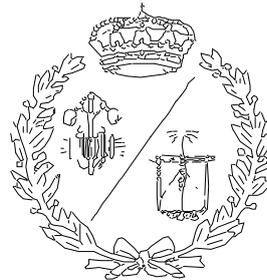


ESCUELA TÉCNICA SUPERIOR DE INGENIEROS
INDUSTRIALES Y DE TELECOMUNICACIÓN

UNIVERSIDAD DE CANTABRIA



Proyecto / Trabajo Fin de Carrera

**MODELADO NUMÉRICO 3D Y VALIDACIÓN
EXPERIMENTAL DEL CRECIMIENTO DE GRIETAS
POR FATIGA EN EL ACERO R5 DE CADENAS DE
FONDEO DE ESTRUCTURAS OFFSHORE**
(3D Numerical Modelling and Experimental Validation of
Fatigue Crack Growth in R5 Steel in Offshore Mooring
Chains used in Moored Offshore Structures)

Para acceder al Título de

INGENIERO INDUSTRIAL

Autor: Álvaro Rodríguez Ruiz

Mayo - 2014



ÍNDICE GENERAL

	PÁG.
1 AGRADECIMIENTOS.....	9
2 RESUMEN DEL PROYECTO	11
3 INTRODUCCIÓN	11
4 OBJETIVOS DEL PROYECTO.....	14
4.1 OBJETIVOS GENERALES.....	14
4.2 OBJETIVOS ESPECÍFICOS	15
5 NECESIDAD DE LA INVESTIGACIÓN.....	17
6 MÉTODO DE TRABAJO.....	21
6.1 REVISIÓN DEL ESTADO DEL ARTE EN LA MODELIZACIÓN NUMÉRICA DE LA PROPAGACIÓN DE GRIETAS.	21
6.1.1 <i>Propagación de grietas sin remallado</i>	22
6.1.2 <i>Propagación de grietas con remallado</i>	26
6.1.3 <i>Conclusiones preliminares sobre técnicas de propagación de grietas</i>	29
6.2 DOCUMENTACIÓN PREVIA SOBRE CONCEPTOS RELACIONADOS CON LA PROPAGACIÓN DE GRIETAS.	30
6.2.1 <i>Fatiga</i>	30
6.2.2 <i>Corrosión-fatiga</i>	32
6.2.3 <i>Mecánica de la fractura</i>	33
6.3 OBTENCIÓN DE PROPIEDADES MECÁNICAS DEL MATERIAL UTILIZADO EN LA INVESTIGACIÓN.	37
6.3.1 <i>Caracterización de las propiedades mecánicas del acero de cadenas R5</i>	37
6.3.2 <i>Caracterización de la tenacidad a fractura del acero de cadenas R5</i>	40
6.4 REALIZACIÓN DE ENSAYO DE PROPAGACIÓN DE GRIETAS	43
6.4.1 <i>Ensayo de pre-fisuración</i>	45



6.4.2	<i>Ensayo de propagación en condiciones controladas</i>	47
6.5	ESTUDIO ESTADÍSTICO DE LOS RESULTADOS DE PROPAGACIÓN	49
6.6	DEFINICIÓN DE METODOLOGÍA DE MODELIZACIÓN NUMÉRICA DE LA PROPAGACIÓN DE GRIETAS APLICADA A ANSYS MECHANICAL	53
6.6.1	<i>Metodología</i>	53
6.7	IMPLEMENTACIÓN DE LA METODOLOGÍA EN ANSYS MECHANICAL	72
7	RESULTADOS	88
7.1	EFFECTO DEL TAMAÑO DE ELEMENTO EN LOS RESULTADOS	88
7.1.1	<i>Número de elementos circunferenciales en la roseta</i>	88
7.1.2	<i>Número de elementos en la dirección perpendicular a la roseta</i>	89
7.1.3	<i>Número de elementos radiales en la roseta</i>	91
7.1.4	<i>Comparación del fondo de fisura</i>	93
7.1.5	<i>Conclusiones preliminares</i>	97
7.2	ESTUDIO ESTADÍSTICO DE LOS RESULTADOS	98
7.2.1	<i>Implementación del método estadístico</i>	99
8	RESULTADOS Y CONCLUSIONES	104
9	TRABAJOS FUTUROS	105
10	PRESUPUESTO	105
11	REFERENCIAS	110



ÍNDICE DE FIGURAS

	PÁG.
Figura 1: Esquema general del proyecto.....	15
Figura 2: Accidente del Boeing 737-200 en 1988	17
Figura 3: Estado del edificio tras el accidente del Boeing 747	18
Figura 4: Parte de uno de los brazos de la plataforma Alexander L. Kielland (Museo del Petróleo Noruego)	19
Figura 5: Fisura en un eslabón con concreto de un sistema de fondeo de un carguero.	19
Figura 6: Grieta en un engranaje de una multiplicadora.	20
Figura 7: Zoom de los caminos de la propagación de la grieta (líneas negras). Placa gruesa (grieta superior) y placa fina (grieta inferior) (Sumi, Yang, & Wang, 1985)..	23
Figura 8: Mallado y trayectoria de fisura cerca de un agujero (Moes, Dolbow, & Elytschko, 1999).....	24
Figura 9: Gráfico de tensiones cerca de dos agujeros.(Ingraffea & Heuze, 1980).....	24
Figura 10: Trayectorias de dos mallados diferentes. Azul (mallado grueso) y rojo (mallado fino).(Ingraffea & Heuze, 1980).	24
Figura 11: Propagación de grietas en una doble viga en voladizo.(Huang, Sukumar, & Prévost, 2003).....	25
Figura 12: Contorno después de realizar varios steps. (Horii & Nemat-Nasser, 1982).	25
Figura 13: Remallado del extremo de la grieta. Mallado inicial (1) y mallado distorsionado por las cargas (2) (Tradegard, Nilsson, & Stlund, 1998).....	26
Figura 14: Remallado de una probeta con una grieta en cada extremo perpendicular a la carga (Ingraffea, 2002)	27
Figura 15: Remallado sobre un diente de engranaje (Ingraffea, 2002).....	27
Figura 16: Mallado utilizado para el estudio de la propagación de la grieta. (Moes, Gravouil, & Belytschko, Non-planar 3D crack growth by the extended finite element and level sets—Part I: Mechanical model, 2002)	28
Figura 17: Propagación de grieta por fatiga en modo mixto (Alegre, Preciado, & Ferreño, 2007).....	28
Figura 18: Ejemplo de propagación en una tubería utilizando el SW ZENCRACK (Hou, Goldstraw, & Knop, 2001)	29
Figura 19: Ejemplo de rotura de un eje causado por fatiga.....	30
Figura 20: Diferentes tipologías de rotura de un eje causado por fatiga.....	31
Figura 21: Trayectorias para el cálculo de la integral J alrededor del fondo de una grieta (Wikipedia, 2014)	36
Figura 22: Curvas tensión – deformación obtenidas en los ensayos de tracción	38
Figura 23: Probeta SENB utilizada en los ensayos de tenacidad	40
Figura 24: Plano con las características de las probetas SENB utilizadas en los ensayos de tenacidad y caracterización de la velocidad de propagación.....	41



Figura 25: Gráficas J- Δa para los ensayos 10.1 y 10.2.....	42
Figura 26: Representación de un ciclo de carga completo	43
Figura 27: Dimensiones en mm del utillaje empleado en el ensayo.	44
Figura 28: Utillaje acoplado a la máquina Instron de ensayos.....	44
Figura 29: Esquema de fuerzas sobre la probeta.	45
Figura 30: Microscopio óptico utilizado para realizar las mediciones.....	47
Figura 31: Esquema de aplicación de las cargas durante el ensayo	48
Figura 32: Gráfica velocidad de propagación vs. ΔK (promedio de ambas caras). .	49
Figura 33: Concentración de los errores en intervalos.....	52
Figura 34: Ajuste gaussiano de los errores.....	52
Figura 35: Diagrama de flujo de la metodología planteada.....	54
Figura 36: Esquema de la pieza tras el proceso de pre-fisuración.	55
Figura 37: Sección del avance de la fisura durante el proceso de pre-fisuración (dimensiones en mm).	55
Figura 38: Parametrización de la geometría.	56
Figura 39: Modelo CAD de la pieza y apoyos.	58
Figura 40: Esquema de modelización de un contacto en un programa FEM (ANSYS Help).....	58
Figura 41: Esquema de aplicación de las cargas durante el ensayo	59
Figura 42: Sistema de coordenadas en el fondo de la fisura.	60
Figura 43: Estado tensional del fondo de una grieta (Zúñiga, 2004).....	61
Figura 44: Esquema de integración numérica 2D (a) y 3D (b) (ANSYS Help).	63
Figura 45: Esquema propagación 2D (a) y 3D (b) (ANSYS Help).....	64
Figura 46: Representación de ΔK (Pokluda & Sandera, 2010).....	65
Figura 47: Efecto de ΔK_{II} sobre ΔK_{eff}	66
Figura 48: Crecimiento infinitesimal desde el frente de una fisura macroscópica (Anderson, 1995).....	69
Figura 49: Curva $G\alpha$ para el criterio de la máxima tasa de liberación de energía (Bouchard, Bay, & Chastel, 2003).	70
Figura 50: Factor de densidad de energía de deformación en función de α (Bouchard, Bay, & Chastel, 2003).	71
Figura 51: Fisura recta.	75
Figura 52: Fisura curvilínea 1.....	76
Figura 53: Fisura curvilínea 2.....	76
Figura 54: Toroide fisura recta.	77
Figura 55: Toroide fisura curvilínea.	77
Figura 56: Esquema de sección 2D toroide.	78
Figura 57: Geometría exterior.	79
Figura 58: MESH200 (ANSYS Help).	80
Figura 59: SOLID185 (ANSYS Help).....	80
Figura 60: Mallado de la pieza.	81
Figura 61: condiciones de contorno aplicadas.	82
Figura 62: Condiciones de contorno aplicables a una probeta cilíndrica.	82



Figura 63: Zona afectada por deformación plástica en un modelo elástico lineal....	83
Figura 64: Zona afectada por deformación plástica teórica según (Fernández, Kalthoff, Fernández, Grasa, & Doblaré)	84
Figura 65: Valores de K_I obtenidos con ANSYS MECHANICAL a lo largo del frente de fisura.....	85
Figura 66: Proceso de propagación de grieta de una iteración a la siguiente.....	86
Figura 67: Ejemplo de imágenes obtenidas con la macro "Macro_imagenes.mac".	87
Figura 68: Ejemplo de imagen obtenida con la macro "Macro_graficas.mac".	87
Figura 69: Diferencias en mallado para 10, 28 y 40 elementos	89
Figura 70: Gráfico de ΔK_{eff} vs <i>espesor</i> para 4, 6, 8, 10, 12 y 24 elementos	89
Figura 71: Gráfico de <i>a</i> vs <i>número de ciclos</i> para 4, 6, 8, 10, 12 y 24 elementos.	90
Figura 72: Gráfico detalle de <i>a</i> vs <i>número de ciclos</i> para 4, 6, 8, 10, 12 y 24 elementos.....	90
Figura 73: Gráfico de <i>a</i> vs <i>número de ciclos</i> para diferentes radios de roseta.	91
Figura 74: Gráfico detalle de <i>a</i> vs <i>número de ciclos</i> para diferentes radios de roseta.	92
Figura 75: Gráfico de <i>a</i> vs <i>número de ciclos</i> para las dos opciones propuestas. .	92
Figura 76: Gráfico de <i>a</i> vs <i>número de ciclos</i> para $r=1.432$	93
Figura 77: Probeta introducida en cámara a -125 °C sobre la máquina de ensayos.	94
Figura 78: Detalle de la probeta sobre la máquina de ensayos.	94
Figura 79: Detalle de la zona de la propagación de la grieta.	95
Figura 80: Diferencia entre la posición de la grieta en sus caras y la posición para la fisura más alargada.....	96
Figura 81: Comparación del marcas de propagación de la fisura reales frente a las teóricas.....	97
Figura 82: Gráfico de <i>a</i> vs <i>número de ciclos</i> para $r=1.432$. Opción 1).	102
Figura 83: Gráfico detalle de <i>a</i> vs <i>número de ciclos</i> para $r=1.432$. Opción 1).....	102
Figura 84: Gráfico de <i>a</i> vs <i>número de ciclos</i> para $r=1.42$. Opción 2).	103
Figura 85: Gráfico detalle de <i>a</i> vs <i>número de ciclos</i> para $r=1.42$. Opción 2).....	103



ÍNDICE DE TABLAS

	PÁG.
Tabla 1: Resultados obtenidos en el ensayo de tracción 1	38
Tabla 2: Resultados obtenidos en el ensayo de tracción 2	39
Tabla 3: Resultados obtenidos en el ensayo de tracción 3	39
Tabla 4: Resumen de los resultados obtenidos en los ensayos de tracción.....	40
Tabla 5: Resumen de los resultados obtenidos en los ensayos 10.1 y 10.2.....	42
Tabla 6: Resumen del proceso de pre-fisuración.....	46
Tabla 7: Resumen de los datos obtenidos	50
Tabla 8: Resumen de los valores utilizados en la implementación numérica.	99
Tabla 9: Valores aleatorios de error de propagación	99
Tabla 10: Valores coeficiente de determinación R² de la opción 1)	103
Tabla 11: Valores coeficiente de determinación R² de la opción 2)	104
Tabla 12: Cuadro de precios nº 1.....	106
Tabla 13: Cuadro de precios nº 2.....	107



1 AGRADECIMIENTOS

En primer lugar, quiero agradecer a mi tutor, Diego Ferreño Blanco, el apoyo prestado durante todos estos meses para la realización del proyecto fin de carrera, así como en la elaboración de un artículo científico en la revista internacional *International Journal Of Fatigue*.

También me gustaría dar las gracias a la Fundación Centro Tecnológico de Componentes (CTC) por darme la oportunidad de mejorar profesional y humanamente durante estos casi 7 años. Gracias **a todos los compañeros** que formamos y hemos formado parte del CTC, y en especial a Iñaki Gorrochategui Sánchez y Raúl Rodríguez Arias por el gran apoyo recibido y por inculcarme que el esfuerzo siempre se ve recompensado.

Especial mención al CTC por la financiación para poder llevar a cabo los ensayos realizados en el Laboratorio de la División de Ciencia e Ingeniería de los Materiales (LADICIM) y a VICINAY CADENAS, S.A. por aportar el material necesario para poder caracterizar el material y poder realizar la validación experimental. En este sentido, me gustaría hacer mención expresa a Alberto Arredondo por su dedicación para que la investigación fuera lo más fructífera posible, y a Javier Portilla por la realización de los ensayos de laboratorio.

También quiero agradecer a mis padres y hermanos por todo el apoyo y el cariño prestado durante los años desde que comencé mi formación universitaria, en los buenos y en los malos momentos, así como la educación recibida de su parte. A mi novia, por la falta de atenciones mostradas durante el tiempo que he dedicado a realizar esta investigación y por los malos momentos durante los exámenes, y a mi tío Celestino Rodríguez por financiar parte de mi formación universitaria.

Un recuerdo también para mis abuelos fallecidos, los cuales seguro que se sentirían orgullosos de tener un nieto ingeniero.



Agradecer a todos los profesores de la universidad, del colegio, amigos, primos y tíos también su cariño mostrado, y en especial a Juan Santamaría, María Gómez y tantos otros que me han facilitado apuntes para poder terminar la carrera.

Sin todos ellos, esto nunca habría sido posible.

Muchas gracias a todos.



2 RESUMEN DEL PROYECTO

Durante la vida de un componente mecánico, este puede fallar catastróficamente sin haber superado en ningún momento la carga límite prevista para el fallo estático instantáneo. Desde hace varias décadas se han estudiado los procesos conducentes a esta situación entre los que destaca el mecanismo de fatiga.

La fatiga se da en componentes sometidos a cargas variables en el tiempo con niveles de carga inferiores a los de resistencia máxima de la pieza; bajo estas condiciones, pueden llegar a desarrollarse fisuras de longitud creciente en el tiempo que pueden llegar a comprometer la integridad estructural del componente.

Entre los diferentes aspectos de la fatiga, el presente Proyecto Fin de Carrera (PFC), en su modalidad de Proyecto de Investigación, versará sobre la propagación de grietas en un material isótropo (acero de cadenas empleado en el fondeo de estructuras offshore) en régimen elástico lineal, aplicando para ello las herramientas de la Mecánica de la Fractura.

Para poder llevar a cabo el estudio numérico de la propagación de grietas en sistemas de fondeo, será necesario desarrollar una metodología para el análisis numérico del fenómeno de propagación de grietas 3D, posteriormente aplicarla en un programa de Elementos Finitos comercial y finalmente validarla frente a ensayos.

3 INTRODUCCIÓN

La energía eólica tiene un futuro prometedor en todo el mundo, aunque en países como España, los mejores emplazamientos ya han sido ocupados y cada vez es más difícil encontrar zonas con altas velocidades de viento sin explotar. La solución propuesta a este problema podría ser la **energía eólica offshore**, en su variante fija o flotante.



La energía eólica marina, o también denominada eólica offshore, se refiere a la construcción, operación y mantenimiento de parques eólicos en el mar para generar electricidad gracias al viento. Este movimiento de masas de aire choca contra las turbinas eólicas haciéndolas girar para producir electricidad a través del tren de potencia unido a un generador eléctrico. Los parques eólicos evacúan la electricidad producida desde su centro de transformación al usuario final (viviendas, fábricas, tiendas...) a través de redes eléctricas de transporte y distribución, que en el caso de los parques marinos, se realiza a través de cables submarinos.

La energía eólica marina tiene, como la energía eólica terrestre, ventajas y desventajas.

