanos al extremo de grieta, ya que entonces $r \rightarrow 0$ y los términos aquí representados son los predominantes.
- ✓ Las ecuaciones anteriores son teóricas y no tienen sentido para puntos infinitamente cercanos al extremo de la grieta, ya que entonces las tensiones tienden a infinito. Matemáticamente el extremo de grieta se puede considerar un punto singular (o en 3D, una línea singular).
- ✓ Las tensiones para un punto dado (r, θ) sólo dependen del valor de K_I , K_{II} y K_{III} . Cuanto mayor sean los factores de intensidad de tensiones, mayores serán las tensiones en el entorno del extremo de grieta. Por eso se considera al FIT como parámetro que caracteriza el estado tensional: conocidos los FITs quedan totalmente determinados los campos elásticos de tensiones y desplazamientos en las cercanías del extremo de grieta.
- ✓ Se deduce que cualquier grieta con los mismos FITs tendrá asociado el mismo campo de tensiones en el extremo de grieta.

Análogamente, los primeros términos del desarrollo del campo de desplazamientos en puntos cercanos al extremo de grieta son:

$$u_1 = \frac{K_I}{2\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cos \frac{\theta}{2} (\kappa - \cos \theta) + \frac{K_{II}}{2\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \sin \frac{\theta}{2} (2 + \kappa + \cos \theta) \quad (2.7)$$

$$u_2 = \frac{K_I}{2\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \sin \frac{\theta}{2} (\kappa - \cos \theta) + \frac{K_{II}}{2\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cos \frac{\theta}{2} (2 - \kappa - \cos \theta) \quad (2.8)$$

Donde μ es el módulo de rigidez a cizalladura y es una constante que toma los valores según el estado tensional (constante de Kolosov):

$$\kappa = 3 - 4\nu \quad \text{En deformación plana}$$

$$\kappa = \frac{3 - \nu}{1 + \nu} \quad \text{En tensión plana}$$

Siendo ν el coeficiente de Poisson

Una tensión infinita no puede existir en un material real. Si la carga aplicada no es demasiado elevada, el material puede acomodar la existencia de una grieta inicial ideal de forma que la tensión teóricamente infinita se reduzca a un valor finito. En materiales dúctiles, como es el caso de muchos metales, aparecen grandes deformaciones plásticas en las inmediaciones del extremo de grieta. La región en la que el material fluye se denomina zona plástica. La deformación en el extremo de grieta da lugar a un extremo de grieta con un radio de curvatura pequeño (pero no infinitamente pequeño), de forma que el aspecto del extremo de grieta es romo. De este modo, la tensión no tiende a infinito, y la grieta se abre en su extremo una cantidad δ , denominada desplazamiento de apertura de extremo de grieta (CTOD).

En todos los casos, el extremo de grieta experimenta una gran deformación y se desarrolla una separación finita en el extremo de grieta, se redistribuye en una zona mayor. En el extremo de grieta se alcanza un valor finito de la tensión que puede ser resistido por el material, aunque a partir de una cierta distancia del extremo de la grieta, las tensiones son superiores a las correspondientes a la grieta ideal, de forma que se verifique el equilibrio global de cargas. En cualquier caso, en MFEL la zona plastificada es muy pequeña y queda englobada por los campos elásticos dominados por el FIT (hipótesis de small scale yielding).

De todo lo anterior se deduce que en el Planteamiento Local de la MFEL es muy importante encontrar expresiones explícitas de K . Este a su vez depende de la configuración y geometría del problema, incluyendo la propia longitud de grieta a , como se puede ver en la siguiente ecuación:

$$K = C\sigma^{nom}\sqrt{\pi \cdot a} \quad (2.9)$$

Donde C es el llamado factor geométrico, siendo un parámetro dependiente del modo de apertura de la grieta, el tipo de carga aplicada y obviamente, de la geometría del componente analizado. La tensión nominal σ^{nom} también depende del problema considerado y de las solicitaciones (flexión, torsión,...). En esta ecuación, a es el tamaño de grieta. Es importante remarcar que el FIT tiene unidades $[\text{Mpa}\sqrt{\text{m}}]$ en el SI.

Las ecuaciones 2.1, 2.2 y 2.4 son básicas en MFEL y como se observa están descritas en función de los Factores de Intensidad de Tensiones (FIT) como únicos parámetros caracterizantes. Cuando a finales de los años 60 el MEF comenzó a ser aplicado a problemas de la MFEL, pronto surgió la necesidad de representar correctamente el estado tensional dado por las ecuaciones 2.1, 2.2 y 2.4, ya que la formulación tradicional del MEF no está especialmente indicada para el modelado del comportamiento singular.

Durante los últimos 50 años se han desarrollado numerosos métodos para la determinación del factor de intensidad de tensiones. Desde que Irwin estableció que el valor de los FIT caracteriza de forma unívoca el estado tensional en el entorno del extremo de una grieta en MFEL, su evaluación ha sido un objetivo prioritario en la aplicación de la Mecánica de la Fractura, lo que ha dado lugar a una gran diversidad de técnicas disponibles. Muchos de los planteamientos iniciales, de carácter analítico, han sido en la actualidad superados por la versatilidad que ofrecen los métodos numéricos. En este capítulo, la atención se centra fundamentalmente en este último tipo de métodos, y en particular, en aquellos relacionados con el empleo del Método de los Elementos Finitos (MEF) y del Método de los Elementos Finitos Extendido (X-FEM).

Una visión global de las bases para la determinación de los FIT se puede encontrar en la colección de trabajos editada por SIH (1973) muchos de ellos de carácter analítico, y sobre todo, en el libro de ALIABADI Y ROOKE (1991) (con una parte sustancial orientada a la aplicación del método de los elementos de contorno a la Mecánica de la Fractura) o el completo resumen de ROOKE (1994).

2.2.4 Planteamiento global de la MFEL.

El primer enfoque utilizado en el estudio de la propagación de una grieta en un cuerpo cargado con comportamiento elástico lineal fue el llamado "planteamiento global" o equivalentemente "planteamiento energético". En 1921, A.A. GRIFFITH publicó sus trabajos en los que utiliza el concepto clave de tasa de liberación de energía (strain energy release rate) denotada con el símbolo G en su honor. A veces, G es denominada también velocidad de relajación de energía.

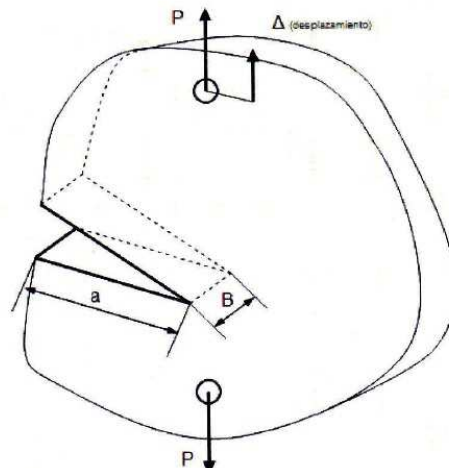


Figura 2.4: Cuerpo cargado con grieta de longitud a y superficie de grieta aB .

Para comprender el planteamiento energético, vamos a considerar el cuerpo de la Fig.2.4 bajo la acción de unas cargas exteriores que lo deforman, este almacenará una energía potencial. Si se supone que contiene una grieta de longitud a , en el momento en el que esta grieta avance un cierta cantidad

Δa , cambiará su geometría, la distribución de sus tensiones, los puntos de aplicación de las cargas, etc. En general, ese cambio supondrá una variación en la energía disponible:

- ✓ Si la variación de energía disponible es igual o mayor que la necesaria para romper la cohesión del material existente en el extremo de grieta, esa grieta progresará. Puede ser que el crecimiento sea de forma inestable, propagándose rápidamente y ocasionando en último término la rotura total de la pieza.
- ✓ Si la variación de la energía disponible es menor que la necesaria para romper el material, la grieta no progresará.

Griffith expresó esta idea del siguiente modo:

“El crecimiento de grieta sólo puede ocurrir si la energía requerida para formar nuevas superficies de grieta dA puede ser suministrada por el sistema”.

Se debe entender "sistema" como el conjunto del propio sólido que contiene la grieta como las cargas exteriores que actúen sobre el cuerpo. Esas "fuentes" de energía necesaria pueden tener el siguiente origen:

1. El sólido es capaz de proporcionar energía liberando parte de su energía de deformación elástica.
2. Las cargas exteriores son capaces de proporcionar energía a partir del trabajo que desarrollan cuando desplazan su punto de aplicación.

Para formalizar una expresión matemática de G , se considera el caso más general tridimensional en el que un cuerpo (elástico o no) está sometido a unas cargas y presenta una grieta con un área A . Como se ha comentado, si las cargas cambian con el tiempo es posible que la grieta avance; por la ley de conservación de la energía es necesario que se cumpla para un cuerpo en equilibrio:

$$\dot{T} = \dot{U}^e + \dot{U}^p + \dot{K} + \dot{\Gamma} \quad (2.10)$$

Donde T es el trabajo realizado por las fuerzas exteriores (supuestas constantes); U^e es la energía potencial de deformación elástica; U^p es el trabajo realizado en el caso que exista deformación plástica; K es la energía cinética del cuerpo; Γ es la energía consumida en generar el área de grieta, por rotura de la estructura del material en el extremo de la grieta.

Como todos los cambios con respecto al tiempo son debidos a un cambio en el área de grieta, se puede escribir:

$$\frac{d}{dt} = A \frac{d}{dA} \quad (2.11)$$

Por tanto es equivalente hablar de variación con respecto al tiempo que variación con respecto al área de grieta. La ley de conservación de la energía queda:

$$\frac{dT}{dA} = \frac{dU^e}{dA} + \frac{dU^p}{dA} + \frac{dK}{dA} + \frac{d\Gamma}{dA} \quad (2.12)$$

En el supuesto de cargas constantes con el tiempo y si la grieta se supone que crece lentamente, se considera el problema como cuasi estático y se puede desprestigiar el término que tiene en cuenta la energía cinética K . La ecuación se puede reordenar como:

$$\frac{d(T - U^e)}{dA} = \frac{dU^p}{dA} + \frac{d\Gamma}{dA} \quad (2.13)$$

En elasticidad se define el término de la energía potencial total (Π) de un sistema a la diferencia:

$$\Pi = U^e - T \quad (2.14)$$

Y por tanto:

$$-\frac{d\Pi}{dA} = \frac{dU^p}{dA} + \frac{d\Gamma}{dA} \quad (2.15)$$

El sentido físico implícito en esta ecuación es que la variación (decrecimiento) en el valor de Π cuando crece una grieta es igual a la variación de la energía consumida en deformación plástica y generación de nuevas superficies de grieta.

En el caso elástico, el trabajo consumido en deformación plástica se puede considerar despreciable y la conservación de la energía queda:

$$-\frac{d\Pi}{dA} = \frac{d\Gamma}{dA} \quad (2.16)$$

El primer término de la ecuación anterior es la definición formal de G , es decir la tasa de liberación de energía por unidad de área de grieta:

$$G = -\frac{d\Pi}{dA} \quad (2.17)$$

Por otro lado, el término del lado derecho tiene que ver con la formación de nuevas superficies de grieta. A veces se escribe de las siguientes formas equivalentes:

$$G=R \text{ o bien } G=G_c \quad (2.18)$$

Donde R se denomina tenacidad a la fractura.

Es decir, G representa la energía disponible para el crecimiento de grieta y R (G_c) representa la resistencia del material que debe ser vencida para que la grieta progrese. Es lógico pensar que R es una propiedad de cada material.

De lo anterior se deduce el siguiente criterio de fallo en Mecánica de la Fractura Elástico Lineal:

- ✓ Si $G < R$ la grieta no llega a progresar.
- ✓ Si $G > R$ la grieta crece. Su crecimiento puede ser estable o inestable.

2.3 MÉTODO DE LOS ELEMENTOS FINITOS (FEM)

Para caracterizar las ecuaciones 2.1, 2.2 y 2.4 a través de los Factores de Intensidad de Tensiones (FIT) es necesaria la implementación de un método que permita obtener el resultado de los FIT teniendo en cuenta la singularidad producida por la propia grieta.

Para la aplicación del Método de los Elementos Finitos aplicado a la simulación del crecimiento de grieta se aplica el siguiente esquema:

- ✓ Modelado de la geometría del problema.
- ✓ Generación de la malla, teniendo presente la grieta. Por lo tanto se tendrá que realizar una malla que llegue hasta una de las caras de la grieta, la bordee y continúe por la otra cara, generando la discontinuidad como puede apreciarse en la Fig. 2.5. Hay que tener en cuenta que un factor determinante será el refinamiento en torno a la singularidad, con el correspondiente coste computacional asociado.

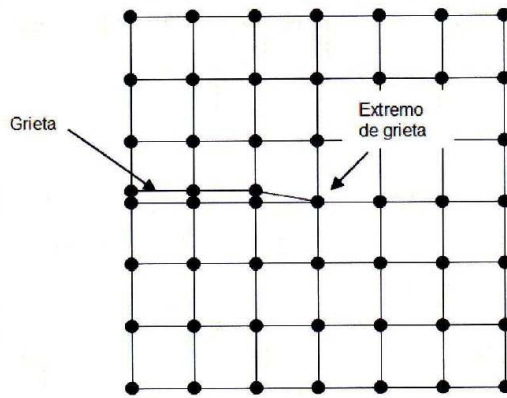


Figura 2.5: Detalle de malla según el planteamiento FEM.

- ✓ Aplicación del FEM para la resolución de las ecuaciones del apartado anterior. Se obtienen sendos valores para el Factor de Intensidad de Tensiones a través, por ejemplo, de técnicas de extrapolación de tensiones, extrapolación de desplazamientos o aplicación de integrales de dominio.
- ✓ Resolución del criterio correspondiente (en función de los FIT) para la obtención del ángulo que seguirá el siguiente incremento de grieta.
- ✓ Generación de la nueva geometría añadiendo el nuevo incremento de grieta con su correspondiente ángulo calculado en el paso anterior. Notar que se ha de desechar la geometría anterior con su malla asociada.
- ✓ Mallado de la nueva geometría teniendo en cuenta los 2 incrementos de grieta.
- ✓ Y así sucesivamente hasta alcanzar la longitud de grieta deseada o provocar la rotura de la pieza.

Como puede observarse, el Método de los Elementos Finitos aplicado a la MFEL requiere de un gran consumo de tiempo, tanto de interacción con

el usuario como computacional ya que para cada nuevo incremento de grieta se ha de generar una nueva malla que tenga en cuenta el nuevo tramo de grieta que se ha calculado para posteriormente calcular los FIT y aplicar el criterio correspondiente de orientación de grieta.

2.4 MÉTODO DE LOS ELEMENTOS FINITOS EXTENDIDO (X-FEM)

En la formulación convencional de elementos finitos, la existencia de una grieta se modela explícitamente mediante la frontera de los elementos. En contraste, en el método X-FEM los lados de los elementos no tienen por qué coincidir con la posición de la grieta, lo que proporciona una gran versatilidad. Los métodos que no requieren mallas, como el "Element Free Galerkin Method", o métodos sin malla (BELYTSCHKO ET AL. 1994), se empezaron a utilizar en la mecánica computacional para dar solución a problemas que representaban dificultades con el MEF. No obstante, estas técnicas requieren cálculos computacionales más complejos, relacionados con la generación de funciones representativas y cuadraturas adicionales. Además presentan dificultades para satisfacer las condiciones de contorno de Dirichlet.

El método X-FEM se basa en el enriquecimiento del modelo de elementos finitos con grados de libertad adicionales en los elementos geoméricamente intersectados por la grieta. De esta forma la discontinuidad se incorpora sin modificar la discretización de la malla, que es generada sin considerar la posición de la grieta. Obviamente, en la implementación del X-FEM, es necesario conocer topológicamente la posición de la grieta respecto a la malla. Con este fin, se utiliza la técnica LS (Level set Method) para caracterizar los elementos y nodos afectados por la grieta (denominados nodos y elementos enriquecidos). En la Fig. 2.6 se muestra una porción de la malla utilizada en este trabajo mostrando con círculos los nodos enriquecidos con 2gdl adicionales (total 4 gdl) y con cuadrados los nodos enriquecidos con

8 gdl adicionales (total 10gdl). Los elementos enriquecidos son aquellos que contienen al menos un nodo enriquecido.

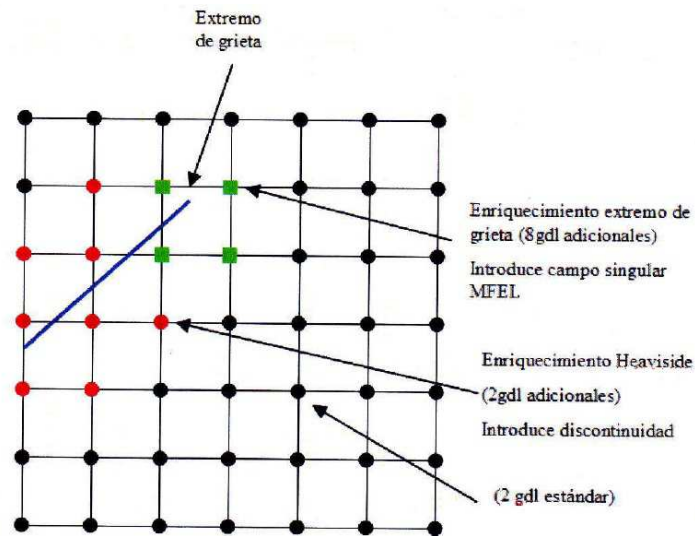


Figura 2.6: Detalle de malla según el planteamiento X-FEM.

Los nodos con 2 gdl adicionales (uno para cada dirección del plano) tienen definidas funciones de forma que incluyen la función de Heaviside $H(x)$ (módulo unitario y cambio de signo en la cara de la grieta). Físicamente, esta función introduce la discontinuidad entre caras de grieta. Los nodos con 8gdl adicionales son enriquecidos en las dos direcciones del plano con 4 funciones $F_j(x)$ que reproducen el comportamiento singular de la MFEL en tensiones. De esta forma, en el caso bidimensional, la interpolación de elementos finitos, considerando un punto de coordenadas x , resulta:

$$u_{ef}(x) = \sum_{i=1}^{m_{malla}} N_i(x) \left[u_i + H(x)a_i + \sum_{j=1}^4 F_j(x)b_i^j \right] \quad (2.19)$$

Donde nn_{malla} es el número total de nodos de la malla, $N_i(x)$, u_i son las funciones de forma y gdl convencionales de cada nodo i y a_i , b_i^j los gdl de libertad adicionales asociados a las funciones de Heaviside $H(x)$ y de extremo de grieta $F_j(x)$. Es importante indicar que en la ecuación los gdl adicionales a_i y b_i^j sólo se añaden para aquellos nodos que son enriquecidos, según la topología grieta-malla.

Como sucede en el MEF, es necesario realizar integraciones numéricas en el dominio del elemento para el cálculo de la matriz de rigidez. Sin embargo, el hecho de que exista la discontinuidad debida a la grieta, exige dividir previamente los elementos intersectados por ella en subdominios en los que la grieta sea uno de sus lados.

3 ENSAYOS EXPERIMENTALES

3.1 INTRODUCCIÓN

En este apartado se van a realizar 7 ensayos en los cuales se podrá observar el ángulo de iniciación y la dirección de crecimiento de grieta para distintas combinaciones de carga. También se podrá obtener la vida total en ciclos de cada probeta.

Habrán dos tipos de probetas las cuales se diferencian únicamente por su geometría, manteniendo el mismo material. La diferencia radica en la ubicación de un agujero pasante en la zona central de la cruz. Por lo tanto, en dicha zona habrá dos concentradores de tensiones. Ver Fig. 3.1

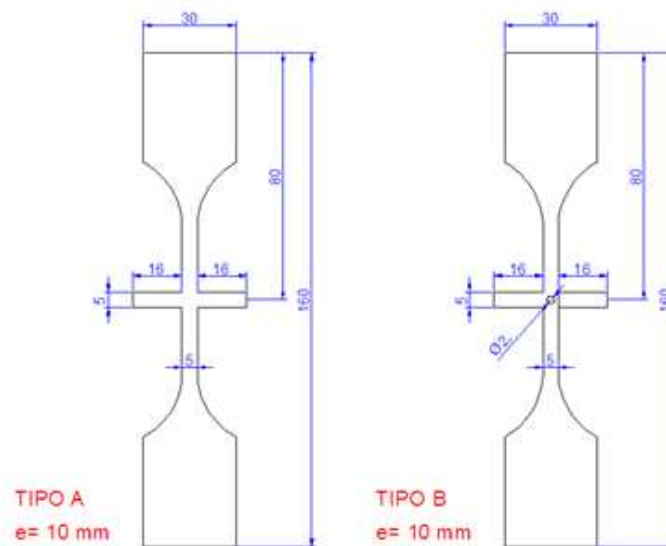


Figura 3.1: Geometría de las probetas a ensayar.

Las cargas que se van a aplicar en los ensayos son de tres tipos:

- ✓ Una carga estática denominada *Precarga* que producirá un momento en la zona del concentrador de tensiones de la probeta.
- ✓ Una carga estática denominada *Carga P*, que producirá un axil de compresión en la zona del concentrador de tensiones de la probeta.
- ✓ Una carga alternante denominada *Carga Bulk*, con $R=-1$ que se encargará de producir los ciclos de fatiga en la probeta.

A continuación se representa el esquema de cargas y de condiciones de contorno. Ver Fig. 3.2.

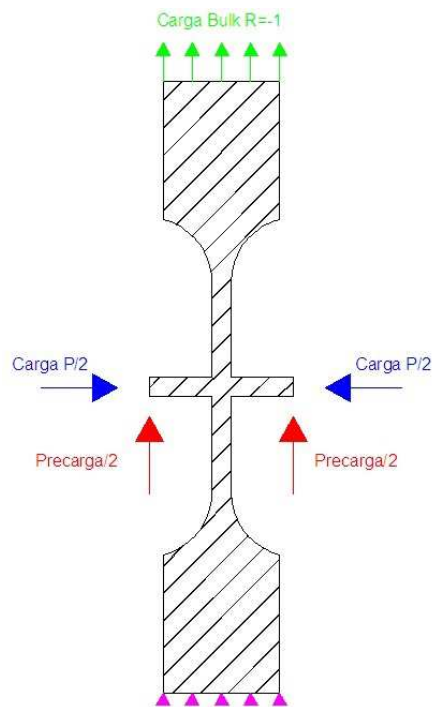


Figura 3.2: Esquema de cargas y de condiciones de contorno en la probeta

3.2 DESCRIPCIÓN DE LA REALIZACIÓN DE LOS ENSAYOS EXPERIMENTALES

Los ensayos ha sido realizados en el Departamento de Ingeniería Mecánica y de Materiales de la Universidad Politécnica de Valencia. La máquina de fatiga empleada ha sido una máquina servo hidráulica Instron 8801, de 100 kN. mostrada en la Fig. 3.3.

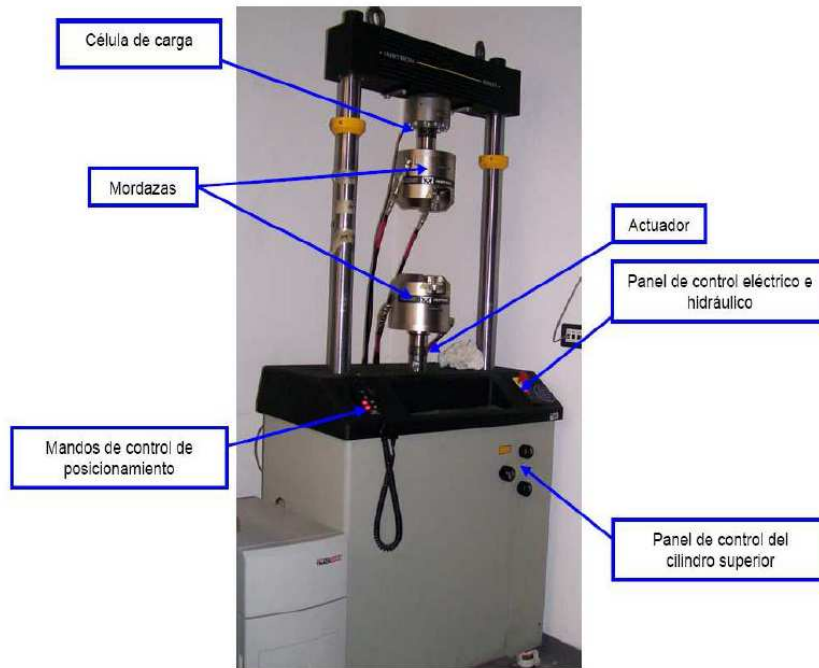


Figura 3.3: Máquina servo hidráulica Instron 8801 de 100 kN.

El equipo está controlado por un software que utiliza un protocolo GPIB (General Purpose Interface Bus) de National Instruments mediante el standard IEEE 488 para controlar la máquina.