- Los vientos en alta mar pueden ser hasta un 40% más frecuentes y regulares que en tierra, con lo que a igual capacidad instalada, los parques eólicos marinos son más productivos que los terrestres.
- Los aerogeneradores pueden ser más grandes y girar a velocidades superiores, lo que redundará en la rentabilidad de las instalaciones.
- La principal desventaja son los altos costes asociados a la construcción, operación y mantenimiento, ya que pueden duplicarse con respecto a los de un aerogenerador terrestre de la misma capacidad.
- La tecnología eólica offshore está en una etapa incipiente de su vida.

En Febrero de 2014 la capacidad instalada de energía eólica en la Comunidad Europea era de 117.3 GW, de los cuales 110.7 GW eran onshore y 6.6 GW eran offshore (EWEA, Wind in power: 2013 European statistics, 2014). Esta capacidad supone que la energía eólica es capaz de cubrir el 8% la demanda energética de la Unión Europea.

Fuera de las aguas Europeas solamente hay dos parques eólicos offshore en servicio, ambos en China: Donghai Bridge, con 102 MW de potencia, y Jiangsu Rudong, con 150 MW de potencia, lo que posiciona a Europa como líder indiscutible en energía eólica offshore.



Los costes globales de la fabricación e instalación (CAPEX) de un aerogenerador offshore flotante suponen aproximadamente 4 M€/MW (TheCrownEstate, 2013), lo que se traduce a 20 M€/aerogenerador de 5 MW. Los costes de operación y mantenimiento suponen cerca del 30% del *levelized cost of energy* -LCOE(NREL, 2013).

Los costes asociados al sistema de fondeo de un aerogenerador offshore flotante suponen alrededor del 10% de los costes globales, es decir, 2 M€/aerogenerador de 5 MW. La reducción de estos costes supondría un gran avance para la implantación generalizada de parques de energía eólica marina. Estos costes se asocian principalmente a la construcción e instalación del sistema de fondeo, con lo que es necesario identificar el mayor limitante a la hora de dimensionar un sistema de fondeo. Dicho factor limitante en la mayoría de las instalaciones es el diseño frente a fatiga, puesto que la vida útil de las instalaciones es de 20 años.

Esta aseveración faculta el llevar a cabo el presente Proyecto Fin de Carrera (PFC).

Finalmente, remarcar que la energía eólica offshore flotante, objeto del presente PFC, será un sector en el que el fenómeno de fatiga de materiales tendrá un importante rol en los costes globales. Todo ello sumado a que es un sector de gran juventud, auge y con un potencial crecimiento en los años venideros. Gracias a las políticas energéticas que la Unión Europea (H2020) está llevando a cabo, se espera que para el año 2050 entre el 31% y 48% de la energía generada en la UE provenga de la energía eólica.



4 OBJETIVOS DEL PROYECTO

4.1 OBJETIVOS GENERALES

El **objetivo global** del presente proyecto es desarrollar una metodología validada para el análisis numérico del fenómeno de propagación de grietas 3D en materiales homogéneos e isotrópos.

Paralelamente se plantean una serie de objetivos secundarios:

1. Obtención de una herramienta de diseño a través de la implementación de la metodología en un software comercial de Método de Elementos Finitos (MEF).
2. Validación experimental de resultados mediante ensayos.
3. Publicación de un artículo en una revista científica con alto índice de impacto.

La simulación de la propagación de grietas en estados 2D se estima resuelta, dada la gran cantidad de publicaciones que existen, no así en estados 3D. La resolución de esta carencia es de interés desde el punto de vista académico e industrial, siendo estos motivos los favorecedores para la presente investigación.

Para disponer de un producto con el suficiente atractivo para las empresas, además de desarrollar una metodología e implementarla en un software comercial MEF, se hace necesario validar los resultados teóricos frente a los experimentales. Es por esto por lo que se han llevado a cabo varios ensayos en el Laboratorio de la División de Ciencia e Ingeniería de los Materiales (LADICIM), perteneciente a la Universidad de Cantabria.

El gráfico siguiente resume la filosofía del PFC:



Figura 1: Esquema general del proyecto.

4.2 OBJETIVOS ESPECÍFICOS

Los objetivos específicos del PFC se pueden disgregar en dos, los objetivos académicos y los objetivos industriales.

➤ **Objetivos académicos:**

- Incrementar la masa crítica en el estudio de la integridad estructural.
- Implementar la metodología desarrollada en un software comercial de referencia a nivel académico.
- Redactar artículos científicos para su publicación en congresos o revistas.
- Fomentar la colaboración entre la Universidad de Cantabria y el Centro Tecnológico de Componentes.



➤ **Objetivos industriales:**

- Desarrollar las bases para un nuevo producto software comercial.
- Implementar la metodología desarrollada en un software comercial de referencia a nivel industrial.
- Obtener de la Ley de Paris de un acero de muy alto límite elástico referente en los sistemas de fondeo offshore.
- Atraer a empresas referentes del campo de actividad sobre el que versa el PFC.
- Incrementar la productividad de las empresas españolas.
- Realizar transferencia tecnológica de los resultados de la investigación.

Para dar respuesta a la gran mayoría de los objetivos específicos identificados en los párrafos anteriores se han realizado las siguientes tareas:

- Atraer el interés de las siguientes empresas:
 - Vicinay Cadenas S.A. (Sede en España y ámbito mundial).
 - Gerdau I+D (Sede en España y ámbito mundial).
- Atraer el interés de los siguientes centros de investigación:
 - The Welding Institute (Sede en Gran Bretaña y ámbito mundial).
 - Centro Tecnológico de Componentes (Sede en España y ámbito europeo).
 - Centro Nacional de Energías Renovables (Sede en España y ámbito europeo).
 - Laboratorio de la División de Ciencia e Ingeniería de los Materiales (Sede en España y ámbito europeo).

- Adquirir fondos para realizar la investigación:
 - o Centro Tecnológico de Componentes (CTC).
 - o Vicinay Cadenas S.A..
- Seleccionar el software ANSYS MECHANICAL como referente para la industria y la investigación académica.

5 NECESIDAD DE LA INVESTIGACIÓN

El fenómeno de fatiga de materiales es el causante de la mayor parte de las roturas de las piezas en servicio normal estando sometidas a cargas dentro del rango de comportamiento elástico del material. Las roturas por fatiga son especialmente peligrosas porque no suelen presentar indicios de fallo inminente, sino que éste se produce de modo repentino y sin observar deformaciones plásticas de conjunto. Este hecho ha propiciado que a lo largo de la historia se hayan producido importantes accidentes. A continuación se incluye alguno de ellos:

- **Aviación, Boeing 737-200:** En el año 1988 el avión Boeing 737-200, durante el vuelo 243 de Aloha Airlines sufrió el desprendimiento del techo de la parte delantera a 10000 pies de altura. Las investigaciones determinaron que la causa del accidente fue la fatiga del metal.



Figura 2: Accidente del Boeing 737-200 en 1988



Aviación, Boeing 747-258F: En el año 1992 el avión Boeing 747 de la compañía El Al tuvo un accidente al despegar tras realizar mantenimientos rutinarios y repostar en el aeropuerto de Ámsterdam-Schiphol. Unos minutos después de despegar, el avión perdió los dos motores del ala derecha, volviéndose incontrolable y estrellándose en un vecindario de Ámsterdam. Las consecuencias del accidente fueron la muerte de 39 residentes, 3 miembros de la tripulación y el único pasajero del vuelo. La investigación determinó que el crecimiento de la grieta había sido lento, hasta su rotura repentina, y con un nivel de esfuerzos medios. La solución propuesta fue la de utilizar acero inoxidable altamente resistente a la corrosión y a la fatiga.



Figura 3: Estado del edificio tras el accidente del Boeing 747

Ferrocarril, convoy de mercancías: En el año 2011 el tren de carga de la empresa FEPASA, que transportaba ácido sulfúrico y petróleo, descarriló a la entrada de la estación ferroviaria de Collipulli produciéndose un derrame de ácido sulfúrico. El accidente fue causado por la fatiga del material de las vías del tren.

Petróleo, plataforma Alexander L. Kielland: En el año 1980 plataforma de perforación semi-sumergible tuvo un fallo estructural grave, lo que provocó la muerte de 123 personas. Situada a 320 km al este de Dundee (Escocia). Con olas de 12 m y vientos de 74 km/h se produjo un estruendo tremendo y tras unos minutos se produjo la escora de la plataforma. Cinco de las 6 líneas de fondeo se rompieron, evitando la última que se produjera una desgracia mayor. Un año después, las investigaciones concluyeron que el

accidente se produjo debido la fatiga del material de uno de los seis brazos que unen las 3 pontonas de la semi-sumergible causando el colapso global de ésta.



Figura 4: Parte de uno de los brazos de la plataforma Alexander L. Kielland (Museo del Petróleo Noruego)

Industria naval: En el año 2008, durante una inspección rutinaria, se detectó una grieta en el sistema de fondeo de un buque mercante. Se tuvo que proceder a cambiar toda la línea de fondeo, lo que supuso grandes pérdidas para la compañía naviera. El inicio del fallo fue causado por un defecto de fabricación, la sollicitación ante cargas fluctuantes y al ambiente marino agresivo. El causante de la rotura prematura fue el fenómeno de la fractura.



Figura 5: Fisura en un eslabón con concreto de un sistema de fondeo de un carguero.

Industria eólica: En el año 2007 se detectó una fisura en la base de un diente de una multiplicadora de una turbina eólica. El fallo se produjo por el fenómeno de fatiga asociado a un fallo de diseño.

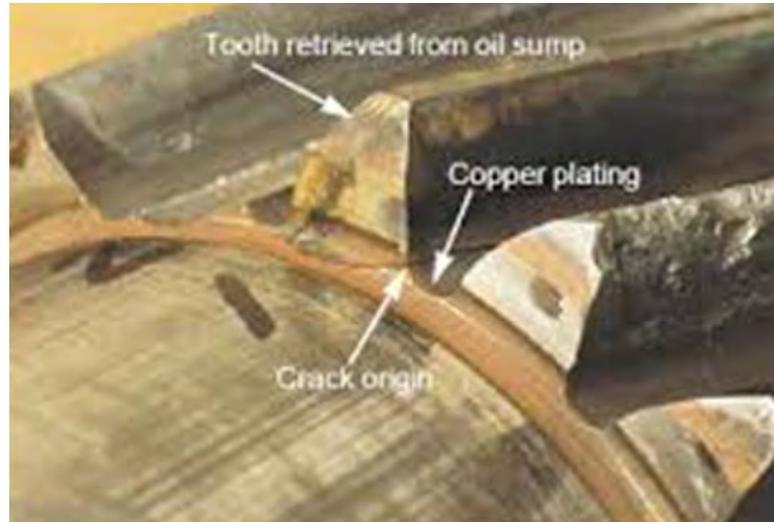


Figura 6: Grieta en un engranaje de una multiplicadora.

Gracias a la información anterior se ha podido identificar que el fenómeno de la fatiga, la corrosión y la fractura es recurrente en sectores tan dispares como aviación, petróleo, naval y energía. La característica común de todos ellos es que los fallos se han producido en estados tensionales medios bajo cargas variables en el tiempo y en materiales de comportamiento dúctil.

En la actualidad es menos común oír hablar de desastres tan importantes como los presentados, debido principalmente a un mejor conocimiento del fenómeno de fatiga y a que se han desarrollado normativas de diseño muy restrictivas. Un ejemplo de ello son, entre otras, las siguientes normas: IEC 61400-3, DNV-OS-E301, DNV-OS-J101, ASME Section III o ISO 19900; que además de requerir grandes coeficientes de seguridad, además incluyen grandes sobreespesores por corrosión. Esto convierte a los sistemas de fondeo de convertidores de energías marinas en un reto para los años venideros. Esto ha sido refrendado por la European Wind Energy Association en su informe “Deep water” (EWEA, Deep water, 2013) .



6 MÉTODO DE TRABAJO

El método de trabajo que se ha seguido para la elaboración del presente PFC ha seguido el orden cronológico siguiente:

1. Revisión del estado del arte en la modelización numérica de la propagación de grietas.
2. Documentación previa sobre conceptos relacionados con la propagación de grietas.
3. Obtención de propiedades mecánicas del material utilizado en la investigación.
4. Realización de ensayo de propagación de grietas.
5. Definición de metodología de modelización numérica de la propagación de grietas aplicada a ANSYS MECHANICAL.
6. Reproducción en ANSYS MECHANICAL del ensayo de propagación de grietas.
7. Comparación de resultados: Ensayo vs modelo.
8. Estudio estadístico de los resultados.

A continuación se desarrollan los conceptos del método de trabajo definido anteriormente.

6.1 REVISIÓN DEL ESTADO DEL ARTE EN LA MODELIZACIÓN NUMÉRICA DE LA PROPAGACIÓN DE GRIETAS.

La elaboración de una investigación como la que se propone en el presente PFC necesita de una planificación específica para conseguir un flujo y tratamiento adecuado de la información. Se debe comenzar identificando las carencias en el estado de la técnica, para de este modo, dar una respuesta global a todas ellas, o al menos, a la gran mayoría. Para ello se ha realizado una búsqueda a nivel internacional sobre si el problema del modelado numérico 3D de la propagación de grietas generadas por fatiga está resuelto.



Existe una gran cantidad de literatura disponible referente a la simulación de la propagación de grietas utilizando el método de Elementos Finitos y tipo de cálculo cuasi-estático. Unos de los pioneros en la publicación de artículos científicos incluyendo el fenómeno de la propagación de grietas fueron Rice y Tracey en 1973 (Rice & Tracey, Computational Fracture Mechanics, 1973)

En el estado del arte del fenómeno de la propagación de grietas se pueden diferenciar dos técnicas principalmente:

1. Propagación de grietas sin remallado
2. Propagación de grietas con remallado

En los apartados 6.1.1 y 6.1.2 se identifican la gran cantidad de referencias sobre propagación de grietas generadas por fatiga en estados 2D y 3D, así como su modelado mediante diferentes técnicas numéricas sin y con remallado.

6.1.1 Propagación de grietas sin remallado

A continuación se mencionan diferentes técnicas para modelar la propagación de grietas sin utilizar la técnica de remallado. Esta técnica se basa en la evaluación de los diferentes posibles caminos que puede seguir una grieta durante el proceso de propagación.

Según esta aproximación, la evolución de la geometría de la grieta en un cuerpo finito se evalúa en el intervalo $[0; T]$, particionándolo en steps de Δt_i con $i = 1 \dots n$. dado un estado admisible de tensiones σ^n y u^n en el step n y basándose en la geometría de la grieta D^n . El problema es determinar la geometría de la grieta D^{n+1} . Este proceso está gobernado por la representación discreta de D así como de la elección de la ley de propagación.

Alguno de los criterios que han sido propuestos para la obtención de la dirección de propagación de la grieta son los siguientes:

1. Normal a la dirección de máxima tensión circunferencial (Erdogan y Sih, 1963).
2. Normal a la dirección de mínima energía de deformación (Sih, 1974).
3. A lo largo de la dirección donde el valor de K_{II} es nulo (Goldstein y Salganik, 1974).
4. Normal a la dirección que da la tasa máxima de liberación de energía (Nuismer, 1975).

Los dos primeros criterios pueden ser implementados utilizando la información del step “n”, pero los dos últimos requieren un procedimiento iterativo (Sumi, 1985).

A continuación se muestra una serie de trabajos en este campo.



Figura 7: Zoom de los caminos de la propagación de la grieta (líneas negras). Placa gruesa (grieta superior) y placa fina (grieta inferior) (Sumi, Yang, & Wang, 1985)

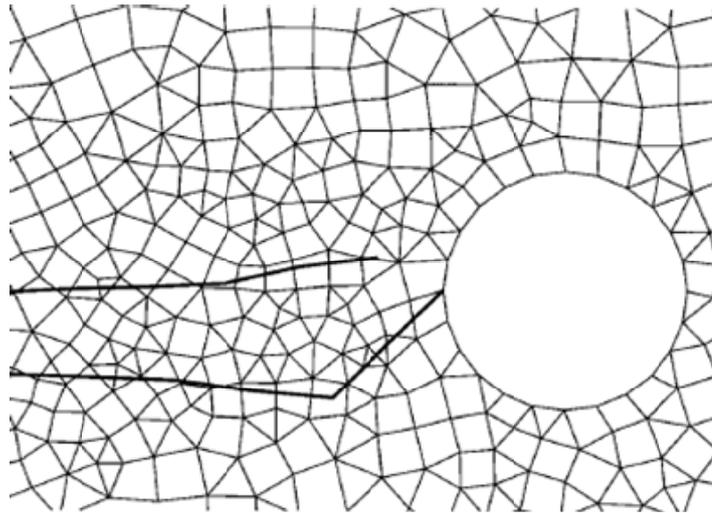


Figura 8: Mallado y trayectoria de fisura cerca de un agujero (Moes, Dolbow, & Elytschko, 1999)

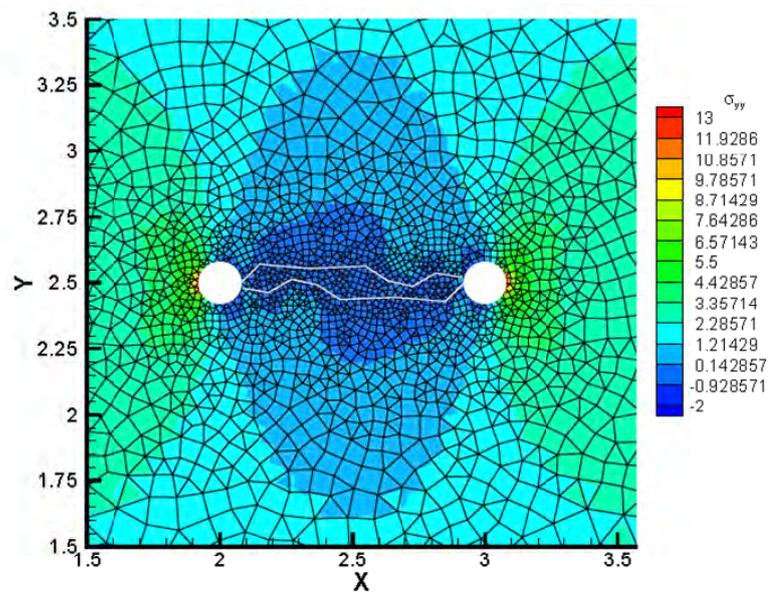


Figura 9: Gráfico de tensiones cerca de dos agujros.(Ingrafea & Heuze, 1980).