En los ensayos se introducen tres cargas diferentes. Las tres cargas se dividen de la siguiente manera:

- ✓ Carga *Bulk*: Esta es la carga alternante con $R=-1$, producida por la máquina servo hidráulica en el sentido longitudinal de la probeta.
- ✓ Carga *P*: Esta es la carga constante producida por el utillaje diseñado en el departamento en el sentido transversal de la probeta. El utillaje contiene una célula de carga para medir el valor de la carga *P*
- ✓ *Precarga*: Esta carga es constante y produce un momento en el concentrador de tensiones ubicado en la cruz que forma la probeta. Esta carga es aplicada en la probeta mediante la máquina servo hidráulica con la ayuda de un utillaje diseñado para que al cargar la máquina servo hidráulica, se apriete el utillaje mediante un tornillo tope y se quede precargada la probeta.

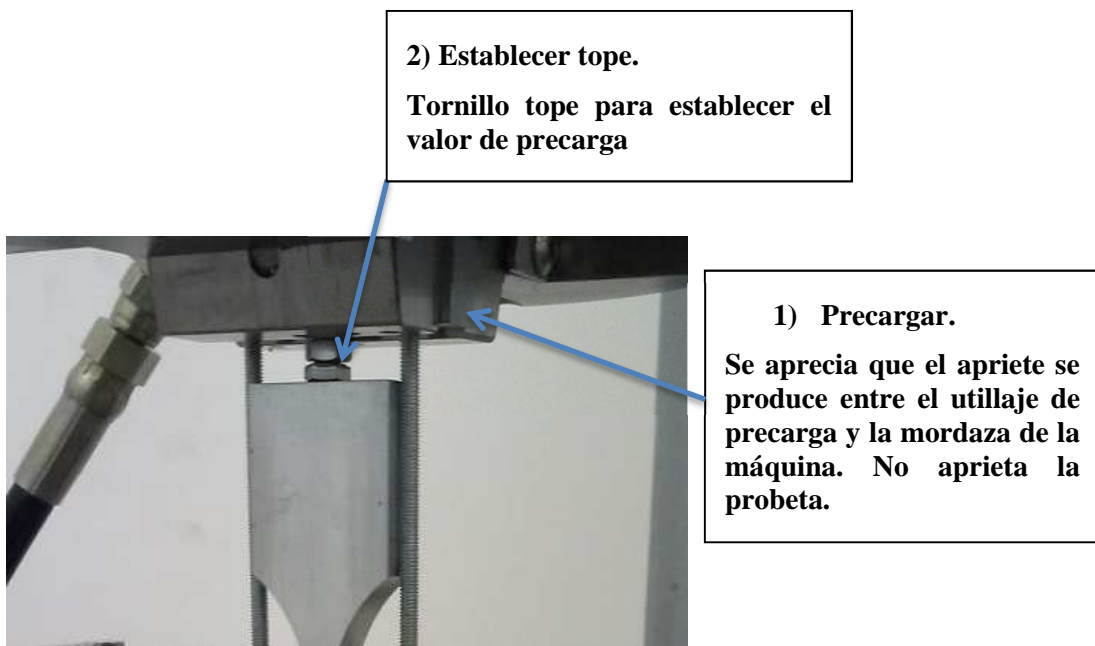
El procedimiento para poder producir las tres cargas se ha de realizar escalonadamente:

1. Colocar la probeta en la máquina servo hidráulica junto con el utillaje para realizar la precarga, y precargar hasta el valor determinado. Una vez precargada la probeta, ajustar el utillaje mediante el tornillo tope, parar la máquina servo hidráulica y sacar la probeta. Ver Fig. 3.4, 3.5 y 3.6.



Utilaje para producir la Precarga

Figura 3.4: Probeta con el utilaje para ser precargada mediante la máquina servo hidráulica.



2) Establecer tope.

Tornillo tope para establecer el valor de precarga

1) Precargar.

Se aprecia que el apriete se produce entre el utilaje de precarga y la mordaza de la máquina. No aprieta la probeta.

Figura 3.5: Colocación en la máquina servo hidráulica de la probeta con el utilaje para ser precargada.



Figura 3.6: Probeta precargada comparada con probeta no precargada.

2. Colocar el utillaje diseñado por el departamento para producir la carga constante P en el sentido transversal de la probeta. Anteriormente se han calculado los valores que muestra la célula de carga y que corresponden a cada valor que se introducirán en los diferentes ensayos. Ver Fig. 3.7.
3. Colocar la probeta junto con los dos utillajes en la máquina servo hidráulica para producir la carga alternante Bulk con $R=-1$ que será la que producirá la carga de fatiga y comenzar a realizar el ensayo correspondiente. Ver Fig. 3.8 y 3.9.



Figura 3.7: Probeta precargada y cargada con el utillaje diseñado para producir la carga constante P. Actúan momento y axil.



Figura 3.8: Probeta colocada en la máquina de ensayos para producir la carga alternante Bulk. Actúan momento, axil y carga alternante.



Figura 3.9: Probeta colocada en la máquina de ensayos para producir la carga alternante Bulk. Actúan momento, axil y carga alternante.

3.2.1 Caracterización del material y características de las probetas

El material empleado en los ensayos es una aleación de aluminio Al7075-T6, cuyas propiedades micro estructurales, mecánicas y de fatiga se muestran en la Tabla 3.1.

Los valores se han caracterizado (excepto ΔK_{th} y ν) mediante ensayos experimentales llevados a cabo en nuestros laboratorios.

Tabla 3.1: Propiedades mecánicas y de fatiga de la aleación Al7075-T6, R = -1

Límite elástico	σ_y	503 MPa	Experimental
Límite de rotura	σ_u	572 MPa	Experimental
Límite de fatiga	σ_f	166 MPa (10^7 ciclos)	Experimental
Coefficiente de Poisson	ν	0.3	-
Tamaño de grano	D	10 - 30 μm	Experimental
Umbral del crecimiento	ΔK_{th}	2.2 MPa $\sqrt{\text{m}}$	(NAVARRO, 2005)
Coefficiente de resistencia a fatiga	σ'_f	1485.6 MPa	Experimental
Exponente de resistencia a fatiga	b	-0.1445	Experimental

Las probetas empleadas en estos ensayos presentan la clásica geometría de hueso de perro pero modificando la geometría para que contenga una cruz al centro de ésta. Hay dos tipos de probeta para dos tipos de ensayo, una sin agujero y otra con un agujero de 2 mm en el centro geométrico de la probeta. La sección de las probetas es rectangular, y tiene una sección útil de 5x10 mm, tal y como se muestra en la Fig. 3.10a y 3.10b.



Figura 3.10a: Probeta tipo cruz sin agujero. Ensayo tipo A



Figura 3.10b: Probeta tipo cruz con agujero. Ensayo tipo B.

Todas las probetas provienen del mismo lote de barras rectangulares de la aleación de aluminio Al7075-T6, y han sido mecanizadas mediante CNC.

En la Fig. 3.11 se muestra la microestructura del Al7075-T6 utilizado, obtenida después de la etapa de pulido y ataque químico. Se ha medido un tamaño de grano promedio superior a $30\ \mu\text{m}$ en la dirección de la carga axial aplicada, e inferior a $\approx 10\ \mu\text{m}$ en la dirección perpendicular a la superficie de la cara superior de la cruz.

Se han realizado ensayos en condiciones de fatiga sin fretting con $R=-1$ (denominada "plain fatigue"). En la Fig. 3.12 se representa la tensión alternante frente al número de ciclos. El ajuste de los datos ha permitido determinar la ecuación de Basquin, obteniendo el valor del coeficiente de resistencia a fatiga y exponente de resistencia a fatiga, mostrados en la Tabla 3.1.

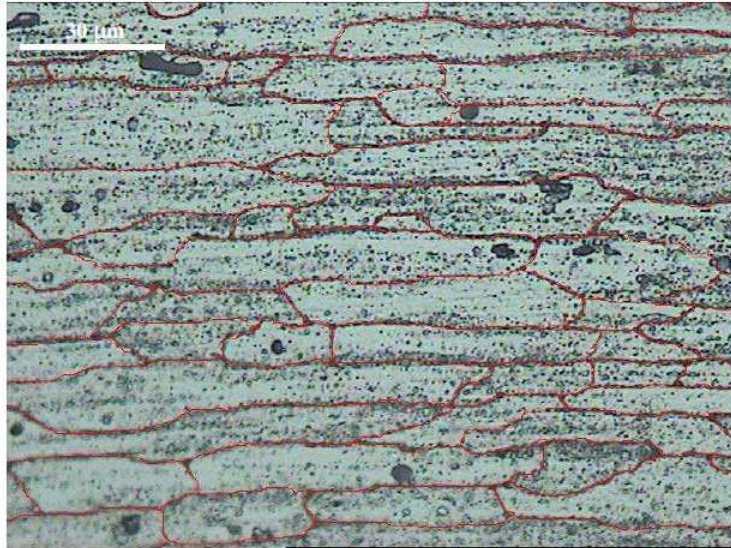


Figura 3.11: Micrografía óptica del Al7075-T6.

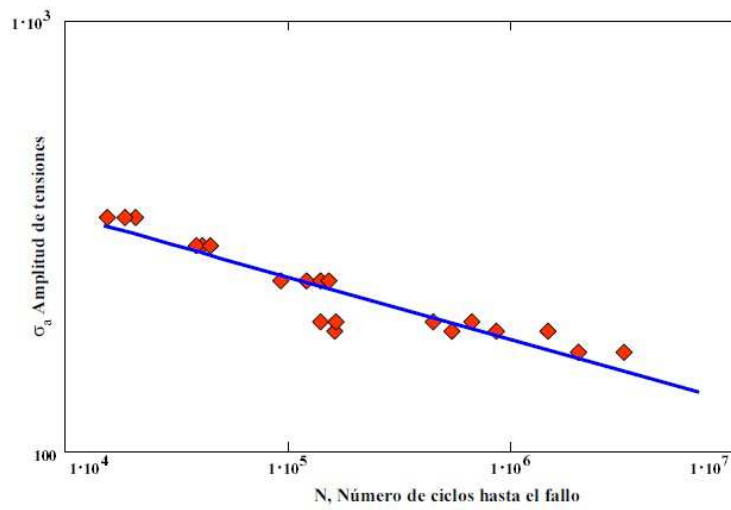


Figura 3.12: Curva Tensión - Vida "Plain Fatigue".

3.2.2 Ensayos con tensiones multiaxiales no proporcionales

Se realizaron ensayos con tensiones multiaxiales no proporcionales con los utilajes antes comentados (ver Fig. 3.4 y Fig. 3.7). En todos ellos se aplicó una *carga normal* P que se mantuvo constante durante el ensayo, una *Precarga* que también se mantuvo constante y una carga cíclica “*Bulk*” con $R=-1$.

La Tabla 3.2 muestra las cargas aplicadas en los ensayos que acabaron en el fallo de la probeta. La carga axial cíclica aplicada es la *Bulk*, la carga normal aplicada es P y la Precarga aplicada es *Precarga*. Se realizaron 7 ensayos con diferentes configuraciones de carga y para los dos tipos de probeta A y B . En la Tabla 3.2 se han recogido los siete ensayos con cada configuración. En la figura 3.13 se puede ver el esquema de aplicación de cargas y condiciones de contorno de los ensayos realizados.

Tabla 3.2: Las cargas y número de ciclos aplicados en los ensayos que terminaron con el fallo de la probeta.