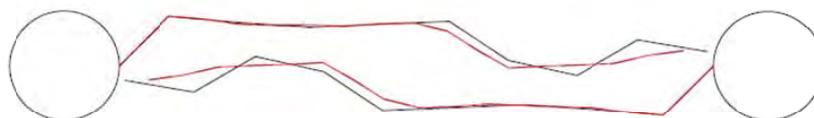


Figura 10: Trayectorias de dos mallados diferentes. Azul (mallado grosero) y rojo (mallado fino).(Ingrafea & Heuze, 1980).

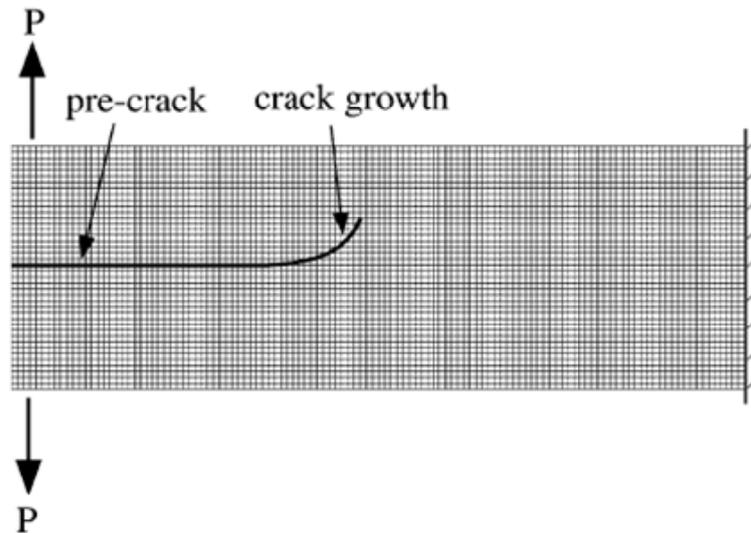


Figura 11: Propagación de grietas en una doble viga en voladizo.(Huang, Sukumar, & Prévost, 2003).

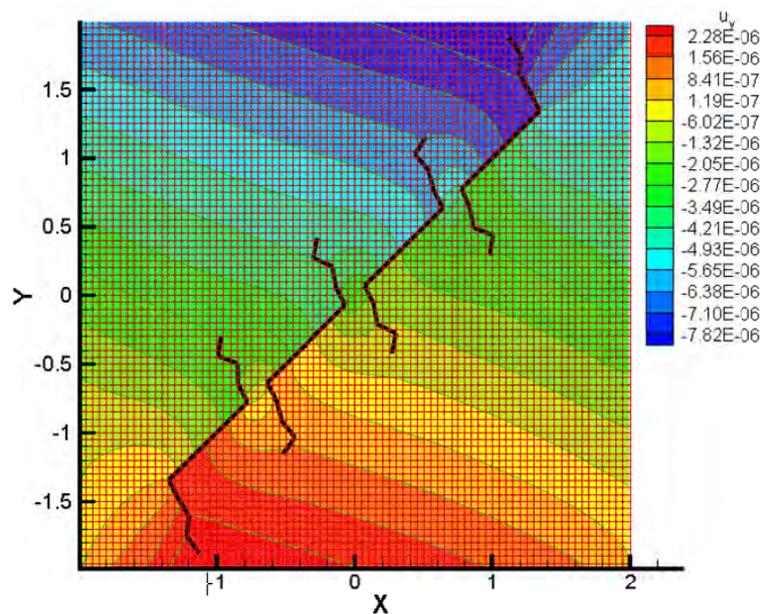


Figura 12: Contorno después de realizar varios steps. (Horii & Nemat-Nasser, 1982).

La principal limitación de estos códigos es que para poder obtener resultados precisos es necesario realizar un mallado de una densidad más elevada en todo el dominio de control, con lo que los costes computacionales aumentan, más aún en el caso de los cálculos tridimensionales. Es necesario resaltar que no se ha encontrado ninguna publicación en la que se aplique

este tipo de cálculos a geometrías 3D. Se desconoce si su aplicación es posible.

6.1.2 Propagación de grietas con remallado

La propagación de grietas aplicando técnicas de remallado es mucho más compleja puesto que se debe de incluir un algoritmo adicional a lo planteado en el apartado 6.1.1. La precisión de estos métodos es mejor puesto que se concentran los esfuerzos de cálculo en las zonas de interés. Así mismo, y asumiendo la misma cantidad de elementos en el mallado, los resultados a priori serán de mayor calidad.

No es necesario incluir nuevamente los métodos definidos en el apartado 6.1.1, referentes a calcular la dirección de la propagación, puesto que siguen siendo válidos.

A continuación se presentan algunos ejemplos de estudios de propagación de grietas con técnicas de remallado.

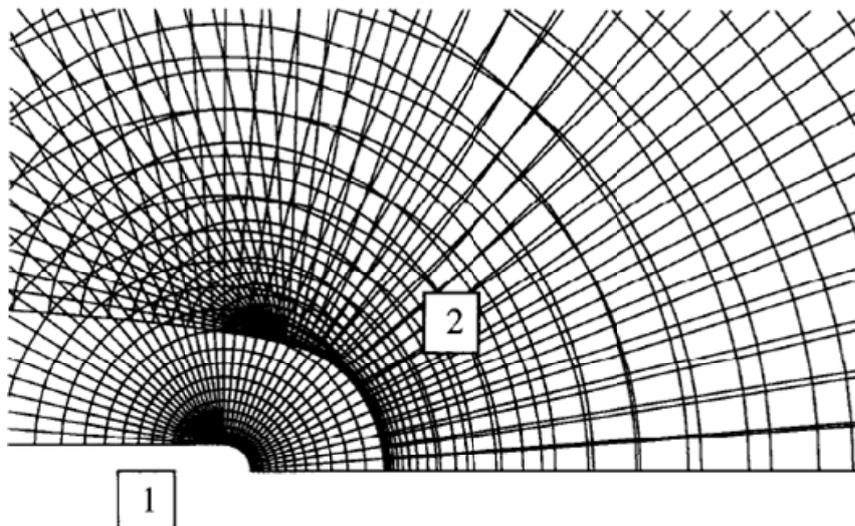


Figura 13: Remallado del extremo de la grieta. Mallado inicial (1) y mallado distorsionado por las cargas (2) (Tradegard, Nilsson, & Stlund, 1998).

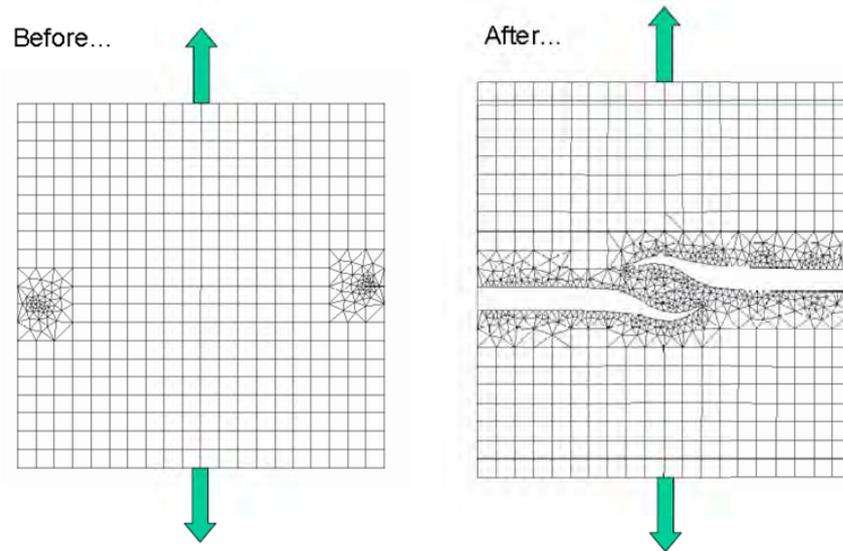


Figura 14: Remallado de una probeta con una grieta en cada extremo perpendicular a la carga (Ingraffea, 2002)

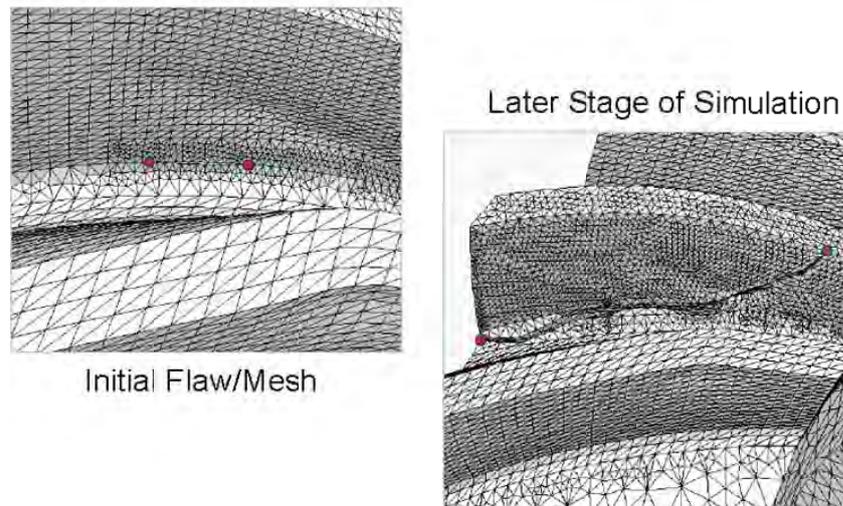


Figura 15: Remallado sobre un diente de engranaje (Ingraffea, 2002)

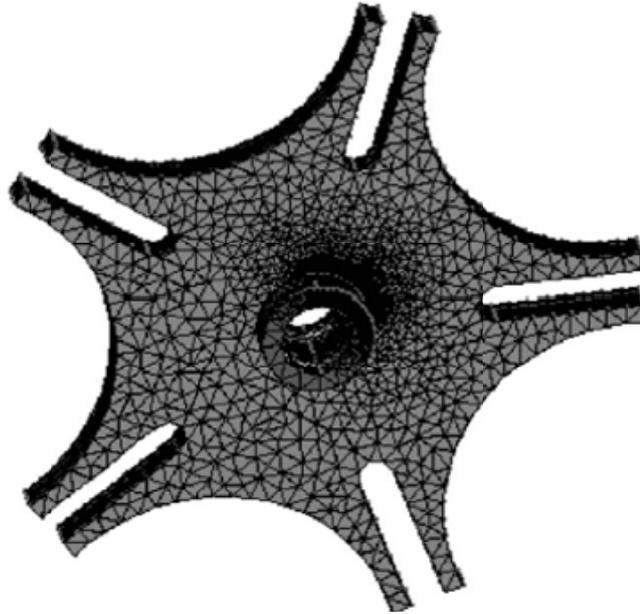


Figura 16: Mallado utilizado para el estudio de la propagación de la grieta. (Moes, Gravouil, & Belytschko, Non-planar 3D crack growth by the extended finite element and level sets—Part I: Mechanical model, 2002)

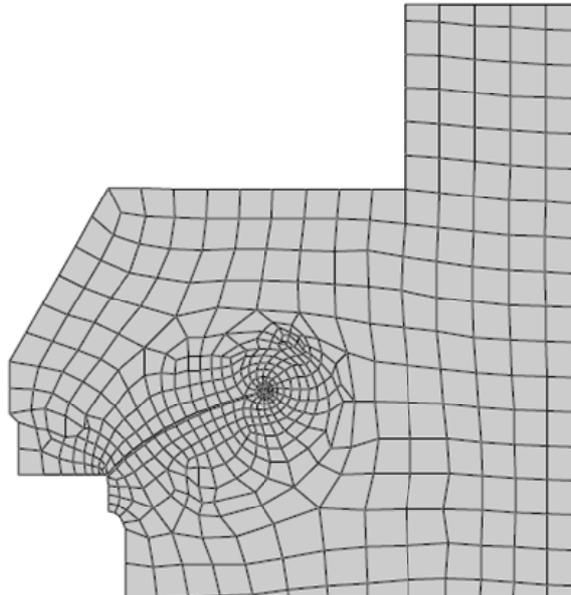


Figura 17: Propagación de grieta por fatiga en modo mixto (Alegre, Preciado, & Ferreño, 2007)

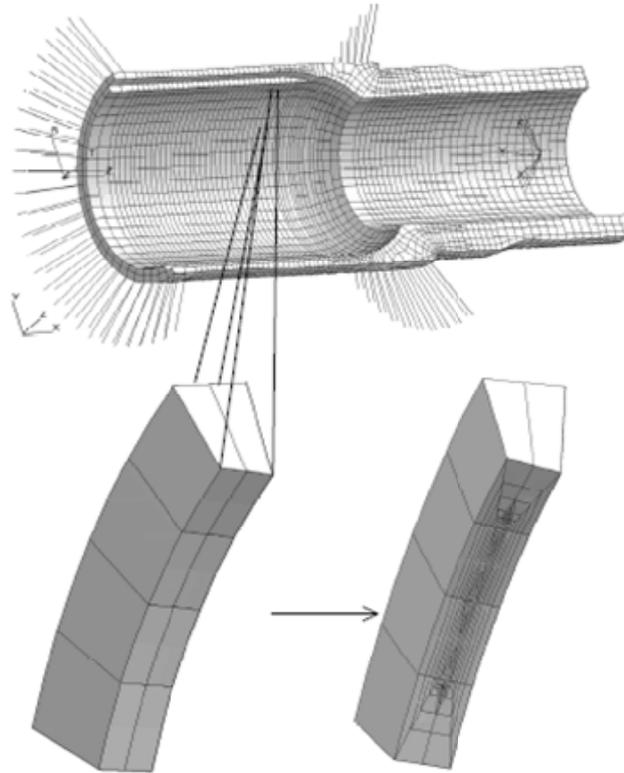


Figura 18: Ejemplo de propagación en una tubería utilizando el SW ZENCRACK (Hou, Goldstraw, & Knop, 2001)

6.1.3 Conclusiones preliminares sobre técnicas de propagación de grietas

Tras realizar un breve análisis del estado del arte en técnicas de propagación de grietas se concluye lo siguiente:

A excepción del software ZENCRACK, no existe una técnica de estudio de la propagación de grietas 3D con las suficientes capacidades como para realizar mallados hexaédricos, si bien, existen varias técnicas que a priori consiguen buenos resultados con mallados no estructurados. En el caso de los estudios bidimensionales, existe una gran cantidad de técnicas disponibles y que permitirían estudios como los planteados en el presente proyecto fin de carrera, si bien, el presente PFC tiene por objeto las geometrías tridimensionales.

6.2 DOCUMENTACIÓN PREVIA SOBRE CONCEPTOS RELACIONADOS CON LA PROPAGACIÓN DE GRIETAS.

A continuación se describe la teoría básica relacionada con el PFC.

6.2.1 Fatiga

La fatiga es el proceso de cambio estructural permanente, progresivo y localizado que ocurre en un material sujeto a tensiones y deformaciones variables en algún punto o puntos y que produce grietas o la fractura completa tras un número suficiente de fluctuaciones.

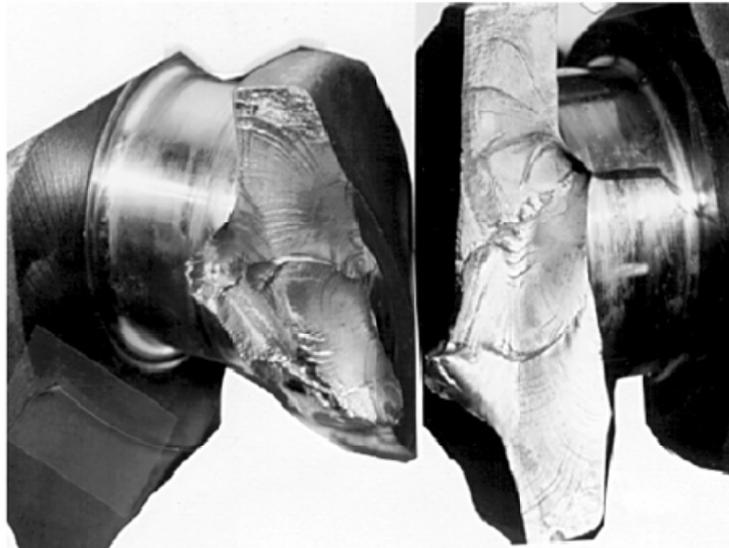


Figura 19: Ejemplo de rotura de un eje causado por fatiga

El proceso de la rotura por fatiga se divide en tres etapas: 1) inicio, generalmente causado por una entalla; 2) propagación de la fisura y 3) la rotura final.

Etapas 1. Inicio

Las grietas que originan la rotura o fractura casi siempre nuclean sobre la superficie en un punto donde existen concentraciones de tensión. Las cargas cíclicas pueden producir discontinuidades superficiales microscópicas a partir de escalones producidos por deslizamiento de dislocaciones, los

cuales actuarán como concentradores de la tensión y, por tanto, como lugares de nucleación de grietas.

Esta etapa suele durar la gran mayoría de la vida útil del componente.

Etapa 2. Propagación

A su vez, la propagación de la grieta se divide en dos:

- Etapa 2.1. una vez nucleada una grieta, entonces se propaga muy lentamente y, en metales policristalinos, a lo largo de planos cristalográficos de tensión de cizalladura alta.

Durante esta etapa, la grieta va propagando generando una superficie de fractura en la que se pueden identificar dos tipos de marcas, denominadas marcas de playa y estrías. Ambas indican la posición del extremo de la grieta en diferentes instantes y tienen el aspecto de crestas concéntricas que se expanden desde los puntos de iniciación. Las marcas de playa son macroscópicas y pueden verse a simple vista.

Stress condition Case	No stress concentration		Mild stress concentration		High stress concentration	
	Low overstress α	High overstress β	Low overstress α	High overstress β	Low overstress α	High overstress β
1 One-way bending load						
2 Two-way bending load						
3 Reversed bending load rotation load						

Figura 20: Diferentes tipologías de rotura de un eje causado por fatiga

- Etapa 2.2. la velocidad de extensión de la grieta aumenta de manera vertiginosa y en este punto la grieta deja de crecer en el eje del esfuerzo aplicado, para comenzar a crecer en dirección



perpendicular al esfuerzo aplicado. La grieta crece por un proceso de enromamiento y agudizamiento de la punta a causa de los ciclos de tensión.

Durante esta etapa no aparecen las denominadas marcas de playa y estrías debido a que la velocidad de propagación de la grieta es tan elevada que no permite su formación.

Etapa 3. Rotura

Al mismo tiempo que la grieta aumenta en anchura, el extremo avanza por continua deformación por cizalladura hasta que alcanza una configuración enromada. Se alcanza una dimensión crítica de la grieta y se produce la rotura instantánea.

6.2.2 Corrosión-fatiga

La corrosión fatiga es el fenómeno de agrietamiento en materiales bajo la acción combinada de cargas cíclicas y un ambiente corrosivo. A consecuencia de la corrosión se pueden producir pequeñas fisuras o picaduras que se comportarán como concentradoras de tensiones originando posibles futuras grietas.

La principal característica de la corrosión-fatiga es que la velocidad de crecimiento de la grieta puede ser substancialmente mayor en un ambiente corrosivo (agua de mar) que el obtenido en ambiente benigno (aire ambiente), con lo que es de vital importancia conocer de forma detallada el tipo de ambiente en el que se encuentra el componente en servicio.

El material utilizado en los sistemas de fondeo de convertidores de energías marinas, y que primordialmente es el acero al carbono, reacciona con el ambiente agresivo que le rodea, agua de mar. Esta combinación hace que el conocimiento y control del crecimiento de grietas sea de vital importancia en el diseño de sistemas de fondeo de convertidores de energías marinas.



6.2.3 Mecánica de la fractura

La mecánica de la fractura es la ciencia que estudia los mecanismos y procesos de propagación de grietas en sólidos sometidos a cierta tensión externa, así como la distribución de tensiones y deformaciones que ocurren en un material agrietado o con discontinuidades. La aplicación de la mecánica de la fractura sirve para determinar la tenacidad de los materiales y permite evaluar cómo se ve afectada ésta por la variación de diversos factores tales como: la estructura, la presencia de refuerzos, la temperatura o la velocidad de ensayo entre otros.

Actualmente, la mecánica de la fractura se estudia desde 3 postulados fundamentalmente: la mecánica de la fractura elástica lineal (LEFM), la mecánica de la fractura elastoplástica (EPFM) y la mecánica de la fractura post cedencia (PYFM). La diferencia principal entre estos tres postulados radica en el grado de deformaciones plásticas desarrolladas durante la fractura delante de la punta de la grieta. A continuación se realiza una amplia definición de las dos primeras y una más ligera de la tercera, ya que la última no tiene aplicación a los materiales sobre los que versa el presente PFC.

6.2.3.1 Mecánica de la fractura elástica lineal

La mecánica de la fractura elástica lineal (LEFM) se basa en la hipótesis de que toda la energía que se requiere para la fractura de una probeta se invierte en la propagación de la grieta, por lo que no considera que se puedan dar de forma extensiva procesos de deformación plástica en la punta de la grieta. Consecuentemente, este postulado sólo es aplicable a los casos donde la fractura ocurre dentro del rango de comportamiento elástico.

La solución elástica para el problema de fractura es paradójica, pues da lugar a un campo tensional que no es realista cerca del vértice de la grieta. A pesar de ello es posible utilizar la solución elástica para caracterizar el estado tensional en el entorno de una fisura, y proporcionar un criterio de fallo válido desde el punto de vista ingenieril.



A su vez, el estudio de la LEFM se plantea desde dos enfoques básicos, el primero en términos de balance de energía y el segundo en términos del campo de tensiones. El criterio energético, basado en los trabajos desarrollados por Griffith (Griffith, 1921), puede generalizarse en términos de un balance entre la energía disponible (suministrada fundamentalmente por las fuerzas externas), conocida como tasa de liberación de energía, G , y la energía requerida para que ocurra la propagación o tasa crítica de liberación de energía, G_{IC} , ésta última definida como:

$$G_{IC} = \frac{\partial W_s}{\partial a} \quad \text{(Ecuación 1)}$$

donde G_{IC} es una medida de la tenacidad del material y W es el trabajo realizado para crear dos nuevas superficies. El criterio energético de fractura predice que para que ocurra propagación de grieta G tiene que ser igual o mayor que G_{IC} .

La otra aproximación para describir la fractura del material se desarrolló a partir del análisis del estado tensional alrededor de la punta de la grieta. Irwin (Irwin, 1948) propuso un factor de intensidad de tensiones, K , que relaciona la intensidad de tensión cerca de la grieta con la carga aplicada y la geometría de la pieza. Para el modo I de fractura, este factor estaría definido de la siguiente forma:

$$K_I = Y\sigma_0 a^{\frac{1}{2}} \quad \text{(Ecuación 2)}$$

donde σ_0 es la carga aplicada e Y es una función que depende del tamaño de la grieta y de la geometría de la probeta. En este caso, la grieta se propaga cuando K_I adquiere un valor que sea igual o superior a un valor crítico, K_{IC} , siendo éste último una propiedad intrínseca del material, la tenacidad de fractura.

Las dos teorías se basan en conceptos similares, por lo que existe una relación entre K_{IC} y G_C como se aprecia en la (Ecuación 3).



$$G_c = \frac{K_{IC}^2}{E} \quad \text{Tensión plana}$$

(Ecuación 3)

$$G_c = \frac{(1 - \nu^2)K_{IC}^2}{E} \quad \text{Deformación plana}$$

donde E se corresponde con el módulo elástico y ν es el coeficiente de Poisson del material.

6.2.3.2 Mecánica de la fractura elastoplástica (EPFM)

La teoría de la mecánica de la fractura elastoplástica fue desarrollada para analizar los procesos de fractura que conlleven una deformación plástica significativa.

A diferencia de la LFM, en la que toda la energía se utiliza para el crecimiento de la fisura, la EPFM introduce la consideración del fenómeno de enrocamiento previo a la propagación estable de la grieta. Como resultado de esos procesos de enrocamiento, el tamaño de la zona plástica no puede ser despreciado debido a que durante su formación se absorbe una considerable cantidad de energía.

La EPFM se basa en el concepto de la integral J desarrollado por Cherepanov (Cherepanov, 1967) y Rice (Rice, 1968). La integral J para materiales elásticos no lineales puede definirse como una integral de contorno que expresa la energía necesaria para crear nuevas superficies de fractura en un cuerpo sometido a una tensión.

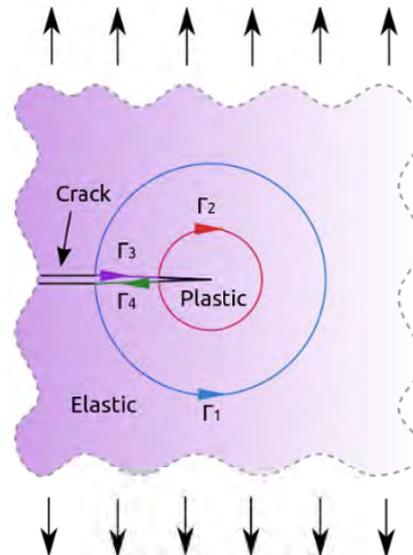


Figura 21: Trayectorias para el cálculo de la integral J alrededor del fondo de una grieta (Wikipedia, 2014)

El parámetro J mide la tasa de relajación de energía por unidad de avance o propagación de grieta. Su evaluación consiste en el cálculo de una integral de línea que involucra a la densidad de energía de deformación y al trabajo realizado por las tracciones a lo largo de un contorno cerrado que rodea el vértice de grieta. Según este postulado, el crecimiento de la grieta tiene lugar cuando J alcanza un valor crítico, J_c . El valor de J_c tiene en cuenta la pérdida de linealidad entre la tensión y la deformación en el fondo de la fisura.

La relación entre el valor de la tasa de liberación de energía, G , el factor de intensidad de tensiones, K , y la integral J se muestra en la (Ecuación 4).

$$J_{IC} = G_{IC} = K_{IC}^2 \left(\frac{1 - \nu^2}{E} \right) \quad \text{(Ecuación 4)}$$

6.2.3.3 Mecánica de la fractura post-cedencia (PYFM)

Los dos casos anteriores (apartados 6.2.3.1 y 6.2.3.2), se ha identificado que la aplicación de la LEFM y la EPFM sólo es válida en la caracterización de materiales frágiles (sin deformación plástica admisible) y en aquellos que desarrollan un cierto nivel de deformación en la punta de la



grieta respectivamente, es decir, que no son válidas para el caso de materiales que presentan una gran ductilidad, como por ejemplo los plásticos.

Para evaluar el comportamiento a fractura de estos materiales se desarrolló la mecánica de la fractura post-cedencia (PYFM), la cual establece que la propagación de la grieta transcurre siempre a través de una zona que ha sufrido previamente una deformación plástica completa.

El método utilizado para la caracterización de materiales que presentan fractura post-cedencia se basa en la aplicación del concepto del trabajo esencial de fractura (EWF).

6.3 OBTENCIÓN DE PROPIEDADES MECÁNICAS DEL MATERIAL UTILIZADO EN LA INVESTIGACIÓN.

El material utilizado en la investigación es acero de calidad R5 proporcionado por el fabricante VICINAY CADENAS, S.A., y que es utilizado en sistemas de fondeo mediante cadena en la industria offshore. Este acero es el de más altas prestaciones de los que actualmente se comercializan en este sector.

Los ensayos realizados en el LADICIM han sido los siguientes:

- Caracterización de las propiedades mecánicas
- Caracterización de la tenacidad a la fractura

A continuación se incluyen los resultados obtenidos:

6.3.1 Caracterización de las propiedades mecánicas del acero de cadenas R5

Por motivos de repetitividad, se han realizado tres ensayos de tracción sobre el acero R5 proporcionado por el fabricante VICINAY CADENAS, S.A.. Las curvas tensión – deformación obtenidas en los tres ensayos de tracción se muestran en la Figura 22.

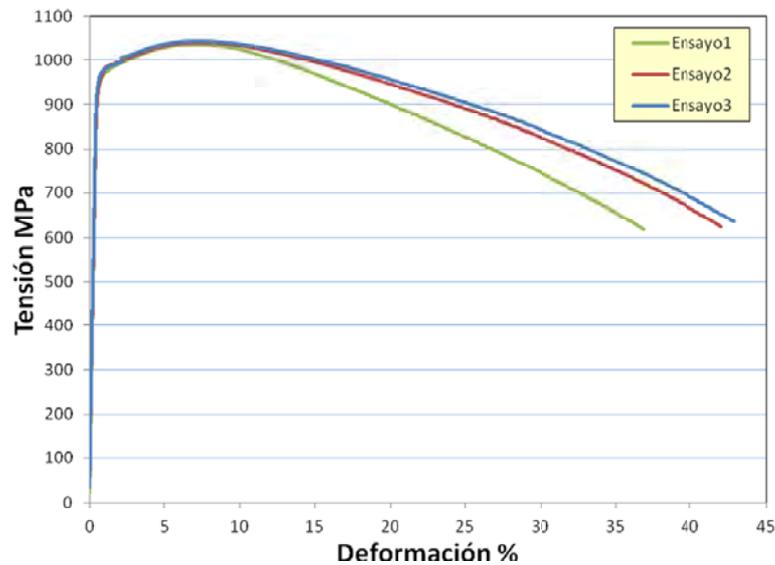


Figura 22: Curvas tensión – deformación obtenidas en los ensayos de tracción

En la Tabla 1, Tabla 2 y Tabla 3 se adjuntan los valores de los parámetros mecánicos más significativos del acero R5 obtenidos en cada uno de los ensayos.

Tabla 1: Resultados obtenidos en el ensayo de tracción 1

	HOJA DE ENSAYO	
	Tracción	
	PE/LADICIM/30	
EXP: VICINAY		
PAG:		
DESCRIPCIÓN MUESTRA		
Código	TRACCIÓN1	
DATOS PREVIOS		
Sección nominal, S_n	28.274	
EJECUCIÓN DEL ENSAYO		
Velocidad de actuador en campo elástico, v_e (mm/s)	0.01	
Velocidad de actuador en campo plástico, v_p (mm/s)	0.1	
ANÁLISIS DE RESULTADOS E INFORME		
Módulo de elasticidad (GPa)	198.0	
Límite elástico al 0,1 % (kN)	26.34	
Límite elástico al 0,1 % (MPa)	931.6	
Límite elástico al 0,2 % (kN)	26.86	
Límite elástico al 0,2 % (MPa)	950.0	
Carga de rotura, (kN)	29.27	
Tensión de rotura (MPa)	1035.4	
Alargamiento bajo carga máxima (%)	7.27	
Relación $F_{0.2}/F_m$	0.918	
Relación $R_m/R_{0.2}$	1.090	
CONDICIONES AMBIENTALES		
Temperatura (°C)	20	
REALIZADO POR:		
Nombre	Javier Portia Carral	
Fecha	21/12/2012	



Tabla 2: Resultados obtenidos en el ensayo de tracción 2

DESCRIPCIÓN MUESTRA	
Código	TRACCIÓN2
DATOS PREVIOS	
Sección nominal, S_n	28.274
EJECUCIÓN DEL ENSAYO	
Velocidad de actuador en campo elástico, v_e (mm/s)	0.01
Velocidad de actuador en campo plástico, v_p (mm/s)	0.1
ANÁLISIS DE RESULTADOS E INFORME	
Módulo de elasticidad (GPa)	194.7
Límite elástico al 0.1 %, (kN)	26.37
Límite elástico al 0.1 % (MPa)	932.5
Límite elástico al 0.2 % (kN)	26.99
Límite elástico al 0.2 % (MPa)	954.5
Carga de rotura, (kN)	29.40
Tensión de rotura (MPa)	1039.9
Alargamiento bajo carga máxima (%)	7.09
Relación $F_{p0.2}/F_m$	0.918
Relación $R_m/R_{p0.2}$	1.090
CONDICIONES AMBIENTALES	
Temperatura (°C)	20
REALIZADO POR:	
Nombre	Javier Portilla Carral
Fecha	21/12/2012

Tabla 3: Resultados obtenidos en el ensayo de tracción 3

DESCRIPCIÓN MUESTRA	
Código	TRACCIÓN3
DATOS PREVIOS	
Sección nominal, S_n	28.274
EJECUCIÓN DEL ENSAYO	
Velocidad de actuador en campo elástico, v_e (mm/s)	0.01
Velocidad de actuador en campo plástico, v_p (mm/s)	0.3
ANÁLISIS DE RESULTADOS E INFORME	
Módulo de elasticidad (GPa)	199.2
Límite elástico al 0.1 %, (kN)	26.79
Límite elástico al 0.1 % (MPa)	947.4
Límite elástico al 0.2 % (kN)	27.23
Límite elástico al 0.2 % (MPa)	962.9
Carga de rotura, (kN)	29.49
Tensión de rotura (MPa)	1043.0
Alargamiento bajo carga máxima (%)	6.99
Relación $F_{p0.2}/F_m$	0.923
Relación $R_m/R_{p0.2}$	1.083
CONDICIONES AMBIENTALES	
Temperatura (°C)	20
REALIZADO POR:	
Nombre	Javier Portilla Carral
Fecha	21/12/2012

Los resultados obtenidos para el límite elástico convencional, $\sigma_{Y,0.2\%}$, y para la tensión de rotura, σ_R , se resumen a continuación:

Tabla 4: Resumen de los resultados obtenidos en los ensayos de tracción.

Ensayo N°	$\sigma_{Y,0.2\%}$	σ_R
1	950.0	1035.4
2	954.5	1039.9
3	962.9	1043.0
Valor promedio	956 ± 7 MPa	1039 ± 4 MPa

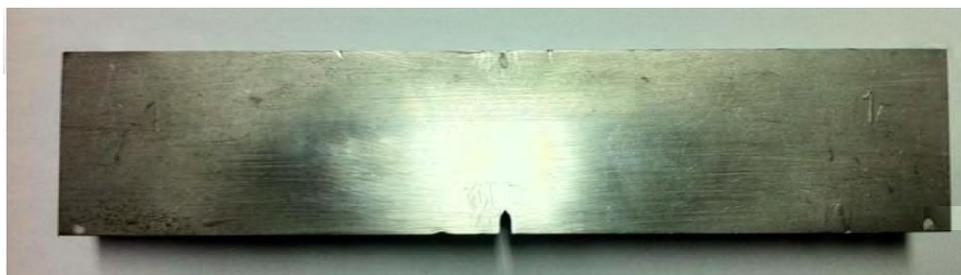
De los resultados se aprecia que es un acero de muy alto límite elástico. El valor del límite elástico convencional al 0.2% supera en todos los casos los 950 MPa. Además de alcanzar este límite, el acero muestra un alargamiento superior al 35%, lo que denota las magníficas características de este tipo de acero.