Ensayo	Probeta	P (kN)	Precarga (kN)	Bulk (kN)	Nf (Ciclos)
1	A	0	0.5	2.0	341.166
2	A	2.5	0.5	2.0	617.133
3	A	2.5	1.0	2.0	2.690.700
4	A	2.5	1.5	2.0	161.533
5	A	2.5	2.0	2.0	86.000
6	B	2.5	1.0	2.0	44.000
7	B	2.5	1.0	1.0	1.225.625

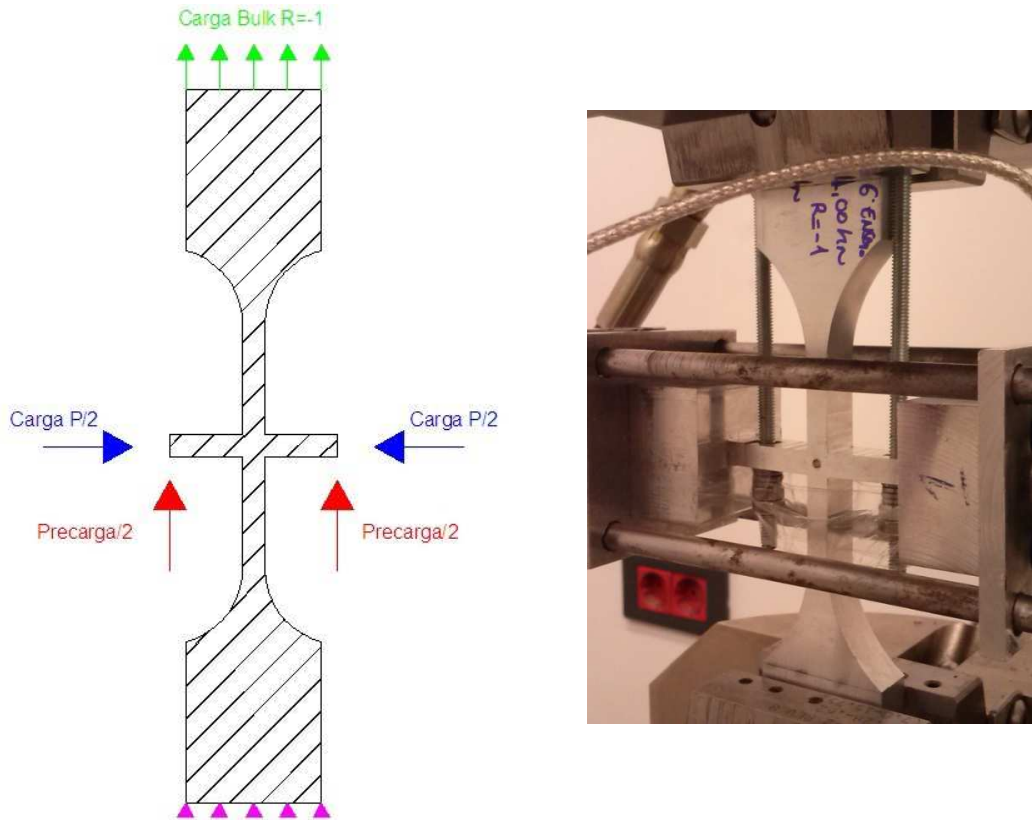


Figura 3.13: Esquema y situación real de la aplicación de las cargas y de las condiciones de contorno en los ensayos realizados.

3.2.3 Resultado de los ensayos con tensiones multiaxiales no proporcionales

En este apartado se van a mostrar los resultados de los ensayos obtenidos mediante fotografías donde se aprecia el valor del ángulo que toma cada grieta en la fase inicial de propagación y el camino recorrido. Asimismo, se recogerán los datos en la tabla 3.3 a modo de resumen.

3.2.3.1 Resultados gráficos de los ensayos.

Ensayo	Probeta	Carga P (kN)	Precarga (kN)	Carga BULK (kN)
1	A	0.0	0.5	2.0

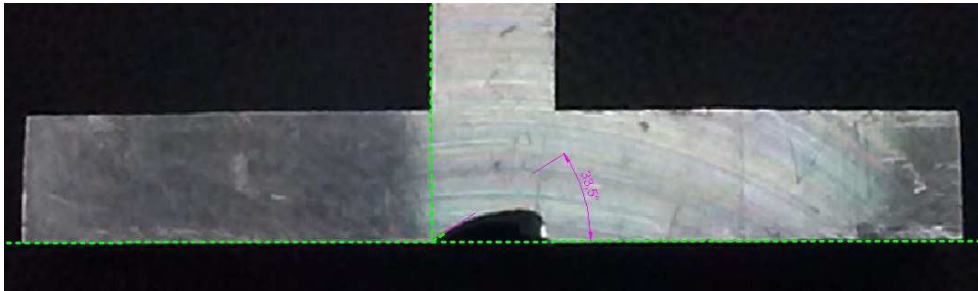


Figura 3.14a: Grieta ensayo 1.



Figura 3.14b: Ángulo iniciación de grieta ensayo 1.

Ensayo	Probeta	Carga P (kN)	Precarga (kN)	Carga BULK (kN)
2	A	2.5	0.5	2.0

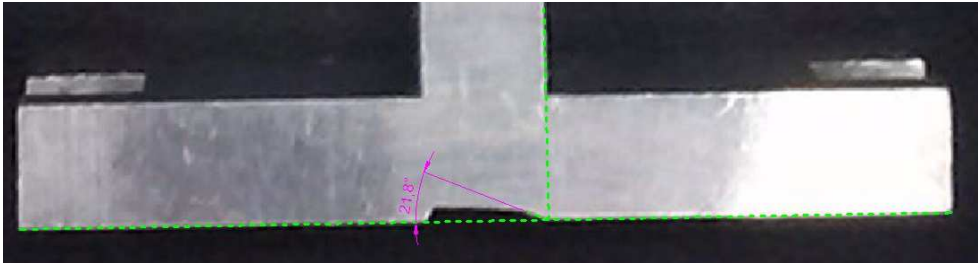


Figura 3.15a: Grieta ensayo 2.

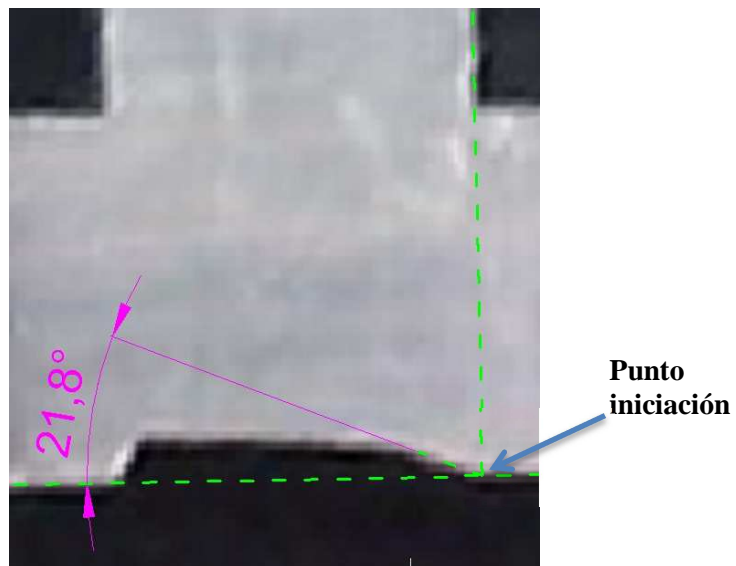


Figura 3.15b: Ángulo iniciación de grieta ensayo 2.

Ensayo	Probeta	Carga P (kN)	Precarga (kN)	Carga BULK (kN)
3	A	2.5	1.0	2.0

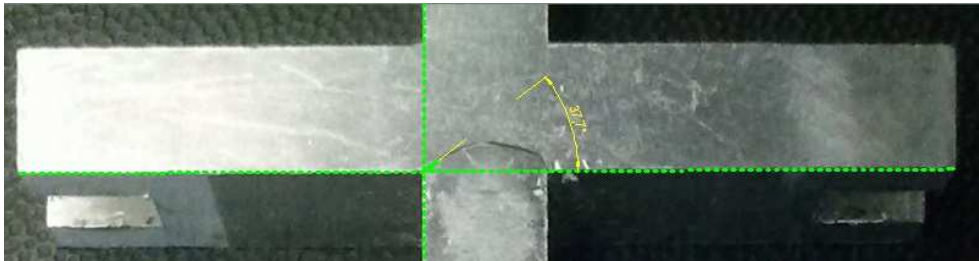


Figura 3.16a: Grieta ensayo 3.

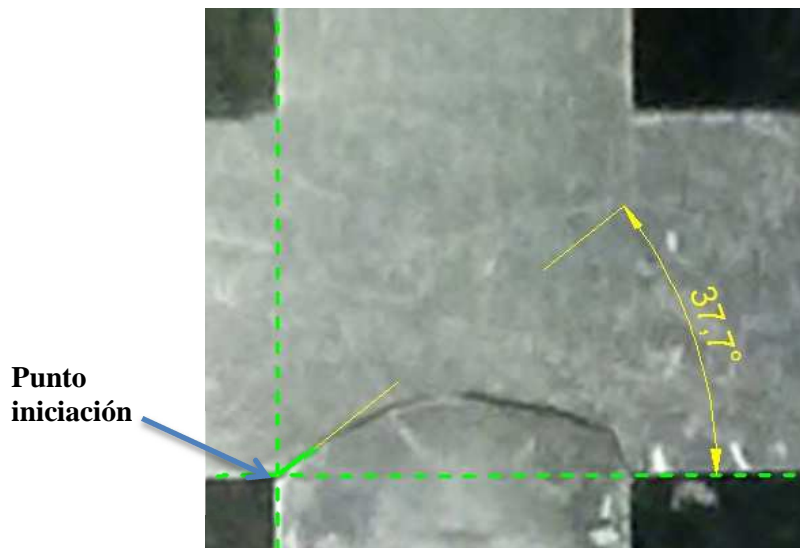


Figura 3.16b: Ángulo iniciación de grieta ensayo 3.

Ensayo	Probeta	Carga P (kN)	Precarga (kN)	Carga BULK (kN)
4	A	2.5	1.5	2.0

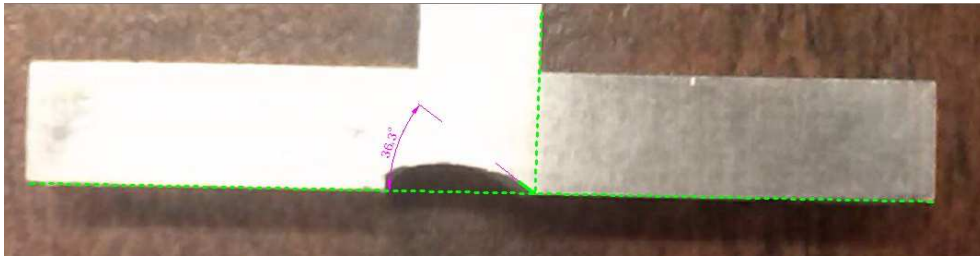


Figura 3.17a: Grieta ensayo 4.

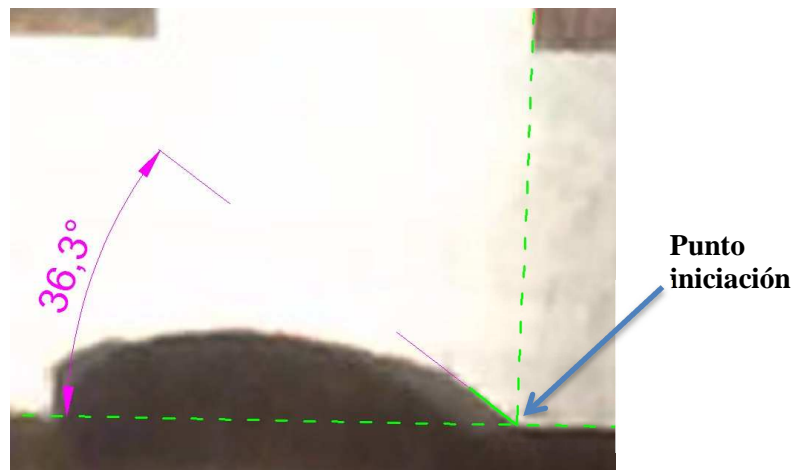


Figura 3.17b: Ángulo iniciación de grieta ensayo 4.

Ensayo	Probeta	Carga P (kN)	Precarga (kN)	Carga BULK (kN)
5	A	2.5	2.0	2.0

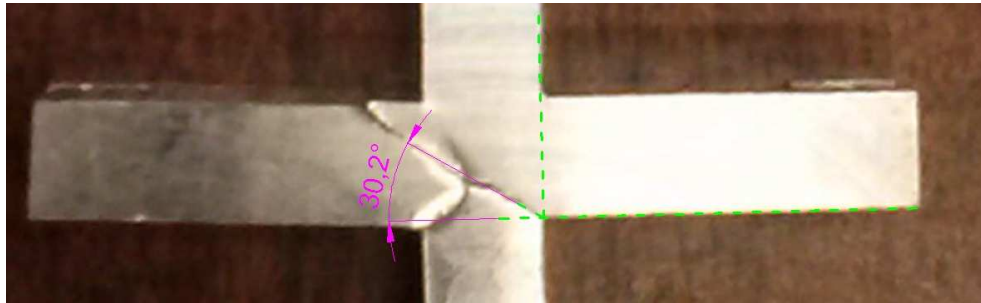


Figura 3.18a: Grieta ensayo 5.