Estos ensayos fueron realizados por Javier Portilla Carral, doctorando de LADICIM empleando el siguiente equipo:

- Maquina estática servo hidráulica Instron con capacidad de carga de 1500 kN.

6.3.2 Caracterización de la tenacidad a fractura del acero de cadenas R5

Para determinar las curva $J - \Delta a$ representativa de la tenacidad a fractura del material en condiciones de propagación estable, se han llevado a cabo dos ensayos de tenacidad a la fractura (denominados 10.1 y 10.2) sobre probetas SENB de dimensiones nominales $B \times W \times L = 18.75 \times 37.5 \times 157.5$ mm. En la Figura 23 se aprecia una fotografía de una de las probetas ensayadas.

**Figura 23: Probeta SENB utilizada en los ensayos de tenacidad**

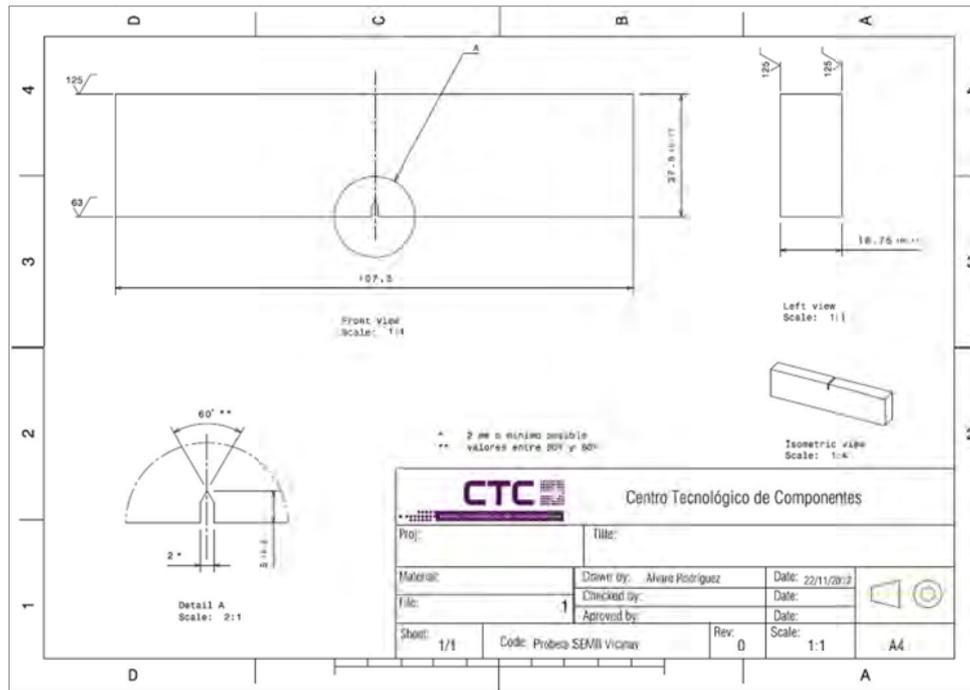


Figura 24: Plano con las características de las probetas SENB utilizadas en los ensayos de tenacidad y caracterización de la velocidad de propagación.

Las probetas fueron prefisuradas en el LADICIM hasta conseguir una longitud de fisura final de, aproximadamente, 18.75 mm, cumpliendo así con los requisitos de la normativa ASTM E1820. Para la realización de la prefisuración se sometió a la probeta a cargas oscilantes durante un número elevado de ciclos, empezando con cargas comprendidas en el intervalo entre 35 kN de máxima y 3.5 kN de mínima y acabando con cargas de 10 kN de máxima y 1 kN de mínima, manteniendo en todo momento un ratio tensional $R = P_{min}/P_{max}$ constante e igual a 0.1.

La Figura 25 relaciona los valores de la integral J con el incremento de longitud de fisura, Δa , obtenidas a partir de los ensayos 10.1 y 10.2. En la Figura 25 se han incluido los ajustes de los datos así como algunos resultados relevantes.

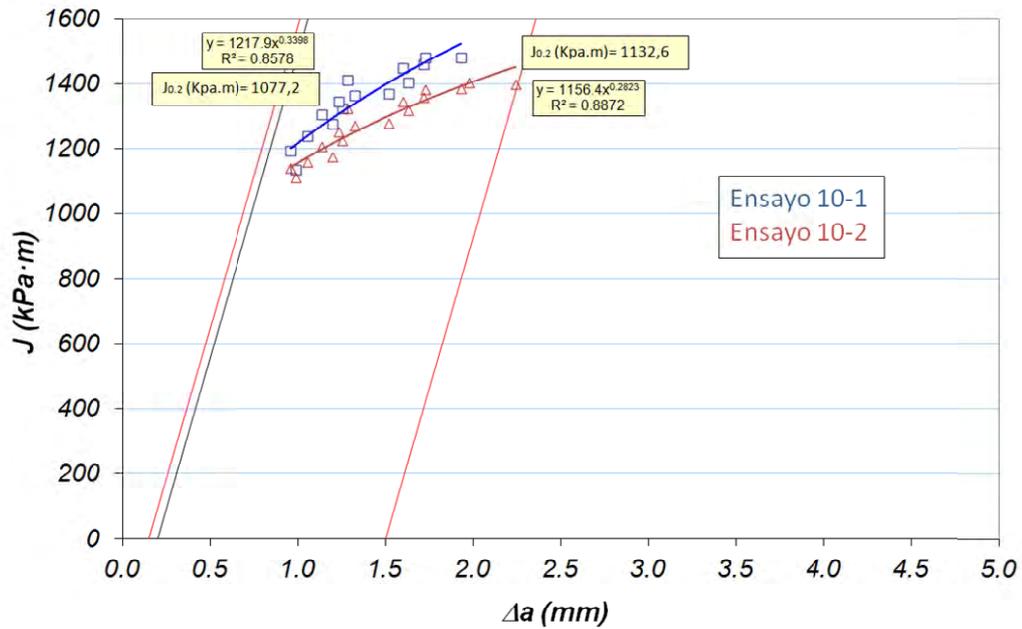


Figura 25: Gráficas J-Δa para los ensayos 10.1 y 10.2

Los valores característicos del material se resumen en la Tabla 5 donde se recogen los valores de $J_{0.2mm}$ y del valor equivalente $K_{J,0.2mm}$ para ambos ensayos.

Tabla 5: Resumen de los resultados obtenidos en los ensayos 10.1 y 10.2.

Ensayo N°	$J_{0.2mm}$	$K_{J,0.2mm}$
10.1	1132.6	485.8
10.2	1077.2	473.7

NOTA: Los valores se han obtenido tomado como propiedades genéricas: $E = 200\text{ GPa}$ y $\mu = 0.2$.

Estos ensayos fueron realizados por Javier Portilla Carral, doctorando de LADICIM empleando el siguiente equipo:

- Maquina estática servo hidráulica Instron con capacidad de carga de 1500 kN.

6.4 REALIZACIÓN DE ENSAYO DE PROPAGACIÓN DE GRIETAS

El objetivo del ensayo es determinar las propiedades del acero R5 frente a la propagación de grietas, caracterizando la velocidad de propagación para distintos intervalos de carga, obteniendo los parámetros que definen la ley de Paris así como el umbral de propagación, ΔK_{th} . Para ello se aplican, durante un número determinado de ciclos, rangos de carga variables de tipo senoidal entre los valores de $P_{m\acute{a}x}$ y $P_{m\acute{i}n}$ (ver Figura 26).

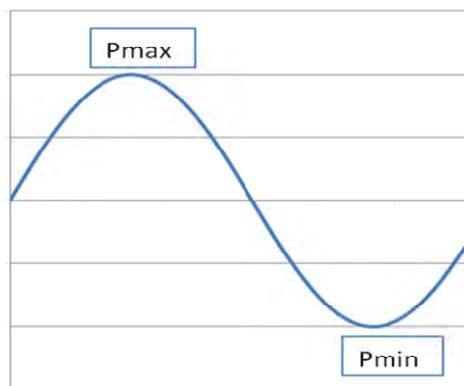


Figura 26: Representación de un ciclo de carga completo

Para determinar el avance de la grieta, a la finalización de cada bucle de cargas la fisura fue medida mediante microscopía óptica. Este proceso se repite reduciendo la diferencia entre $P_{m\acute{a}x}$ y $P_{m\acute{i}n}$ hasta llegar a establecer el umbral de propagación, ΔK_{th} .

Para conseguir una correcta colocación de la probeta SENB en la máquina se ha empleado el utillaje específico cuya configuración puede apreciarse en la Figura 27 y Figura 28.

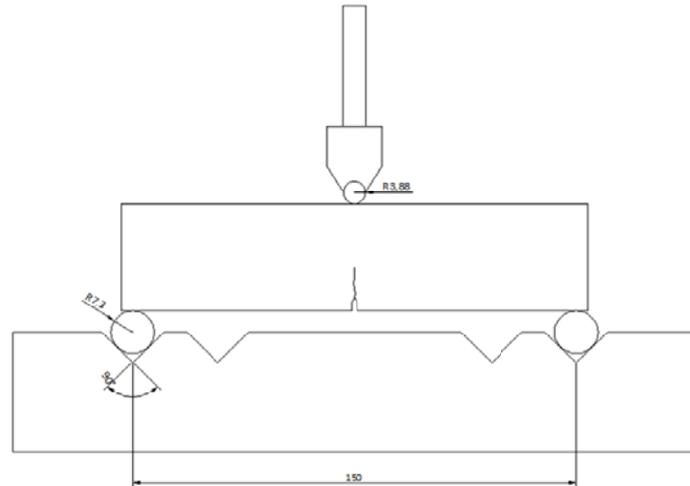


Figura 27: Dimensiones en mm del utillaje empleado en el ensayo.

Estos ensayos fueron realizados por Javier Portilla Carral, doctorando de LADICIM empleando los siguientes equipos:

- Máquina servo hidráulica Instron con capacidad de carga de 250 kN.
- Microscopio óptico Olympus para la determinación de la longitud de fisura.



Figura 28: Utillaje acoplado a la máquina Instron de ensayos.

Haciendo el símil de los arcos y los cables, la transmisión de las cargas se muestra en la Figura 29, en la que el color azul representa las bielas de compresión y el rojo representa los cables de tracción.

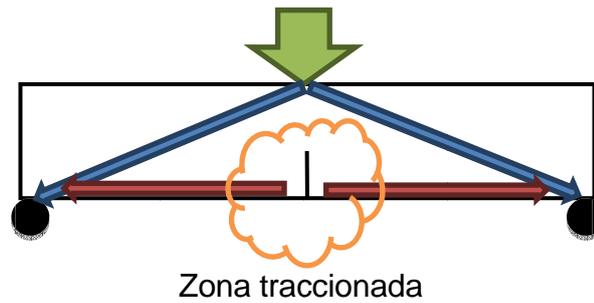


Figura 29: Esquema de fuerzas sobre la probeta.

El ensayo consta de dos etapas consecutivas: la pre-fisuración y la propagación de la grieta en condiciones controladas. A continuación se explica cada uno de ellos:

6.4.1 Ensayo de pre-fisuración

La primera parte del ensayo (pre-fisuración) se ha desarrollado cumpliendo con lo estipulado en la norma ASTM E647, la cual establece unos valores mínimos de longitud de fisura a satisfacer mediante pre-fisuración.

Este método es altamente efectivo para generar fisuras agudas en materiales frágiles. Sin embargo, durante el proceso de aplicación de las cargas se generan tensiones residuales delante de la punta de la entalla, es decir, en la zona plástica que necesariamente se genere en el frente de fisura va a existir, durante el proceso de sollicitación, una región que, cuando se descarga la probeta, quedará sometida a compresiones. Esto es perjudicial a la hora de evaluar la tenacidad de fractura o la velocidad de propagación de fisuras, puesto que se subvaloran los resultados. Por ese motivo, el valor de la carga para que la fisura siga propagando no puede ser arbitrariamente pequeño, dado que podría no llegar a sobrepasar las compresiones residuales y no se produciría el avance de fisura.

Debido a esto es necesario propagar las fisuras fuera de la zona afectada por estas tensiones residuales.



Para conseguir una longitud inicial de fisura satisfactoria, se aplicaron cargas cíclicas sobre la probeta comenzando con valores $P_{m\acute{a}x} = 30$ kN, $P_{m\acute{i}n} = 3$ kN que fueron reducidos paulatinamente hasta llegar a un intervalo de cargas $P_{m\acute{a}x} = 10$ kN y $P_{m\acute{i}n} = 1$ kN, conservando en todo momento un ratio de cargas $R = 0.1$. En la Tabla 6 se resumen todos los ciclos y escalones de carga empleados para prefisurar la probeta.

Tabla 6: Resumen del proceso de pre-fisuración.

$P_{m\acute{a}x}$ (kN)	$P_{m\acute{i}n}$ (kN)	R ($P_{m\acute{a}x} / P_{m\acute{i}n}$)	N	a (mm) cara 1	a (mm) cara 2
30	3	0.1	40000	6	6
25	2.5	0.1	10000	6.5	6.3
22	2.2	0.1	20000	7	6.8
20	2	0.1	20000	8	7.7
18	1.8	0.1	20000	8.5	8.4
16	1.6	0.1	58000	9.5	9
14	1.4	0.1	18000	10	9.3
12	1.2	0.1	15000	10.2	9.5
10	1	0.1	20000	10.57	9.75

Tras la finalización de cada uno de los bloque de carga aplicados, se tomaron medidas de la longitud de fisura haciendo uso de los medios ópticos definidos anteriormente. Para poder conseguir estas mediciones tan precisas, el ensayo se detenía y se trasladaba la probeta hasta el microscópico óptico para tomar la posición de la fisura por ambas caras. Se decidió utilizar esta técnica puesto que es la más precisa aunque tiene asociado un gran esfuerzo y dedicación.



Figura 30: Microscopio óptico utilizado para realizar las mediciones.

Como se aprecia en la Tabla 6, fueron necesarios 221.000 ciclos para conseguir la prefisuración adecuada. La frecuencia de carga utilizada fue de 10 Hz, lo que corresponde a más de 6 horas de máquina. Este tiempo se vio incrementado con las tareas de medición del crecimiento de la fisura.

6.4.2 Ensayo de propagación en condiciones controladas

Una vez realizada la pre-fisura, se procedió con el ensayo de propagación propiamente dicho. La técnica a seguir en este tipo de ensayos consiste en aplicar una amplitud de carga inicial (diferencia entre $P_{m\acute{a}x}$ y $P_{m\acute{i}n}$) durante un cierto número de ciclos (bloque de ciclos) consiguiendo que la fisura avance una cierta distancia. Posteriormente se reduce el intervalo de carga y se aplica otro bloque de ciclos hasta conseguir que la grieta avance ligeramente, repitiendo el procedimiento sucesivamente.

Para el presente ensayo se definió un plan de actuación que incluía ir reduciendo la amplitud de los bloques de carga, manteniendo constante el valor de $P_{m\acute{a}x}$ y aumentando progresivamente el de $P_{m\acute{i}n}$, tal y como se muestra en la Figura 31. Con este esquema de trabajo, el valor de R también varía con cada escalón de carga, pero se garantiza que el proceso de avance no se detiene ni ralentiza como consecuencia de la estela plástica que se forma en el frente de fisura durante el proceso.

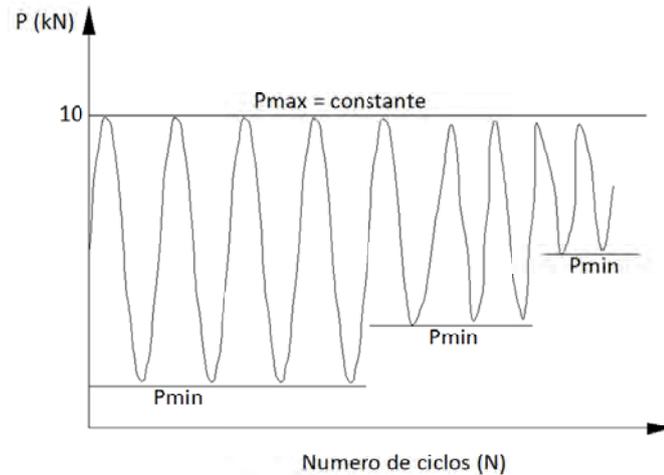


Figura 31: Esquema de aplicación de las cargas durante el ensayo

Al acabar la pre-fisuración se consiguió, como se muestra en la Tabla 6, una longitud inicial de fisura de 10.57 mm por la cara 1 de la probeta y de 9.75 mm por la cara 2 de la probeta, valores que marcan el inicio del ensayo de propagación. El proceso comenzó con un bloque de carga similar al último aplicado en la pre-fisuración, es decir:

$$\begin{aligned} P_{\text{máx}} &= 10 \text{ kN} & \Delta P &= 9 \text{ kN} \\ P_{\text{mín}} &= 1 \text{ kN} & R &= 0.1 \end{aligned}$$

Debido a que la carga máxima ha de ser constante, durante los siguientes bloques de cargas se fue aumentando sucesivamente el valor de $P_{\text{mín}}$ para conseguir de este modo un ΔP inferior.