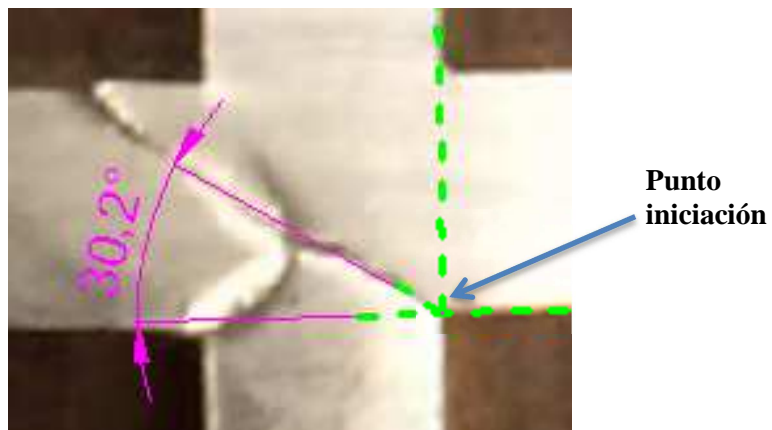


Figura 3.18b: Ángulo iniciación de grieta ensayo 5.

Ensayo	Probeta	Carga P (kN)	Precarga (kN)	Carga BULK (kN)
6	B	2.5	1.0	2.0

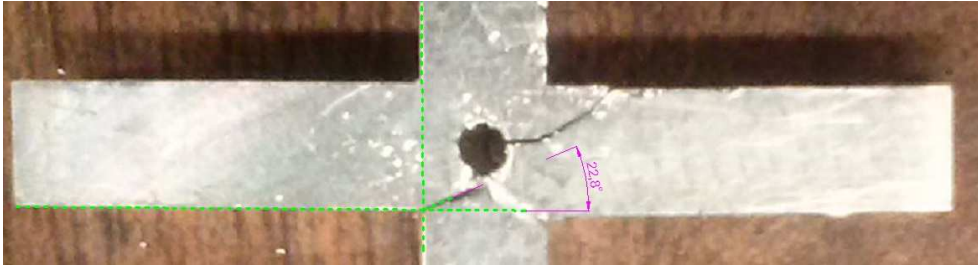


Figura 3.19a: Grieta ensayo 6.

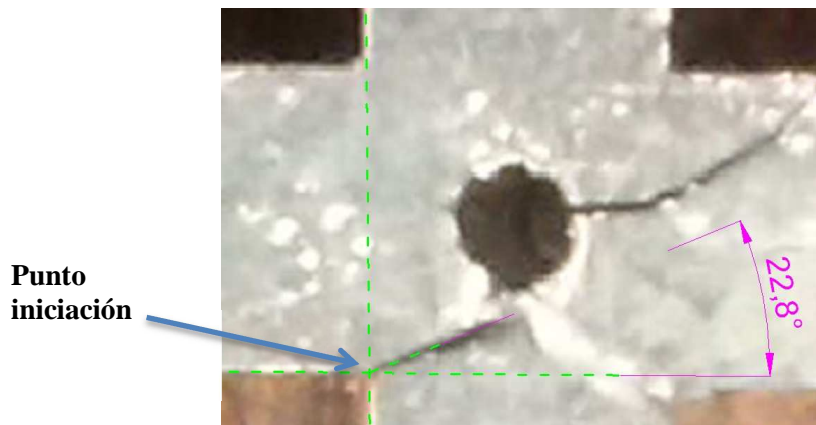


Figura 3.19b: Ángulo iniciación de grieta ensayo 6.

Ensayo	Probeta	Carga P (kN)	Precarga (kN)	Carga BULK (kN)
7	B	2.5	1.0	1.0



Figura 3.20a: Grieta ensayo 7.

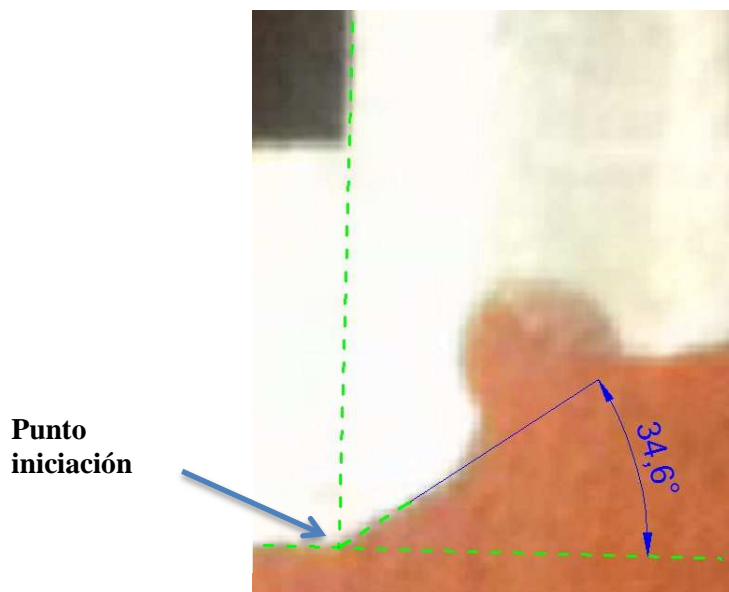


Figura 3.20b: Ángulo iniciación de grieta ensayo 7.

3.2.3.2 Tabla resumen resultados de los ensayos.

Se presenta la tabla resumen de todos los ensayos realizados donde se aprecian los valores de las distintas cargas aplicadas y los ángulos en el punto de iniciación obtenidos.

Tabla 3.3: Resumen de las cargas aplicadas y su correspondiente ángulo en la fase de iniciación de grieta.

Ensayo	Probeta	Carga P (kN)	Precarga (kN)	Carga BULK (kN)	Ángulo iniciación de grieta (°)
1	A	0.0	0.5	2.0	33.50°
2	A	2.5	0.5	2.0	21.80°
3	A	2.5	1.0	2.0	37.70°
4	A	2.5	1.5	2.0	36.40°
5	A	2.5	2.0	2.0	30.20°
6	B	2.5	1.0	2.0	22.80°
7	B	2.5	1.0	1.0	34.60°

4 ORIENTACIÓN DE GRIETA APLICANDO XFEM

4.1 INTRODUCCIÓN

Para ilustrar el estado actual en el que se encuentra el cálculo y predicción de la orientación de grieta en la ingeniería mecánica, se ejecuta una simulación utilizando el método de elementos finitos extendido, abreviado XFEM.

Para ello se modela una probeta que tiene las dimensiones indicadas en la Fig.4.1 y 4.2:

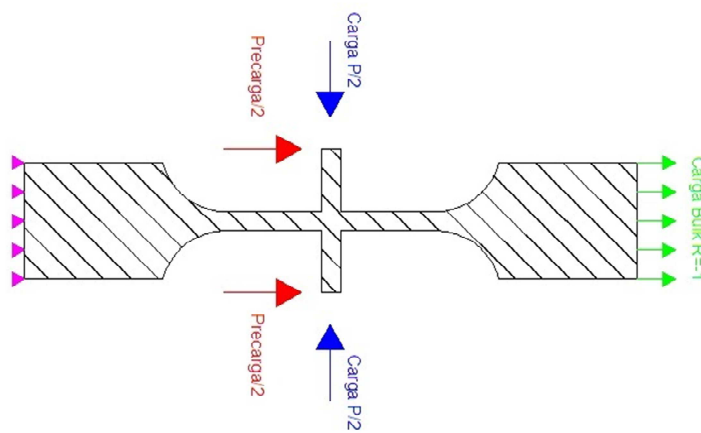


Figura 4.1: Geometría y condiciones de contorno de la simulación de los ensayos.

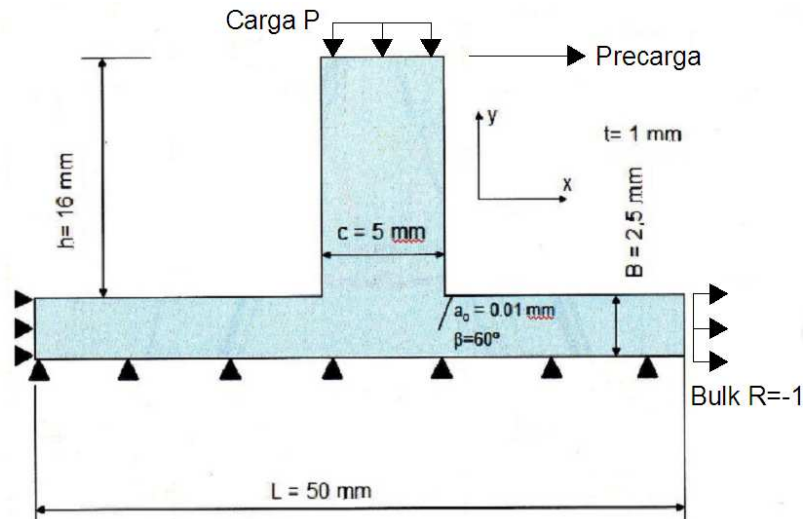


Figura 4.2: Geometría y condiciones de contorno de la simulación de los ensayos a introducir en el software.

Las dimensiones del modelo son $h=16\text{mm}$; $c=2B=10\text{mm}$; $L=50\text{mm}$ y con un espesor t de 1mm . El coeficiente de fricción que se ha tomado para modelar el contacto entre el indentador y la probeta es $\mu_{\text{int}}=0,8$ como se ha tomado anteriormente en los modelos. Se crea una grieta de tamaño $a_0=0,1\text{mm}$ e inclinada según los grados obtenidos en los ensayos de las probetas pero sobre la horizontal ($90 - \theta_{\text{Ensayos}}$).

El material empleado en esta simulación es aluminio EN AW- 7075-T6 según norma EN-485-2 cuyas características se pueden consultar en la Tabla 4.1, y cuyo módulo de elasticidad E es 72GPa

Con objeto de minimizar el número de elementos empleados, teniendo en cuenta que la geometría de la pieza es simétrica en el eje X como respecto del eje Y se modela sólo la mitad superior de la pieza y se aplican condiciones de contorno de simetría en la línea horizontal inferior ($U_2=0$). Dado que la zona de estudio es el contorno de la grieta, se restringen los movimientos de la línea vertical izquierda ($U_1=0$) para que la pieza sea isostática.

En el caso que nos ocupa, en la Fig.4.2, se puede ver una figura con la malla creada y un detalle en la Fig.4.3 de esta malla alrededor de la grieta. En esta Fig.4.3 se puede ver cómo se modela una grieta sin modificar la malla tal como se explicaba en el capítulo 2.4; en el extremo de grieta se ven los 4 nodos enriquecidos con 10gdl adicionales señalados en rojo donde se evalúa su propagación, en los alrededores de las caras de la grieta se ven los 8 elementos enriquecidos con 4gdl adicionales marcados en azul; y ya más alejados se pueden ver los elementos enriquecidos con 2gdl en naranja. El modelo completo tiene un total de 34944 nodos y 34488 elementos.

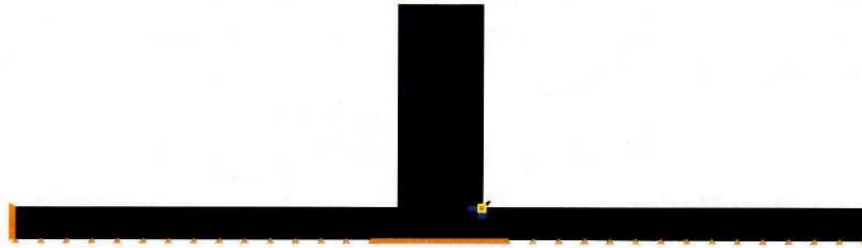


Figura 4.2: Modelo mallado.

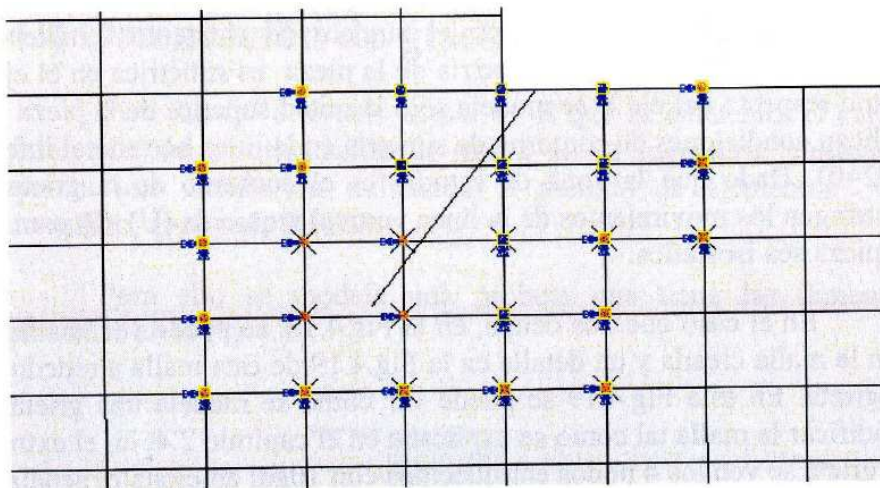


Figura 4.3: Detalle de la malla en las inmediaciones de la zona donde se sitúa la grieta. Propagación I

La malla se ha creado con elementos cuadriláteros lineales CPE4 de tamaño 0,0301205mm en los alrededores de la grieta mediante un mallado estructurado, conforme se aleja la malla de la singularidad se ha ido incrementando el tamaño de los elementos manteniendo el mallado estructurado aumentando el tamaño de uno de los lados del elemento cuadrilátero.

4.2 ALGORITMO DE RESOLUCIÓN

Para realizar el análisis y resolución del problema, se ha utilizado el software de análisis por elementos finitos ABAQUS®

Mediante simulaciones se han calculado:

- Los desplazamientos U en todos los nodos.
- Las tensiones S en todos los elementos.
- Las deformaciones E en todos los elementos.
- La energía de deformación calculada para cada punto de integración ENER.
- Volumen de los puntos de integración IVOL, (Jacobiano).

El fichero de datos resultante en formato ".fil" se posprocesa mediante una rutina en lenguaje FORTRAN llamada ijareavariostep. Este programa desarrollado por el Departamento de Ingeniería Mecánica y Materiales de la UPV calcula los valores de:

- Integral de interacción I
- Integral de interacción II.
- K en modo I.
- K en modo II.

- El ángulo de crecimiento de grieta calculado según el criterio de Máxima Tensión Circunferencial (MCS en sus siglas en inglés).
- Integral J.
- Integral J inferida de K_I y K_{II}

Con los datos resultantes y los programas de **MATLAB®** desarrollados en el DIMM, AutoPP y CriteriofalloMCBolaGeneral, se visualizan las tensiones en el extremo de grieta y se aplica el criterio de orientación de grieta del Mínimo Incremento de la Tensión Tangencial ($\Delta\tau_{min}$).

4.3 CRITERIOS DE ORIENTACIÓN DE GRIETAS

La determinación del ángulo en el que se propaga una grieta, en el problema que nos ocupa, ha sido estudiado por diversos autores. Este problema está caracterizado por la aparición de zonas con altos gradientes de tensiones multiaxiales sometidas a carga no proporcional; lo que se traduce en que las direcciones de las tensiones principales cambian a lo largo del ciclo de carga.

FORSYTH distingue entre 2 fases en la vida de una grieta: fase I o de iniciación y fase II o de propagación. En este trabajo se asume que la grieta ya se ha iniciado y estamos en la fase de propagación. En la fase de iniciación la grieta puede tener un ángulo pequeño respecto a la superficie, denominada de tipo I en fase I de acuerdo a DUBOURG Y LAMACQ dominadas por la variación de las tensiones tangenciales $\Delta\tau$. En otros casos, las grietas se pueden iniciar con un ángulo mucho mayor con respecto a la superficie (grietas de tipo 2 en fase I (DUBOURG Y LAMACQ)). Las grietas de tipo 2 están dominadas por las variaciones de las tensiones normales $\Delta\sigma_n$.

4.3.1 Criterio de la mínima variación de la tensión tangencial ($\Delta\tau_{min}$)

Los criterios clásicos como el criterio de la tensión máxima circunferencial $\sigma_{\theta\theta}$ (MCS, también llamado MTS del inglés maximum tangential stress) o el criterio del mínimo factor deformación-energía densidad S entre otros son sólo válidos para casos con carga proporcional y no conducen a buenos resultados en el caso que nos ocupa que está sometido a carga no proporcional.

El criterio de orientación de grieta que se va a emplear en este trabajo es el criterio de la mínima variación de la tensión tangencial $\Delta\tau_{min}$ (GINER ET AL,2014) que proporciona una buena correlación con los resultados experimentales. Este criterio es una generalización del llamado "criterio de simetría local" consistente en casos donde hay carga proporcional (COTTERELL and RICE, 1980). El criterio de simetría local establece que una grieta se propaga en aquella dirección para la cual $K_{II}=0$. En casos de carga no proporcionales, la condición $K_{II}=0$ no se cumple normalmente. Por ello este criterio busca el ángulo en el que la variación ΔK_{II} sea mínima. Esta condición incluye problemas con carga proporcional donde sí se cumple la condición $K_{II}=0$.

En la práctica, el cálculo de los valores de K_{II} en las caras de la grieta en contacto debe incluir el efecto de la fricción en las caras de la grieta, lo cual es costoso computacionalmente y propenso a imprecisiones cuando se utilizan integrales de dominio y de contorno. Como alternativa, este criterio busca el ángulo en el cual el incremento de tensiones tangenciales $\Delta\tau$ en el fondo de grieta es mínimo. Las tensiones tangenciales siempre aparecen en dos puntos ortogonales y por lo tanto existen dos planos donde $\Delta\tau$ es mínimo. De estas dos direcciones posibles, la grieta crecerá en aquella donde $\Delta\sigma_n$ sea máxima porque es el plano donde se pierde menos energía por fricción y donde habrá más energía disponible para que la grieta crezca.

4.4 SECUENCIA DE CÁLCULO MEDIANTE XFEM

Una vez modelado y mallado se simula mediante el método de los elementos finitos y se obtienen las gráficas de incremento de la tensión tangencial Fig.4.4 y de la tensión normal Fig.4.5 en el frente de grieta en el último paso o step. Aplicando el criterio de la mínima variación de la tensión tangencial $\Delta\tau_{\min}$ y analizando la Fig.4.4 se obtiene que el mínimo incremento de tensión tangencial sucede a -14° y a 75° , en la Fig.4.5 se determina que la dirección de propagación se dará a 75° donde se produce el mayor incremento de tensión normal.

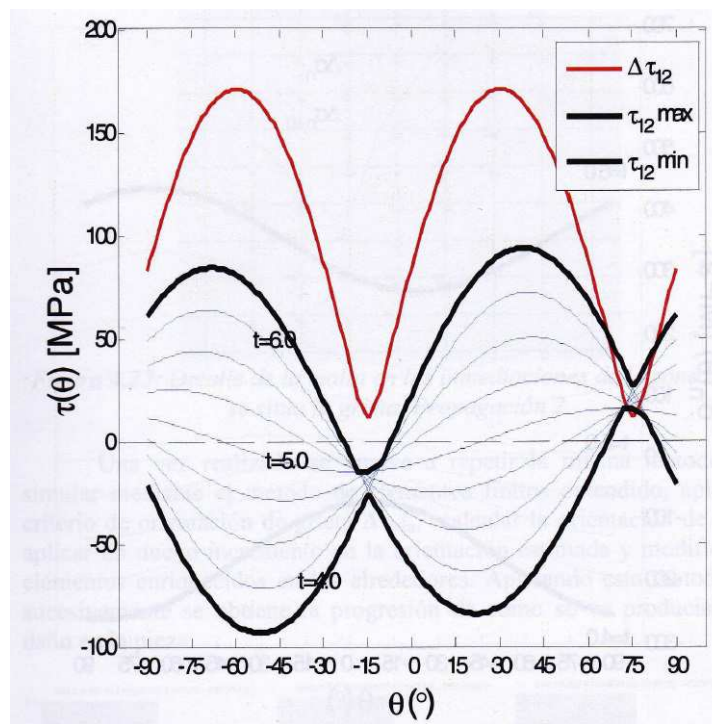


Figura 4.4: $\Delta\tau$ en cada substep del step 6. Propagación 1

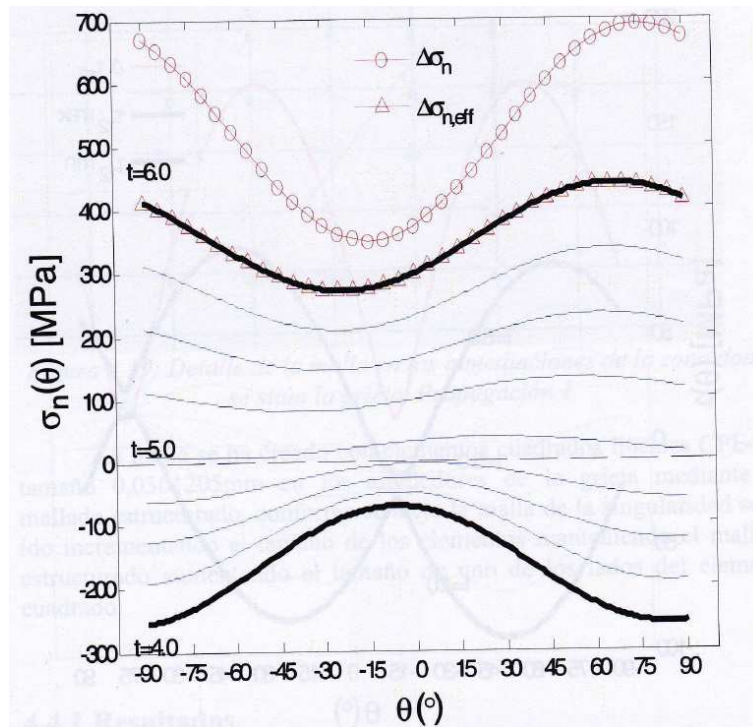


Figura 4.5: $\Delta\sigma$ en cada substep del step 6. Propagación 1

Una vez se resuelve, se genera el crecimiento de grieta sin necesidad de modificar la malla, modelando el nuevo incremento de grieta y modificando los nodos enriquecidos alrededor de ésta del modo mostrado en la Fig.4.6.

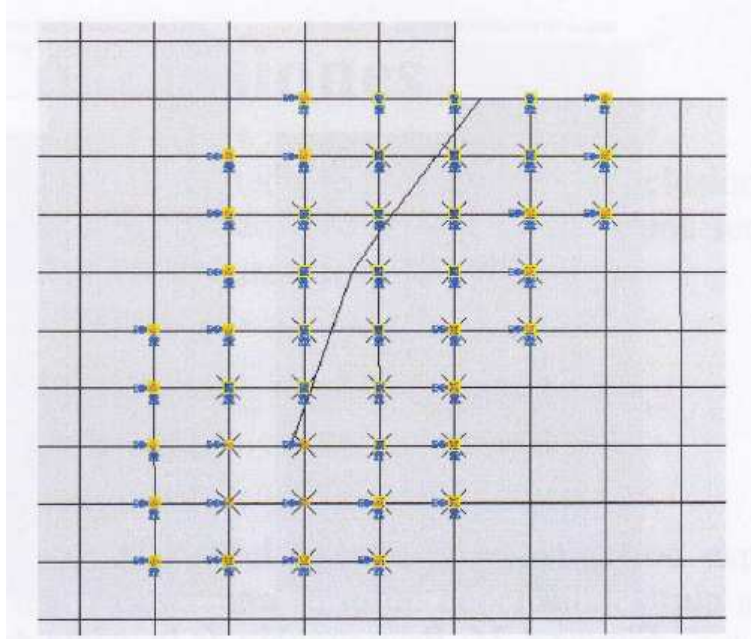


Figura 4.6: Detalle de la malla en las inmediaciones de la zona donde se sitúa la grieta. Propagación 2

Una vez realizado se vuelve a repetir la misma metodología: simular mediante el método de elementos finitos extendido, aplicar el criterio de orientación de grieta $\Delta\tau_{\min}$, calcular la orientación de grieta, aplicar un nuevo incremento en la orientación estimada y modificar los elementos enriquecidos en los alrededores. Aplicando esta metodología sucesivamente se obtiene la progresión de cómo se va produciendo el daño en la pieza.