Con estos datos se obtuvo la velocidad de propagación de fisura por ciclo de carga así como el valor ΔK , que depende de las cargas aplicadas, de la longitud de fisura y de las dimensiones de la probeta, según la (Ecuación 5).

$$\Delta K = f\left(\frac{a}{W}\right) \frac{\Delta P \cdot S}{B \cdot W^{3/2}} \quad \text{(Ecuación 5)}$$

donde B es el espesor de la probeta, W es el ancho de la probeta, S es la separación entre apoyos, ΔP es el rango de carga aplicada y $f\left(\frac{a}{W}\right)$ es una función geométrica dependiente de la longitud de fisura a (variable) y del espesor W de la probeta (fijo).

$$f(a_i/W) = \frac{3(a_i/W)^{1/2}[1.99 - (a_i/W)(1 - a_i/W)(2.15 - 3.93(a_i/W) + 2.7(a_i/W)^2)]}{2(1 + 2(a_i/W))(1 - (a_i/W))^{3/2}} \quad \text{(Ecuación 6)}$$

El resultado del estudio de propagación se aprecia en la Figura 32.

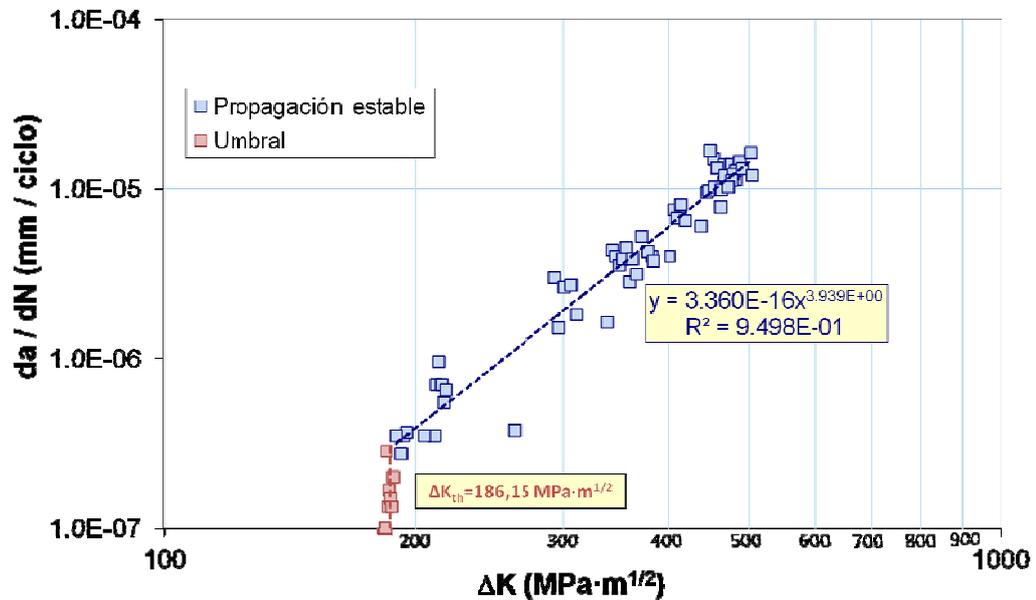


Figura 32: Gráfica velocidad de propagación vs. ΔK (promedio de ambas caras).

Haciendo uso de un ajuste lineal, los valores de la ley de Paris y del umbral de propagación promedio quedan de la siguiente manera:

$$\frac{da}{dN} = 3.360 \cdot 10^{-16} \Delta K^{3.939} \quad \Delta K_{th} = 186.15 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2} \quad \text{(Ecuación 7)}$$

6.5 ESTUDIO ESTADÍSTICO DE LOS RESULTADOS DE PROPAGACIÓN

Uno de los propósitos de la caracterización de la velocidad de propagación aquí llevada a cabo es su posterior implementación en un modelo de simulación por Elementos Finitos (EF). Considerando propiedades constantes del material, los resultados derivados de una simulación de este tipo van a resultar necesariamente deterministas. Sin embargo, es un hecho



bien contrastado que los procesos de fatiga son altamente aleatorios. Por este motivo, se ha decidido llevar a cabo un análisis estadístico de los resultados experimentales obtenidos para su posterior implementación en un modelo numérico por EF. En este sentido, se ha determinado para cada uno de los puntos del ensayo llevado a cabo el error experimental, entendido este como la diferencia entre la velocidad de propagación real y el valor procedente del ajuste de la Ley de Paris para el mismo valor de intervalo de factor de intensidad de tensiones ΔK , es decir, $\text{Error} = (da/dN)_{\text{EXP}} - (da/dN)_{\text{PARIS}}$. En la Tabla 7 se detallan los errores determinados de este modo. Estos errores se han clasificado en intervalos que van desde el mayor error negativo hasta el mayor error positivo.

La Figura 33 muestra el diagrama de barras que representa los intervalos mencionados y su repetitividad. La figura permite apreciar una mayor concentración de errores en torno al cero, conformando una serie que toma una forma semejante a una campana de Gauss. La Figura 34 muestra el ajuste de dichos datos de acuerdo con un modelo gaussiano.

Tabla 7: Resumen de los datos obtenidos

$(da/dN)_{\text{EXP}}$	$(da/dN)_{\text{PARIS}}$	Diferencia	Intervalos	Repeticiones en cada intervalo
9.44444E-06	9.11907E-06	3.2537E-07	-2.00E-06	0
0.000012	1.14078E-05	5.92192E-07	-1.80E-06	0
1.13333E-05	1.25331E-05	-1.19975E-06	-1.60E-06	0
1.08766E-05	1.09313E-05	-5.46523E-08	-1.40E-06	1
9.86193E-06	1.02763E-05	-4.14388E-07	-1.20E-06	2
0.000014375	1.29748E-05	1.40023E-06	-1.00E-06	3
1.62598E-05	1.46581E-05	1.60176E-06	-8.00E-07	2
1.27436E-05	1.24581E-05	2.85495E-07	-6.00E-07	3
1.19837E-05	1.1108E-05	8.75654E-07	-4.00E-07	3
1.21946E-05	1.21203E-05	7.43421E-08	-2.00E-07	3
1.31632E-05	1.34232E-05	-2.60022E-07	0.00E+00	5
1.1227E-05	1.19682E-05	-7.41263E-07	2.00E-07	8
9.74513E-06	9.32176E-06	4.23367E-07	4.00E-07	5
1.02444E-05	9.90105E-06	3.43318E-07	6.00E-07	3
9.82547E-06	1.06841E-05	-8.58658E-07	8.00E-07	5
1.02464E-05	1.15324E-05	-1.28602E-06	1.00E-06	1
7.494E-06	6.32111E-06	1.17289E-06	1.20E-06	3
6.73686E-06	6.6092E-06	1.2766E-07	1.40E-06	1



7.9952E-06	6.92338E-06	1.07182E-06
6.49156E-06	7.24811E-06	-7.56553E-07
3.96926E-06	4.96255E-06	-9.93291E-07
4.33088E-06	3.24881E-06	1.08207E-06
3.99773E-06	3.38183E-06	6.15907E-07
3.52113E-06	3.50108E-06	2.00462E-08
3.83321E-06	3.62232E-06	2.10884E-07
4.49805E-06	3.77287E-06	7.25182E-07
2.83277E-06	3.9109E-06	-1.07813E-06
3.83167E-06	4.04167E-06	-2.09999E-07
3.12484E-06	4.20506E-06	-1.08022E-06
5.22739E-06	4.46141E-06	7.65983E-07
4.24926E-06	4.76997E-06	-5.20712E-07
3.74364E-06	5.03461E-06	-1.29097E-06
1.63255E-06	3.08081E-06	-1.44826E-06
2.99964E-06	1.74434E-06	1.2553E-06
1.51204E-06	1.82859E-06	-3.16552E-07
2.625E-06	1.93794E-06	6.8706E-07
2.6875E-06	2.0871E-06	6.00398E-07
1.8125E-06	2.22335E-06	-4.10852E-07
3.75E-07	1.11703E-06	-7.42034E-07
3.5E-07	4.69699E-07	-1.19699E-07
3.48736E-07	4.76014E-07	-1.27279E-07
7E-07	4.85461E-07	2.14539E-07
9.5E-07	5.00033E-07	4.49967E-07
7E-07	5.15077E-07	1.84923E-07
5.5E-07	5.26823E-07	2.31771E-08
6.5E-07	5.38397E-07	1.11603E-07
3.5E-07	4.27543E-07	-7.75425E-08
2.75E-07	3.33588E-07	-5.85879E-08
3.5E-07	3.41303E-07	8.69682E-09
3.66667E-07	3.52784E-07	1.38823E-08
	Media	2.43656E-08
	Desv. Estándar	7.49234E-07

1.60E-06	1
1.80E-06	1
2.00E-06	0

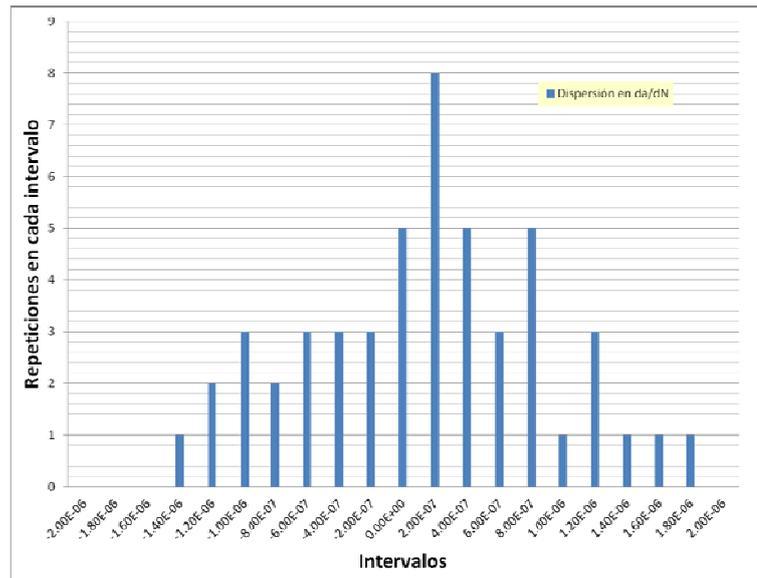


Figura 33: Concentración de los errores en intervalos.

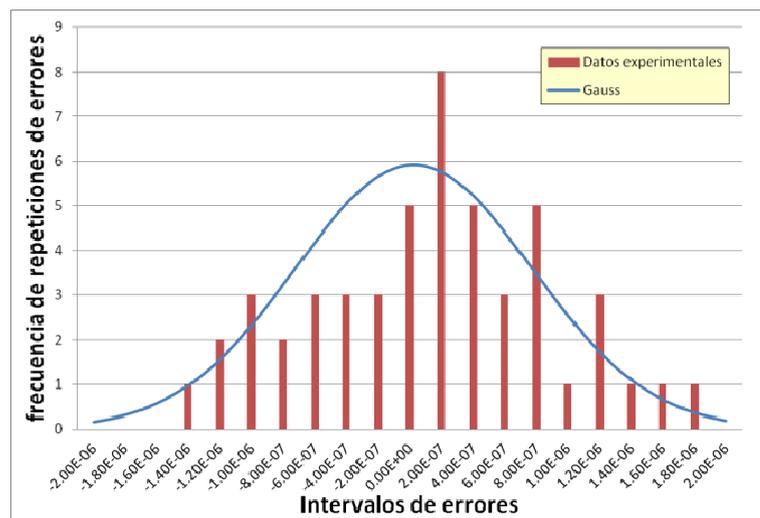


Figura 34: Ajuste gaussiano de los errores.

La expresión del ajuste gaussiano normalizado (pdf, *probability density function*) de las diferencias entre los valores experimentales de velocidad de propagación y los valores derivados de la Ley de Paris se ofrece a continuación.

$$P(x) = \frac{1}{7.492310^{-7} \sqrt{2\pi}} e^{-\frac{1}{2} \left(\frac{x - 2.4365 \cdot 10^{-8}}{7.492310^{-7}} \right)^2} \quad \text{(Ecuación 8)}$$



6.6 DEFINICIÓN DE METODOLOGÍA DE MODELIZACIÓN NUMÉRICA DE LA PROPAGACIÓN DE GRIETAS APLICADA A ANSYS MECHANICAL.

La metodología que se plantea en el presente PFC se basa en el uso de una metodología de aplicación de cargas y remallado iterativo. A continuación se describe dicha metodología.

6.6.1 Metodología

El primer paso para definir una metodología es la elaboración de un diagrama de flujo básico en el que se identifique el proceso a llevar a cabo.

A continuación se incluye un diagrama de flujo de la metodología de modelización de la propagación de grietas de forma genérica.

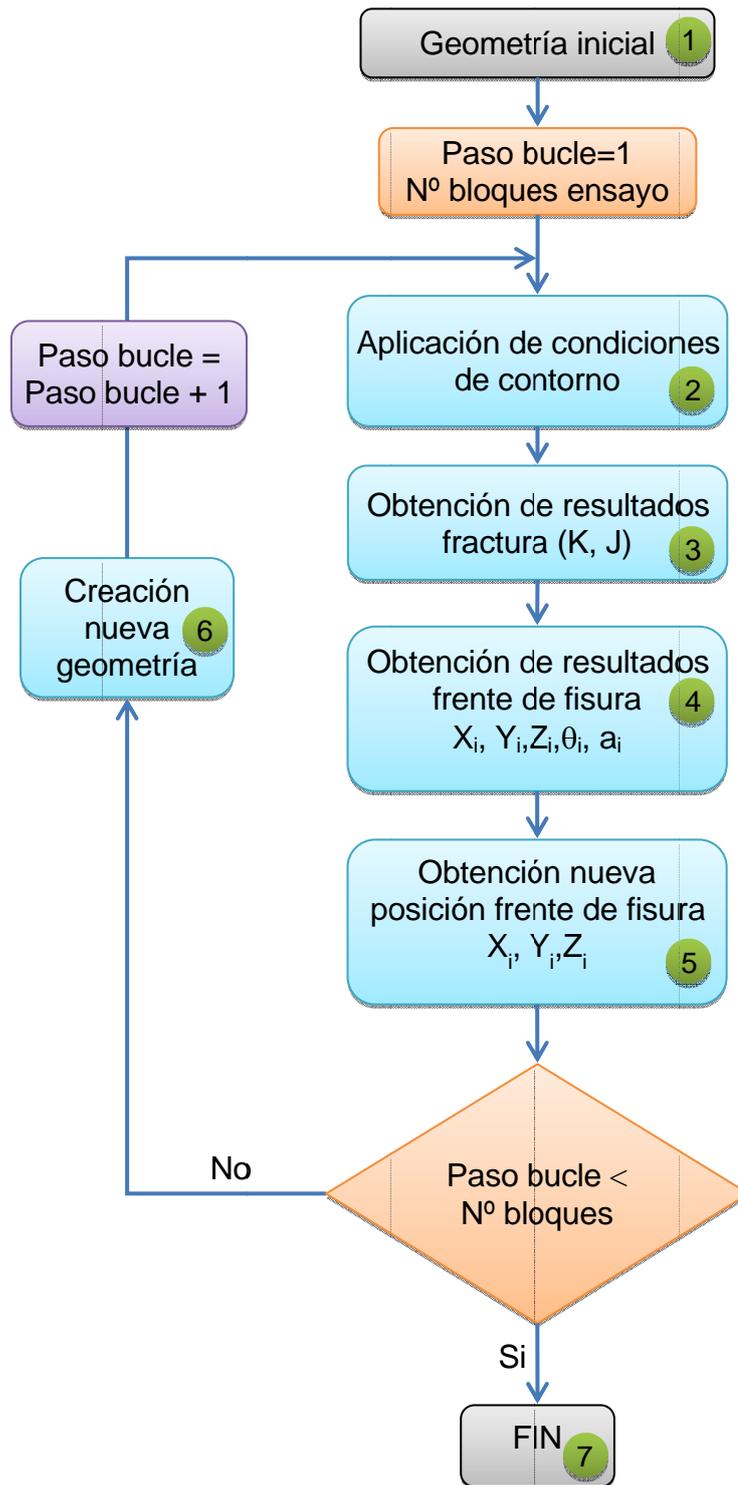


Figura 35: Diagrama de flujo de la metodología planteada.

A continuación se describen los puntos más importantes del diagrama de flujo definido anteriormente.

6.6.1.1 Geometría inicial

La geometría inicial utilizada en el análisis de propagación de grietas es la misma que se obtuvo cuando se terminó el proceso de pre-fisuración. Teóricamente la fisura debería haber avanzado la misma distancia por ambas caras, pero por alguna causa externa o interna del material, la fisura no avanzó de forma simétrica.

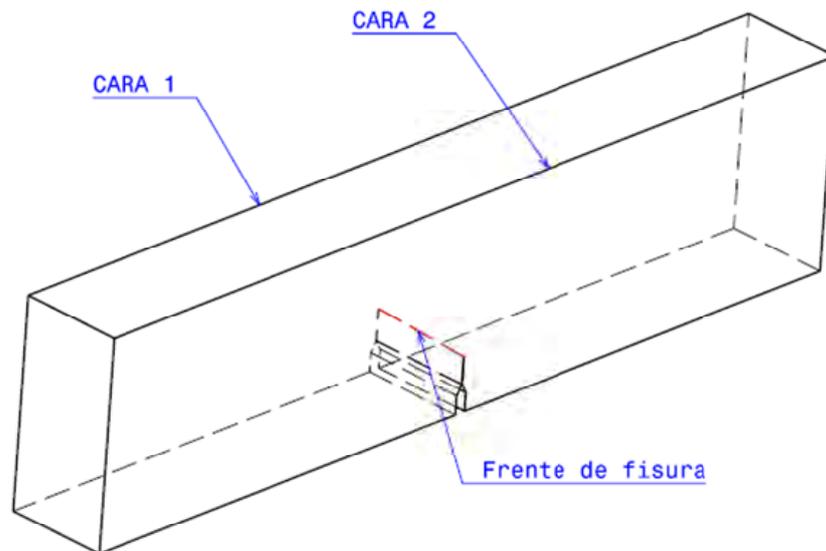


Figura 36: Esquema de la pieza tras el proceso de pre-fisuración.