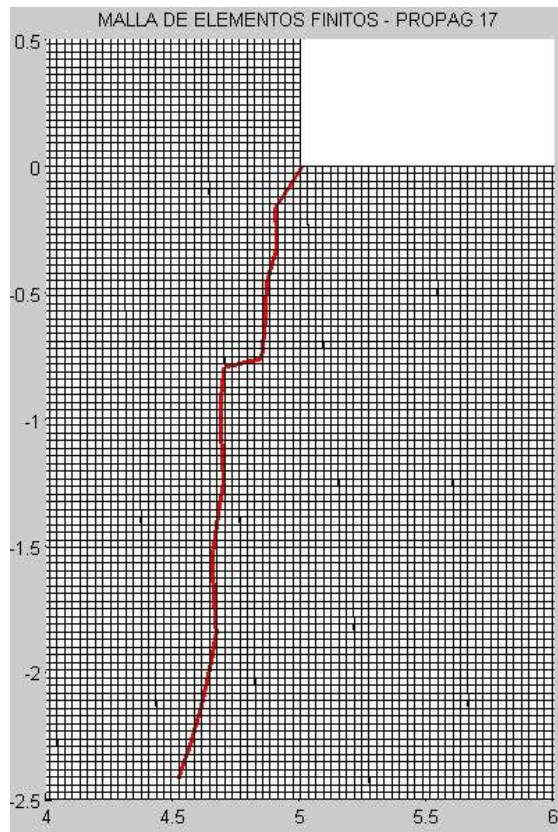


Figura 4.7: Propagación 1-17. Ensayo 1

4.5 RESULTADOS

Una vez realizados todos los cálculos en sus diferentes configuraciones de carga se muestran las grietas obtenidas donde se puede observar los diferentes ángulos que toma la grieta.

Ensayo	Probeta	Carga P (kN)	Precarga (kN)	Carga BULK (kN)
1	A	0.0	0.5	2.0

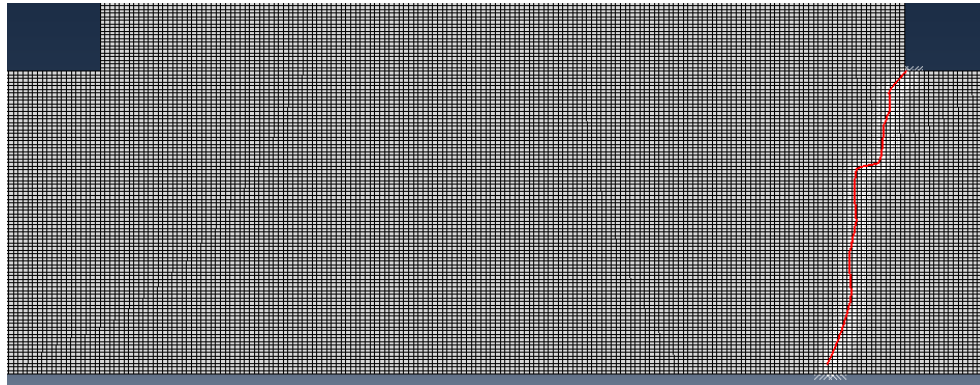


Figura 4.8: Propagación inicial hasta propagación final. Simulación ensayo 1

Ensayo	Probeta	Carga P (kN)	Precarga (kN)	Carga BULK (kN)
2	A	2.5	0.5	2.0



Figura 4.9: Propagación inicial hasta propagación final. Simulación ensayo 2

Ensayo	Probeta	Carga P (kN)	Precarga (kN)	Carga BULK (kN)
3	A	2.5	1.0	2.0

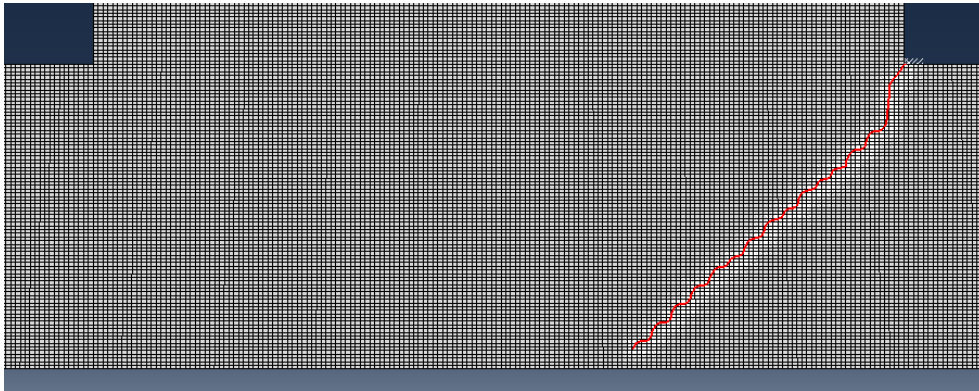


Figura 4.10: Propagación inicial hasta propagación final. Simulación ensayo

Ensayo	Probeta	Carga P (kN)	Precarga (kN)	Carga BULK (kN)
4	A	2.5	1.5	2.0

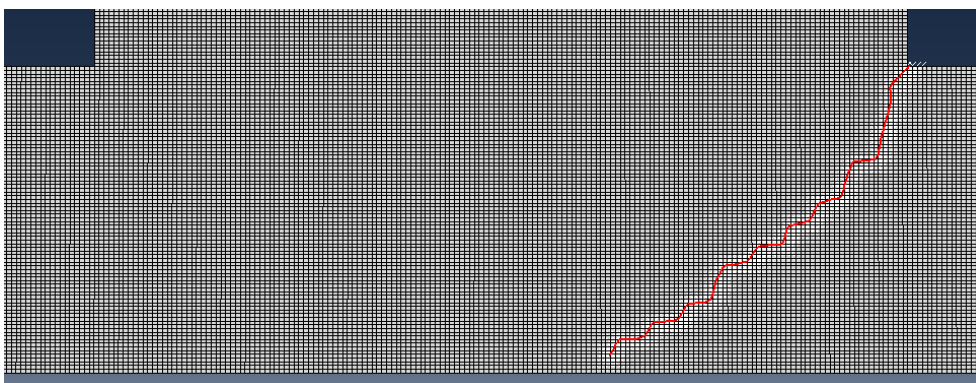


Figura 4.11: Propagación inicial hasta propagación final. Simulación ensayo 4

Ensayo	Probeta	Carga P (kN)	Precarga (kN)	Carga BULK (kN)
5	A	2.5	2.0	2.0

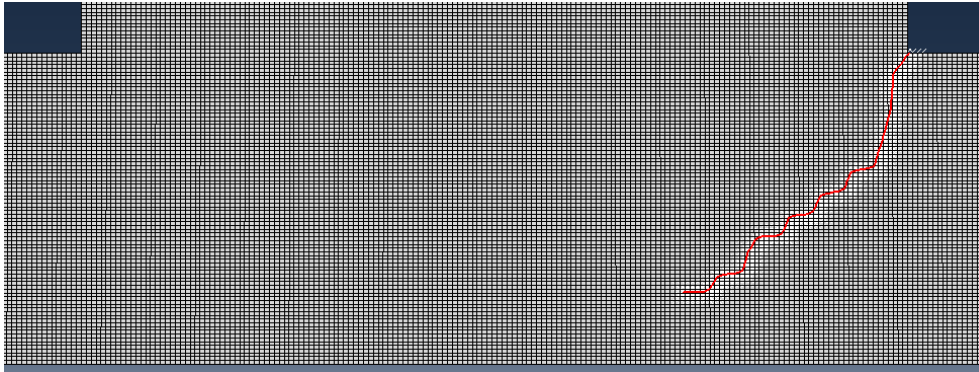


Figura 4.12: Propagación inicial hasta propagación final. Simulación ensayo 5

5 COMPARACIÓN DE LOS RESULTADOS ENSAYOS EXPERIMENTALES VS. CÁLCULOS XFEM

5.1 INTRODUCCIÓN

En este último capítulo se va a comparar los resultados obtenidos mediante el método del $\Delta\tau_{\min}$ (GINER ET AL,2014) implementado en el software desarrollado por el departamento utilizando XFEM y ABAQUS® con los resultados obtenidos en la máquina de ensayos.

5.2 RESULTADOS ENSAYOS VS CÁLCULOS

En este apartado se van a mostrar las imágenes correspondientes a los ensayos realizados, comparadas con las imágenes de la grieta obtenida mediante los cálculos. En ellas se podrán observar el camino que toma la grieta según los esfuerzos que solicitan la probeta.

5.2.1 Comparación probeta ensayo vs simulación E.F. Imágenes por ensayo independiente

Se va a comparar, con imágenes, los diferentes ensayos con sus respectivos cálculos mediante XFEM para, así, ver la evolución del camino de grieta y su parecido.

Ensayo	Probeta	Carga P (kN)	Precarga (kN)	Carga BULK (kN)
1	A	0.0	0.5	2.0

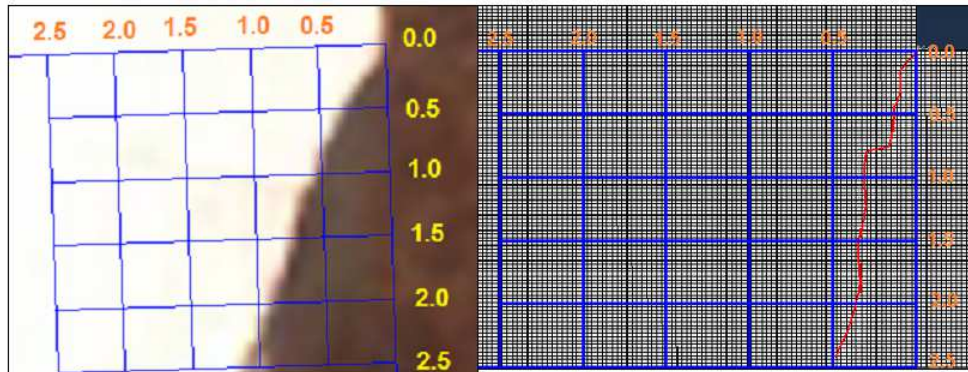


Figura 6.1: Comparación visual del camino que toma la grieta en el ensayo 1 y en la simulación del ensayo 1 mediante XFEM.

Ensayo	Probeta	Carga P (kN)	Precarga (kN)	Carga BULK (kN)
2	A	2.5	0.5	2.0

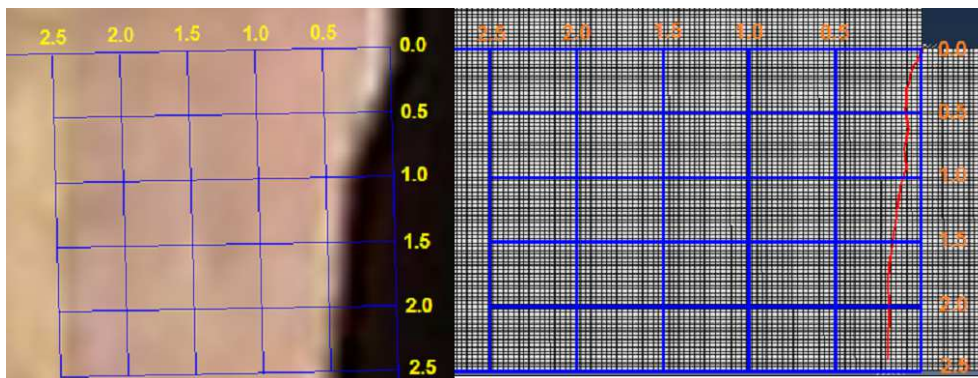


Figura 6.2: Comparación visual del camino que toma la grieta en el ensayo 2 y en la simulación del ensayo 2 mediante XFEM.

Ensayo	Probeta	Carga P (kN)	Precarga (kN)	Carga BULK (kN)
3	A	2.5	1.0	2.0

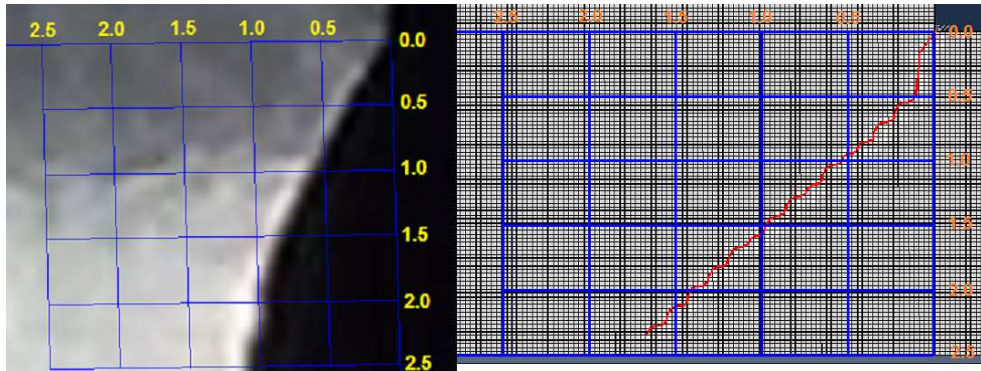


Figura 6.3: Comparación visual del camino que toma la grieta en el ensayo 3 y en la simulación del ensayo 3 mediante XFEM.

Ensayo	Probeta	Carga P (kN)	Precarga (kN)	Carga BULK (kN)
4	A	2.5	1.5	2.0

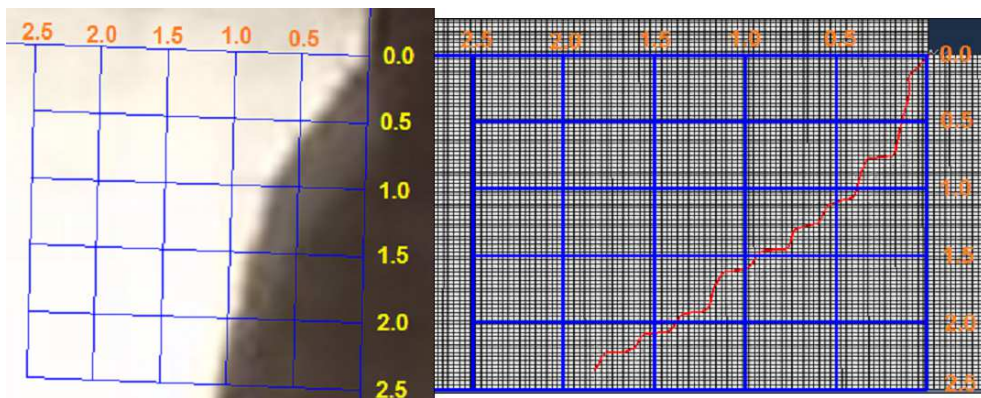


Figura 6.4: Comparación visual del camino que toma la grieta en el ensayo 4 y en la simulación del ensayo 4 mediante XFEM.

Ensayo	Probeta	Carga P (kN)	Precarga (kN)	Carga BULK (kN)
5	A	2.5	2.0	2.0

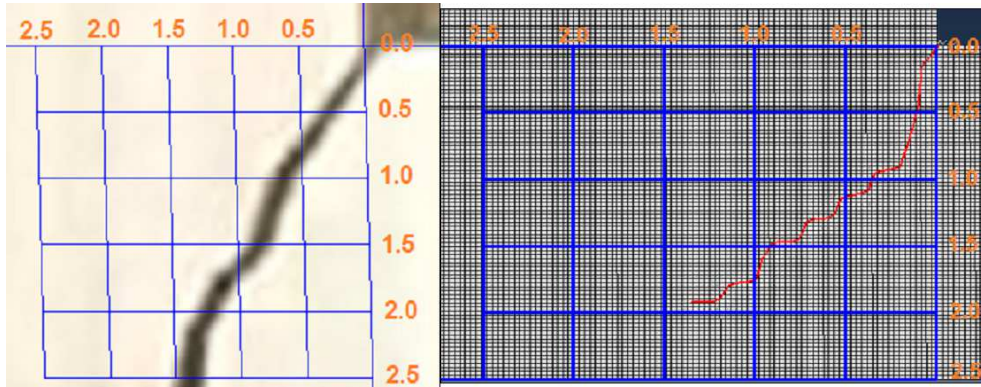


Figura 6.5: Comparación visual del camino que toma la grieta en el ensayo 5 y en la simulación del ensayo 5 mediante XFEM.

5.2.2 Comparación probeta ensayo Vs. simulación E.F. Imágenes ensayos agrupados.

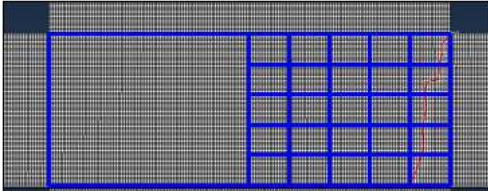
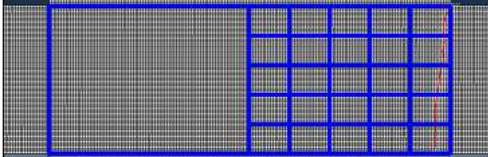
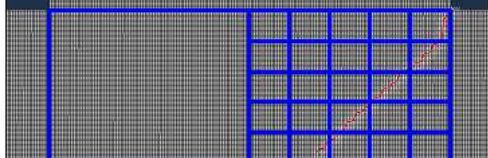
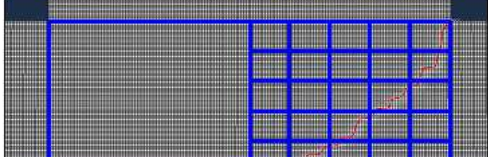
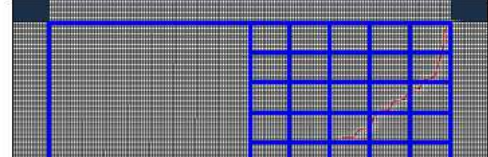
	Nº Ensayo	Carga P	Precarga	Bulk R=-1
	1	0.0 kN	0.5 kN	2.0 kN
	2	2.5 kN	0.5 kN	2.0 kN
	3	2.5 kN	1.0 kN	2.0 kN
	4	2.5 kN	1.5 kN	2.0 kN
	5	2.5 kN	2.0 kN	2.0 kN

Figura 6.6: Comparación visual del camino que toma la grieta. Comparación cálculos XFEM agrupados.



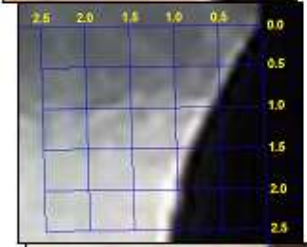


	Nº Ensayo	Carga P	Precarga	Bulk R=-1
	1	0.0 kN	0.5 kN	2.0 kN
	2	2.5 kN	0.5 kN	2.0 kN
	3	2.5 kN	1.0 kN	2.0 kN
	4	2.5 kN	1.5 kN	2.0 kN
	5	2.5 kN	2.0 kN	2.0 kN

Figura 6.7: Comparación visual del camino que toma la grieta. Comparación ensayos agrupados.

6 CONCLUSIONES Y TRABAJOS FUTUROS

En este último apartado se presentan las conclusiones del trabajo de investigación desarrollado así como se da pie a una serie de trabajos futuros que pueden tomar este trabajo como base.

6.1 CONCLUSIONES

Tras el desarrollo del trabajo de investigación expuesto en esta tesina se pueden extraer una serie de conclusiones que se presentan a continuación:

- ✓ La simulación mediante XFEM aunque no representa fielmente el camino de grieta, se puede observar que la dirección que toma la grieta en todos los cálculos es bastante aproximada a la dirección que toma la grieta en los ensayos.
- ✓ La carga P de 2,5 kN incide en la pendiente del camino de grieta disminuyéndola. Puede observarse en la comparación de las simulaciones 1 y 2 donde la única variable modificada es la carga P de 2,5 kN. En los ensayos 1 y 2 se corrobora el mismo cambio de pendiente.
- ✓ El valor de la Precarga también influye en la pendiente que toma el camino de grieta, ya que aumentando dicho valor 3 veces, y con la otras variables iguales, se aprecia un aumento de pendiente del camino de grieta en la simulación cuyo valor es más elevado, corroborando este dato mediante los ensayos 2 y 5.

- ✓ En los ensayos 3, 4 y 5 la variable que cambia es el valor de la Precarga que va aumentando 0,5 kN en cada ensayo. Los ensayos indican que la pendiente del camino de grieta en los primeros instantes varía muy poco.
- ✓ Una cosa a recalcar de los ensayos 3, 4 y 5 donde la variable que se modifica es el valor de la Precarga, es la rotura de las probetas, donde a mayor valor de Precarga la grieta crece de diferente manera una vez pasado el ecuador de la probeta, llegando incluso en el ensayo 5 a romper más violentamente. Aunque hay que recalcar que comparando los caminos de grieta en los momentos iniciales con las simulaciones, se aprecia que toman caminos parecidos.
- ✓ Se confirma la no proporcionalidad de los casos de carga a través de las simulaciones realizadas, lo que indica la necesidad de emplear un criterio válido bajo estas condiciones como es el que se ha empleado en este proyecto fin de master: el criterio de la mínima variación de la tensión tangencial $\Delta\tau_{\min}$.

6.2 TRABAJOS FUTUROS

En este apartado se plantean una serie de posibles estudios que pueden llevarse a cabo tomando como base los resultados y conclusiones obtenidos en este trabajo de investigación.

- ✓ Realizar más simulaciones con este mismo tipo de probeta variando sus valores de carga para evaluar el camino de grieta y validarlo experimentalmente.

- ✓ Realizar más simulaciones utilizando otro tipo de probeta con otro tipo de esfuerzo y validarlo experimentalmente.
- ✓ Realizar más simulaciones utilizando otro tipo de material y validarlo experimentalmente.
- ✓ Calcular la vida a fatiga a partir de los FITS obtenidos mediante XFEM y comparar con los experimentales.

7 BIBLIOGRAFÍA

- [1] Atluri SN. "Energetic Approaches and Path-Independent Integrals". Computational Methods in the Mechanics of Fracture, volumen 2 de Computational Methods in Mechanics, capítulo 5, págs. 121-165. North-Holland (Elsevier Science), Amsterdam, 1986.
- [2] Budiansky B, Rice JR. Conservation laws and energy-release rates. *J. Appl. Mech.* 1973;40:201-203.
- [3] Chang JH, Pu LP. Finite Element calculation of Energy Release Rate prior to crack kinking in 2-D Solids. *Int. J. Num. Meth. Eng.* 1996;39(17):3033-3046.
- [4] Eugenio Giner, Brice Bognet, Juan J. Ródenas, Adrien Leygue, F. Javier Fuenmayor, Francisco Chinesta. The Proper Generalized Decomposition (PGD) as a numerical procedure to solve 3D cracked plates in linear elastic fracture mechanics. *International Journal of Solids and Structures.* 50 (2013) 1710–1720.
- [5] Cherepanov GP. *Mechanics of Brittle Fracture.* McGraw-Hill, Nueva York, 1979. Traducido del ruso por De Wit R y Cooley W.
- [6] J.P. Benthem. State of stress at the Vertex of a quarter-infinite crack in a half-space. *Int. J. Solid structures.* 1977; 13:479-492.
- [7] Eischen JW. An improved method for computing the J_2 integral. *Eng. Fract. Mech.* 1987;26(5):691-700.
- [8] Eshelby JD. The elastic energy-momentum tensor. *Journal of Elasticity* 1975;5(3-4):321-335.
- [9] T. Nakamura, D.M. Parks. Three-Dimensional stress field near the the crack front of a thin elastic plate. *Journal of applied mechanics* 1988;55:805-813.
- [10] Gdoutos EE. *Fracture Mechanics: an Introduction.* Solid Mechanics and its Applications. Kluwer Academic Publishers Dordrecht, Holanda, 1993.

- [10] Giner, E. *Estimación del error de discretización en el cálculo del Factor de Intensidad de Tensiones mediante Elementos Finitos*. Tesis Doctoral, Departamento de Ingeniería Mecánica y Materiales, Universidad Politécnica de Valencia, Valencia, 2001.
- [11] Hinton E, Campbell JS. Local and global smoothing of discontinuous finite element functions using a least squares method. *Int. J. Num. Meth. Eng.* 1974;8(3):461-480.
- [12] Kim J, Paulino GH. T-stress, mixed-mode stress intensity factors, and crack initiation angles in functionally graded materials: a unified approach using the interaction integral method. *Comput. Methods. Appl. Mech. Eng.* 2003;192(11-12):1463-1494.
- [13] Knowles JK, Sternberg E. On a class of conservation laws in linearized and finite elastostatics. *Archive for Rational Mechanics and Analysis* 1972;44(3):187-211.
- [14] T. Nakamura, D.M. Parks. Determination of elastic t-stress along three-dimensional crack fronts using an interaction integral. *Int. J. Solid structures.* 1992;29(13):1597-1611.
- [15] Li FZ, Shih CF, Needleman A. A comparison of methods for calculating energy release rate. *Eng. Fract. Mech.* 1985;21(2):405-421.
- [16] S.W. KWON and C.T. SUN. Characteristics of three-dimensional stress fields in plates with a through-the-thickness crack. *Int. J. of Fracture* 2000; 104: 291–315.
- [17] Rice JR. A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks. *J. Appl. Mech.* 1968;35:379-386.
- [18] E. Giner, D. Fernández-Zúñiga, J. Fernández-Sáez, A. Fernández-Canteli. On the Jx1-integral and the out-of-plane constraint in a 3D elastic cracked plate loaded in tension. *International Journal of Solids and Structures.* 2010; 47:934–946.
- [20] Tong J. T-stress and its implications for crack growth. *Eng. Fract. Mech.* 2002;69(12), 1325-1337.
- [21] Williams ML. On the Stress Distribution at the base of a stationary crack. *J. Appl. Mech.* 1957;24:109-114.

[22] Giner, E. I.J. Fatigue, 2014.