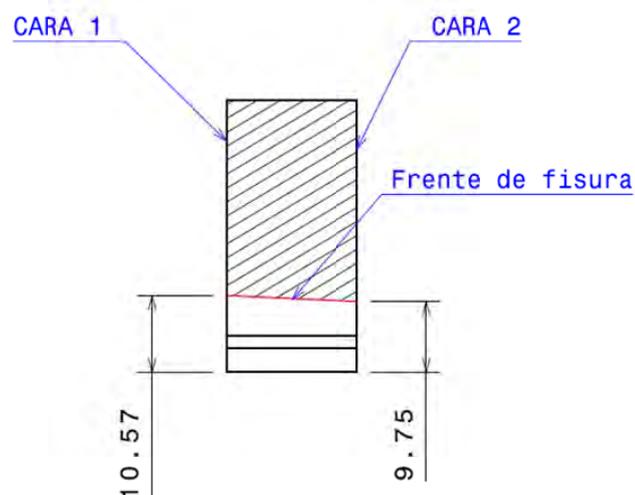


Figura 37: Sección del avance de la fisura durante el proceso de pre-fisuración (dimensiones en mm).

Una vez conocida la geometría de la pieza a ensayar, y para poder hacer un análisis de tipo paramétrico, es necesario definir los parámetros más importantes. Dichos parámetros son los siguientes:

- L Longitud de probeta (157.5 mm).
- W Alto de probeta (37.5 mm).
- B Ancho de probeta (18.75 mm).
- X_0 Posición inicial de la fisura. Valor promedio de fisura inicial (10.16 mm).
- R Radio del toroide (1.455 mm).

En la Figura 38 se aprecian las dimensiones definidas anteriormente.

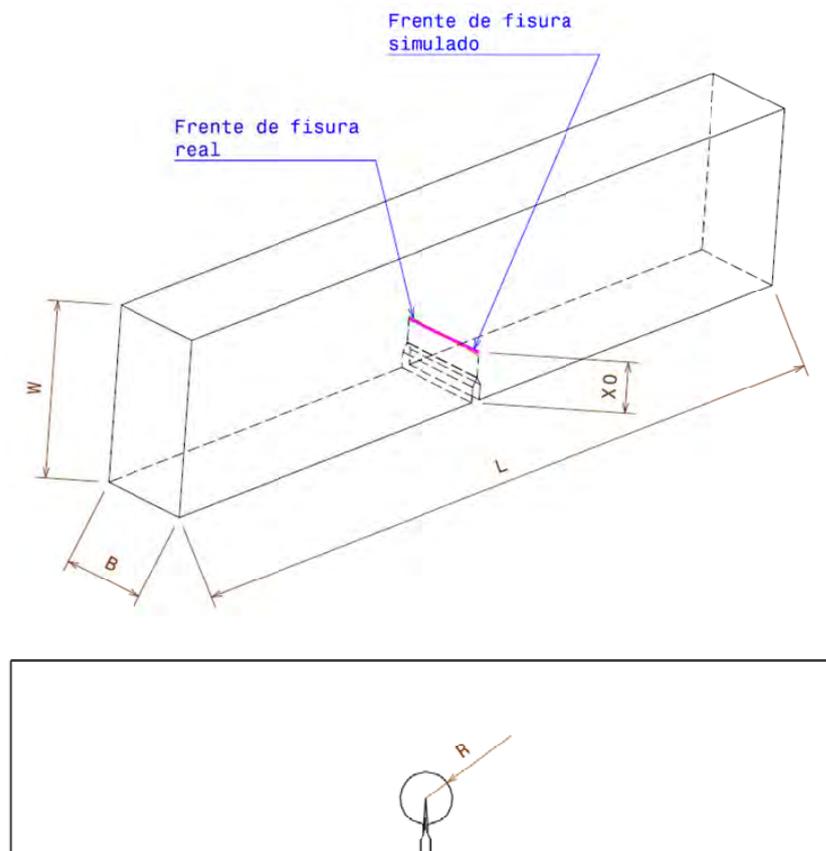


Figura 38: Parametrización de la geometría.

Nota: La distancia entre apoyos, S , (no mostrada en la Figura 38) es de 150 mm.



En la figura anterior se aprecia un círculo, que transformado en una pieza tridimensional se convierte en un toroide. El motivo por el que se ha definido un toroide en la zona del fondo de la fisura ha sido para tener un mejor control del mallado, y por tanto una mejor calidad en los resultados. Además, es la única zona de la geometría que cambia su forma durante el proceso de propagación de grietas, con lo que también se consigue de esta manera una mayor eficiencia del esfuerzo de creación y modificación de la geometría de la pieza.

6.6.1.2 Aplicación de condiciones de contorno

El siguiente paso es la definición de las condiciones de contorno adecuadas, es decir, definir numéricamente las condiciones de contorno lo más similares a las que la pieza está sometida durante el ensayo, pero que a su vez consuman los mínimos esfuerzos computacionales.

Según la Figura 27, la pieza dispone de tres zonas donde ésta contacta con la máquina de ensayos: dos apoyos en la parte inferior y uno en la superior. El radio de los dos cilindros inferiores es de 7.3 mm y están separados 150 mm, mientras que el superior, donde la máquina aporta la carga, es de 3.88 mm y está situado simétricamente.

El método más adecuado desde el punto de vista de la calidad de resultados es utilizar tres contactos entre la superficie exterior de la pieza y la superficie exterior de los apoyos (piezas de color amarillo y magenta en la Figura 39). Esto supone incluir varias ecuaciones extra que tengan en cuenta el contacto entre los puntos de Gauss de las diferentes superficies (ver Figura 40).

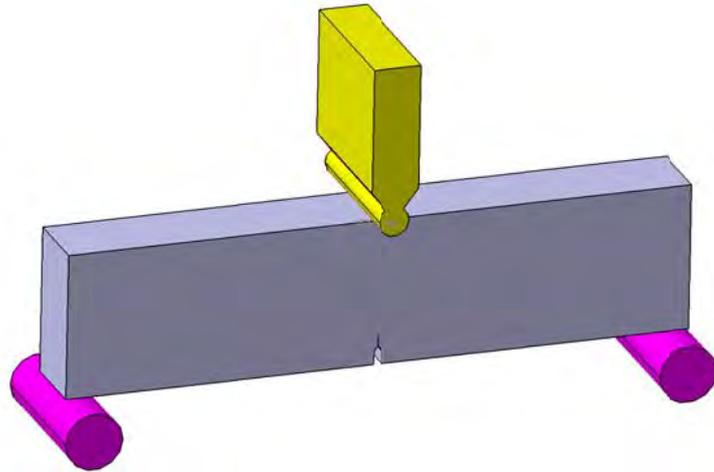


Figura 39: Modelo CAD de la pieza y apoyos.

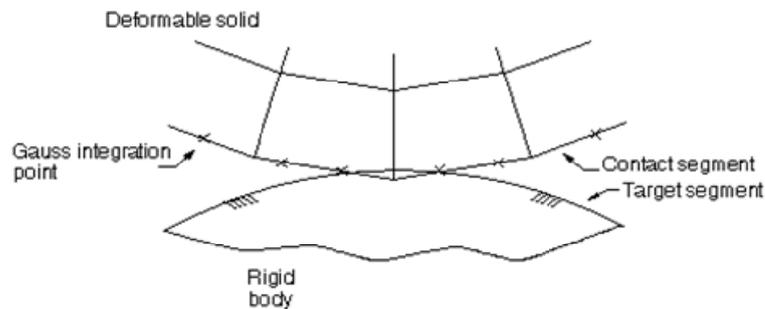


Figura 40: Esquema de modelización de un contacto en un programa FEM (ANSYS Help).

El método más adecuado desde el punto de vista del tiempo de cálculo es aplicar las condiciones de contorno directamente sobre nodos de la superficie.

Finalmente, se ha seleccionado la segunda opción puesto que si se seleccionan los grados de libertad adecuadamente, los efectos sobre los resultados son despreciables. En la Figura 41 se aprecian las condiciones de contorno aplicadas. Remarcar que la reacción horizontal se ha incluido exclusivamente para evitar problemas de convergencia numérica. Esta reacción horizontal sería la producida por el rozamiento entre las piezas en contacto ya que la pieza está simplemente biapoyada.

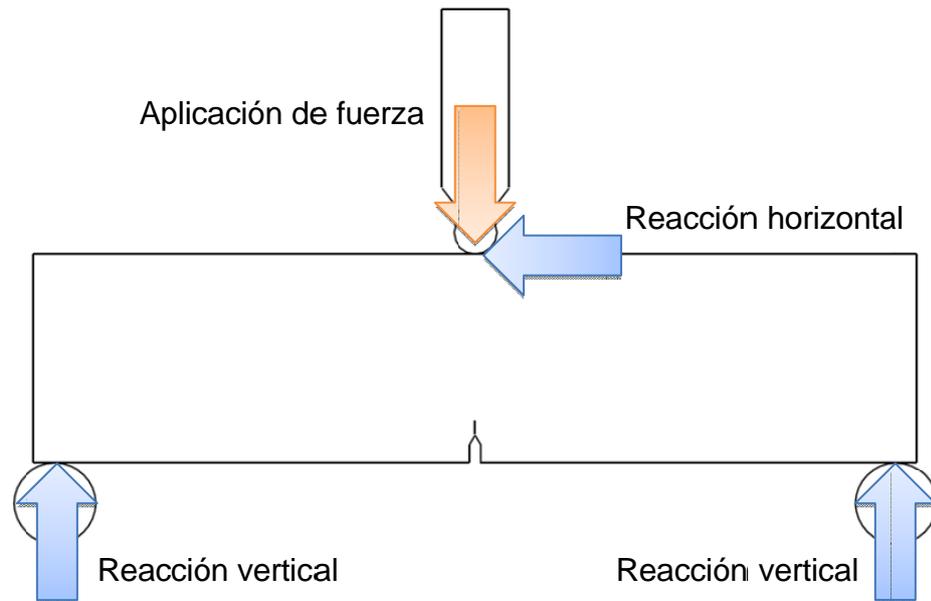


Figura 41: Esquema de aplicación de las cargas durante el ensayo

6.6.1.3 Obtención de resultados de mecánica de la fractura

Esta etapa es crítica en la metodología planteada, ya que es aquí donde se obtienen los resultados numéricos de los parámetros de mecánica de la fractura.

Como se comentó en el apartado 6.2.3, existen fundamentalmente tres postulados cuando se estudia la mecánica de la fractura aunque únicamente incidiremos en los de aplicación para materiales isótropos: la mecánica de la fractura elástica lineal (LEFM) y la mecánica de la fractura elastoplástica (EPFM).

De los tres postulados, la mecánica de la fractura elástica lineal es más sencilla de operar, y para el caso de materiales con alto límite elástico (como es el caso), es adecuada. Por este motivo siempre se seleccionará esta opción cuando se trabaje con este tipo de materiales pero se deberá verificar que la zona plástica tenga reducidas dimensiones.

La gran mayoría de los aceros utilizados en el diseño de estructuras no tienen un límite elástico tan elevado (275 MPa o 355 MPa es lo más común), por lo que en el fondo de fisura se producen plastificaciones locales. En este

caso, la mecánica de la fractura elastoplástica es preferida porque evalúa el efecto de plastificación en el fondo de la fisura.

Según esta argumentación, es necesario implementar ambos modelos para poder dar respuesta a los dos comportamientos, para lo cual se amplía con ecuaciones la información contenida en los puntos 6.2.3.1 y 6.2.3.2.

Factores Intensidad de Tensiones:

$$\begin{aligned}\sigma_x &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left(1 - \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right) \\ \sigma_y &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left(1 + \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right) \\ \sigma_{xy} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \cos\left(\frac{3\theta}{2}\right)\end{aligned}\quad \text{(Ecuación 9)}$$

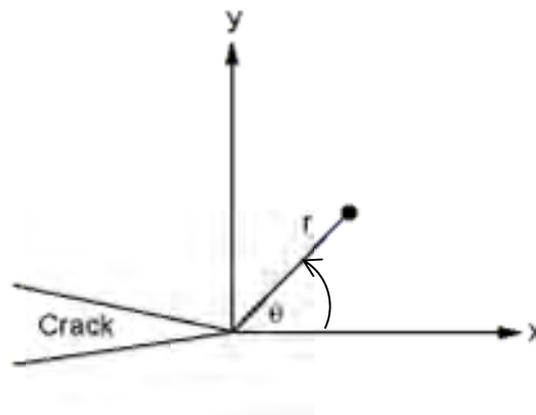


Figura 42: Sistema de coordenadas en el fondo de la fisura.

Estas ecuaciones son aplicables para estados bidimensionales conjuntamente con la Figura 42. En estados bidimensionales es necesario definir el tipo de comportamiento estructural: tensión plana o deformación plana. En la Figura 43 se aprecia la diferencia entre la zona del fondo de fisura en la que el material tiene un comportamiento estructural diferente, acentuándose los niveles de tensión en los extremos de la pieza.

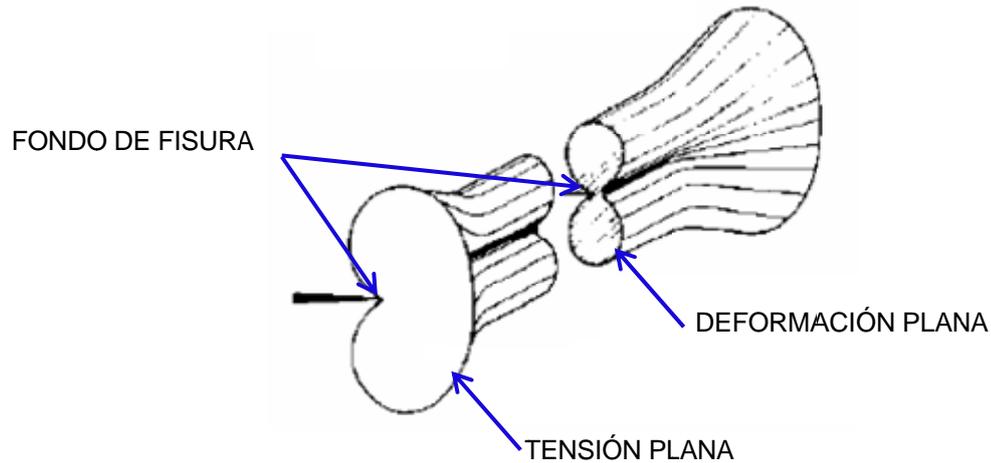


Figura 43: Estado tensional del fondo de una grieta (Zúñiga, 2004).

A la hora de llevar a cabo un análisis de los factores de intensidad de tensiones, se debe definir el comportamiento estructural, ya sea tensión plana o deformación plana. El efecto que tiene esta selección se tiene en cuenta en el módulo elástico del material E de la forma siguiente:

$$E_{\text{efectivo}} = E \text{ (tensión plana)} \quad \text{(Ecuación 10)}$$

$$E_{\text{efectivo}} = \frac{E}{(1-\nu^2)} \text{ (deformación plana)}$$

donde ν es el coeficiente de poisson.

Otro elemento muy importante es el radio plástico, que es el tamaño de la zona plástica en el frente de la grieta. A partir de la distribución de tensiones en el frente de grieta y de la tensión de comparación de Von Mises se puede obtener dicho radio en función del estado tensional:

$$r_p = \frac{1}{4\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_{yp}} \right)^2 \left\{ 1 + \cos \varphi + \frac{3}{2} \sin^2 \varphi \right\} \text{ (tensión plana)} \quad \text{(Ecuación 11)}$$

$$r_p = \frac{1}{4\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_{yp}} \right)^2 \left\{ (1 - 2\nu)^2 (1 + \cos \varphi) + \frac{3}{2} \sin^2 \varphi \right\}$$

(deformación plana)

(Fernández, Kalthoff, Fernández, Grasa, & Doblaré)



Por último, comentar que ANSYS MECHANICAL dispone de dos enfoques para la evaluación de los factores de intensidad de tensiones.

“Interaction integral method”: ANSYS MECHANICAL realiza el cálculo de los factores de intensidad de tensiones durante la etapa de resolución y almacena los valores en el archivo de resultados para su postprocesado.

“Displacement extrapolation method”: ANSYS MECHANICAL realiza el cálculo de los factores de intensidad de tensiones durante el postprocesado.

Si se aplica el mismo cálculo, los resultados obtenidos son diferentes. Se recomienda el uso del primer método (ANSYS Help) aunque el segundo se utiliza en la gran mayoría de las publicaciones analizadas.

Integral J

Para un problema 2D, y en ausencia de deformaciones térmicas, deformaciones plásticas externas, fuerzas aplicadas en el área de integración y presión en la superficie de la grieta, la representación del dominio integral de la integral J es el definido por la ecuación siguiente:

$$J = \int A \left[\sum_{ie=1}^{ne} \left[\sigma_{ij} \frac{\partial U_j}{\partial X_1} - w \delta_{1i} \right] \frac{\partial q}{\partial x_i} dA \right] \quad \text{(Ecuación 12)}$$

donde σ_{ij} es el tensor de tensiones, U_j es el vector desplazamiento, w es la densidad de energía de deformación, δ_{1i} es la delta de Kronecker, x_i es el sistema de coordenadas, y q es el vector de propagación de grieta.

Esta integral puede ser calculada de forma discreta por la siguiente ecuación:

$$J = \sum_{ie=1}^{ne} \left[\sigma_{ij} \frac{\partial U_j}{\partial X_1} - w \delta_{1i} \right] \frac{\partial q}{\partial x_i} w_{iw} A_{ie} \quad \text{(Ecuación 13)}$$

donde ne es el número de elementos a ser integrados, w_{iw} la función peso y A_{ie} es el área del elemento representado por ie .

En problemas de estados tensionales 3D, la evaluación de la mecánica de la fractura se realiza de diferente modo, ya que la aproximación

bidimensional deja de tener validez. En estos casos, el fondo de la fisura se evalúa teniendo en cuenta las condiciones de contorno adyacentes al punto de análisis, es decir, el material adyacente al punto de integración. Si la evaluación se realiza en un modelo discreto de elementos finitos la integral J se evalúa a través de los elementos adyacentes.

El cálculo de la integral J o los factores de intensidad de tensiones en un dominio 3D es más complejo, sin embargo, el principio es similar al del caso 2D. Un esquema de cómo se realiza la evaluación se muestra en la Figura 44.

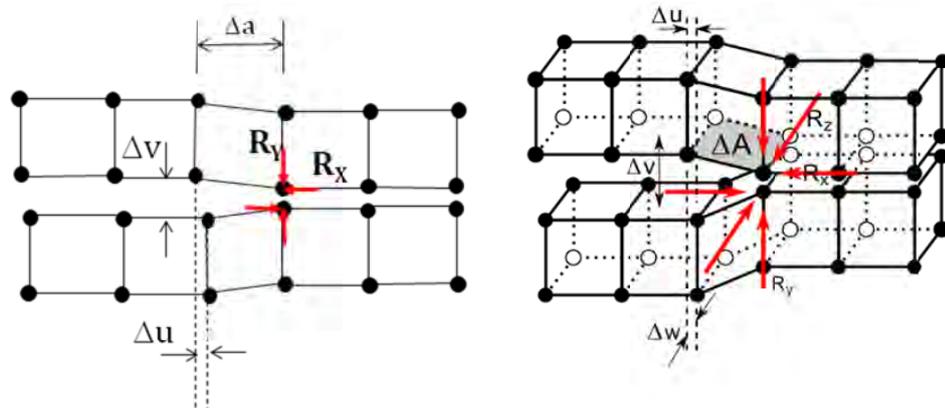


Figura 44: Esquema de integración numérica 2D (a) y 3D (b) (ANSYS Help).

6.6.1.4 Obtención de resultados en el frente de fisura

El frente de fisura tiene una forma continua y aleatoria. En este apartado se va a explicar qué resultados son necesarios, inicialmente en un estado bidimensional y posteriormente en el tridimensional.

En la Figura 45(a) se aprecia para un estado bidimensional cuáles son los parámetros a obtener. En este caso, y haciendo uso de coordenadas polares, únicamente sería necesario conocer la posición radial, r , y angular, θ , para definir la posición exacta del frente de grieta tras haber avanzado una distancia r .

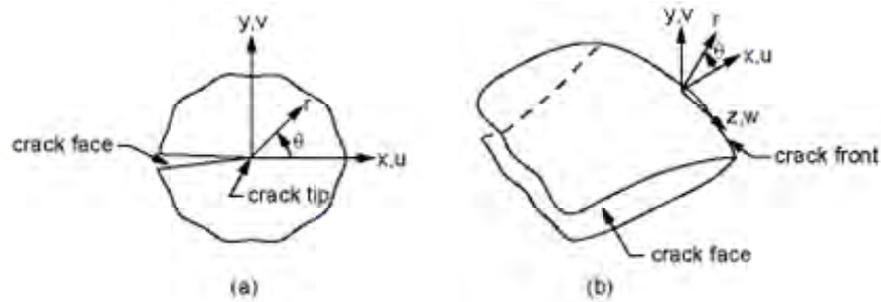


Figura 45: Esquema propagación 2D (a) y 3D (b) (ANSYS Help).

Según esta exposición, únicamente es necesario conocer el valor de dos parámetros: r y θ .

El método necesario para obtener la posición del frente de la fisura en una geometría tridimensional es bastante más complejo al planteado en un caso bidimensional. A continuación se describen los pasos necesarios para conseguir el objetivo.

6.6.1.4.1 Parámetro r

Para poder explicar adecuadamente la forma de obtención del parámetro r , hay que hacer uso de una regla que relacione uno de los parámetros intrínsecos de la mecánica de la fractura con el valor de la propagación de la grieta. En este caso, se ha planteado como nexo de unión la Ley de Paris debido a que es ampliamente refrendada por los investigadores de este campo de actividad. La Ley de Paris postula que la velocidad de propagación de la grieta es una función del nivel tensión según la siguiente ecuación:

$$\frac{da}{dN} = A(\Delta K)^m \quad \text{(Ecuación 14)}$$

donde A y m son constantes para un determinado material, K es el factor de intensidad de tensiones y $\frac{da}{dN}$ es la pendiente de la curva de velocidad de crecimiento. El valor utilizado en la (Ecuación 14) realmente es el incremento del factor de intensidad de tensiones, ΔK .

$$\Delta K = K_{max} - K_{min}$$

(Ecuación 15)

donde K_{max} y K_{min} son el factor de intensidad de tensiones para la carga máxima y mínima respectivamente.

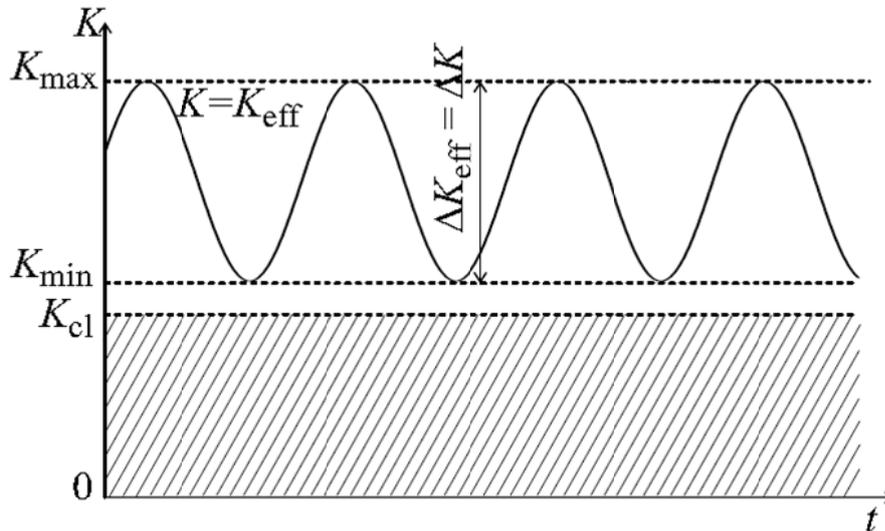


Figura 46: Representación de ΔK (Pokluda & Sandera, 2010).

Esta aproximación es válida cuando existe uno de los modo de carga (I, II o III) es mucho mayor al resto. En este caso el efecto de los otros dos modos no afecta significativamente a los resultados. Por el contrario, en los casos en los que existe más de un modo es necesario definir un factor de intensidad de tensiones efectivo, ΔK_{eff} . En esto existe controversia, debido a que los valores de ΔK_{eff} se obtienen por experimentación. Ekberg (Ekberg) postuló que cuando la grieta propaga por una zona débil, como es el caso de una soldadura, el valor de factor de intensidad de tensiones efectivo se obtiene con la siguiente ecuación:

$$\Delta K_{eff} = \sqrt{\Delta K_I^2 + (0.8 \cdot \Delta K_{II})^2} \quad (\text{Ekberg}) \quad (\text{Ecuación 16})$$

Otros autores proponen que la ecuación más adecuada es la siguiente:

$$\Delta K_{eff} = \sqrt{\Delta K_I^2 + \Delta K_{II}^2} \quad (\text{Pokluda \& Sandera, 2010}) \quad (\text{Ecuación 17})$$

Otros autores proponen que la ecuación más adecuada es la siguiente:

$$\Delta K_{eff} = \sqrt[4]{\Delta K_I^4 + 8 \cdot \Delta K_{II}^4} \quad \text{(Ecuación 18)}$$

No existe estudio concluyente de la idoneidad de dichas ecuaciones. Para comprobar las diferencias de los tres métodos se han representado los valores de ΔK_{eff} en función de ΔK_{II} manteniendo constante el valor de $\Delta K_I = 100 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$.

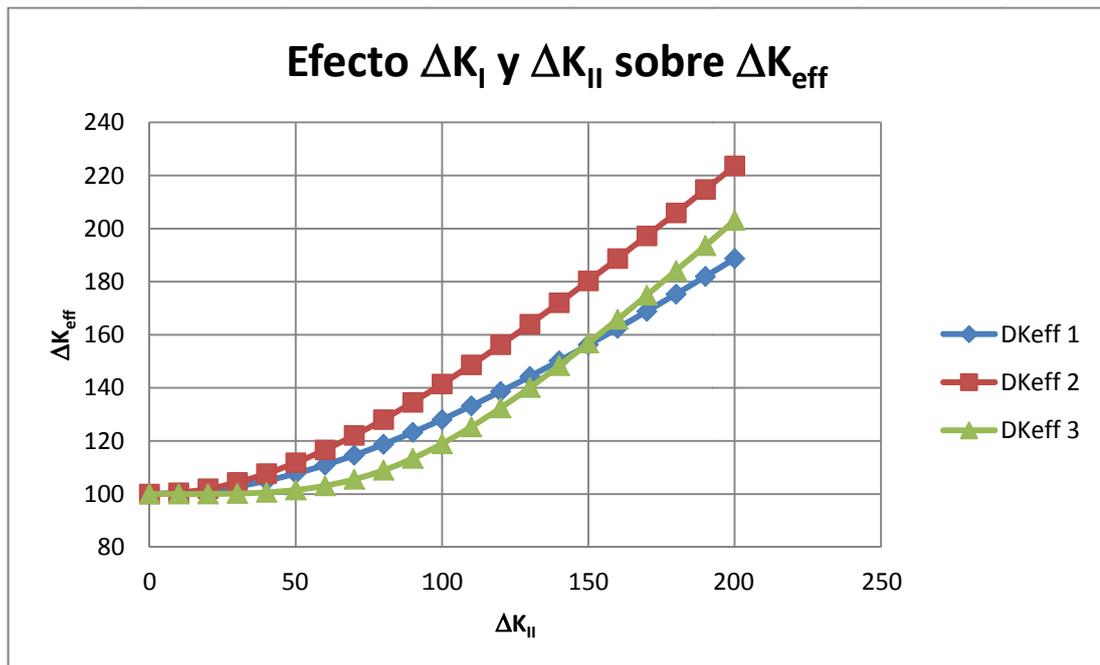


Figura 47: Efecto de ΔK_{II} sobre ΔK_{eff} .

La opción tercera será la que se utilice durante el cálculo de los factores de intensidad de tensiones.

Según lo planteado, dado una pieza de un material conocido y un número N de ciclos a aplicar, la longitud de la propagación de la grieta tras la aplicación de N ciclos estará relacionada exclusivamente por el incremento del factor de tensiones, valor medible y capaz de ser obtenido numéricamente con facilidad.



6.6.1.4.2 Parámetro θ

Una vez identificado el parámetro r únicamente es necesario obtener el parámetro θ .

En este sentido, hay mucha más discrepancia entre los investigadores de este campo. A continuación se introducen tres algoritmos para la predicción de la nueva trayectoria de la fisura en función de las condiciones en la posición actual:

1. Máxima tensión circunferencial (MTC).
2. Máxima tasa de liberación de energía (MTLE).
3. Mínima densidad de energía de deformación (MDED).

Las características principales de cada procedimiento se resumen en los apartados siguientes.

Criterio de la máxima tensión circunferencial (MTC)

Propuesto originalmente por Erdogan y Sih (Erdogan & Sih, 1963), se trata de uno de los criterios más simples y ampliamente difundidos en la bibliografía. Una de sus principales ventajas consiste en que permite obtener una expresión analítica para el cálculo del ángulo de avance, θ . Las expresiones definidas en la (Ecuación 19) son válidas tanto en condiciones de tensión plana como en deformación plana y proporcionan los valores de las tensiones radiales, σ_r , circunferenciales, $\tau_{r\theta}$, en el frente de fisura para una sollicitación mixta de intensidad K_I y K_{II} , en función del ángulo θ , medido éste en sentido anti horario a partir de la dirección de la fisura ya existente.

$$\begin{aligned}\sigma_r &= \frac{1}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left\{ \left[1 + \sin^2\left(\frac{\theta}{2}\right) \right] K_I \right. \\ &\quad \left. + \left[\frac{3}{2} \sin\theta - 2 \tan\left(\frac{\theta}{2}\right) \right] K_{II} \right\} \\ \sigma_\theta &= \frac{1}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[\cos^2\left(\frac{\theta}{2}\right) K_I - \frac{3}{2} \sin\theta K_{II} \right] \\ \tau_{r\theta} &= \frac{1}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[\sin\theta K_I + (3 \cos\theta - 1) K_{II} \right]\end{aligned}\tag{Ecuación 19}$$



El criterio MTC establece que la propagación se produce según el ángulo θ en el cual σ_θ alcanza su máximo valor o, equivalentemente, $\tau_{r\theta}$ ya que en esa situación $\sigma_\theta = \sigma_I$. Por lo tanto, entrando en la (Ecuación 19) se obtiene la solución trivial $\cos\left(\frac{\theta}{2}\right) = 0$, $\theta = \pm\pi$ y la solución no trivial siguiente:

$$\sin \theta \cdot K_I + (3 \cdot \cos \theta - 1) \cdot K_{II} = 0 \quad \text{(Ecuación 20)}$$

Puede demostrarse, manipulando adecuadamente la fórmula anterior, que la solución a la misma responde a la (Ecuación 21). El signo a considerar en la suma entre corchetes será positivo cuando $K_{II} < 0$ y negativo en caso contrario. De esta forma, dado que $K_I > 0$ por definición, se deduce que el signo del ángulo de propagación es opuesto al signo de K_{II} .

$$\theta = 2 \arctan \left[\frac{1}{4} \frac{K_I}{K_{II}} \pm \sqrt{\left(\frac{K_I}{K_{II}}\right)^2 + 8} \right] \quad \text{(Ecuación 21)}$$

Para los casos extremos en los que la sollicitación sea sólo en modo I ($K_{II} = 0$) o en modo II ($K_I = 0$), la (Ecuación 21) predice ángulos de valor $\theta = 0$ y $\theta = \pm 70.54^\circ$ dependiendo del signo de K_{II} , respectivamente.

Criterio de la máxima tasa de liberación de energía (MTLE)

Según este punto de vista, dada una fisura solicitada en modo mixto, suponiendo un material homogéneo e isótropo, la dirección de propagación, θ , coincide con aquella en la cual la tasa de liberación de energía, G_α , presenta un máximo. La Figura 48 presenta un esquema de una fisura principal junto con el apéndice infinitesimal reorientado convenientemente en un ángulo α . El valor de α que maximiza $G(\alpha)$ constituye la dirección de propagación, θ , es decir, $\alpha = \theta \Leftrightarrow G(\alpha) = G_{\max}$

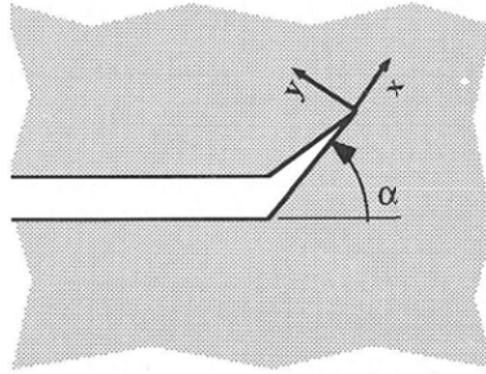


Figura 48: Crecimiento infinitesimal desde el frente de una fisura macroscópica (Anderson, 1995).

Existen diferentes alternativas para evaluar la función $G(\alpha)$. En la referencia (Sih & Macdonald, 1974) se recogen hasta 5 métodos; quizá, la alternativa más directa es la que se expone a continuación. Tal y como se demuestra en (Anderson, 1995), dada la situación de la Figura 48, siendo K_I y K_{II} los factores de intensidad de tensiones correspondientes a la fisura macroscópica para las condiciones de sollicitación dadas, los valores correspondientes cuando se añade una pequeña fisura infinitesimal orientada según un ángulo α , $K_I(\alpha)$ y $K_{II}(\alpha)$, puede expresarse como sigue (Ecuación 22):

$$K_I(\alpha) = \frac{1}{4} \left[3 \cos\left(\frac{\alpha}{2}\right) + \cos\left(\frac{3\alpha}{2}\right) \right] K_I - \frac{3}{4} \left[\sin\left(\frac{\alpha}{2}\right) + \sin\left(\frac{3\alpha}{2}\right) \right] K_{II}$$

(Ecuación 22)

$$K_{II}(\alpha) = \frac{1}{4} \left[\sin\left(\frac{\alpha}{2}\right) + \sin\left(\frac{3\alpha}{2}\right) \right] K_I + \frac{1}{4} \left[\cos\left(\frac{\alpha}{2}\right) + 3 \cos\left(\frac{3\alpha}{2}\right) \right] K_{II}$$

La expresión de la tasa de liberación de energía a partir de $K_I(\alpha)$ y $K_{II}(\alpha)$ es la que se presenta en (Ecuación 23). A partir de ella, resulta relativamente sencillo obtener el ángulo de propagación $\alpha = \theta$ puesto que sólo resta obtener su máximo, de acuerdo con (Ecuación 24) y (Ecuación 25). Una posibilidad interesante pasa por desarrollar una expresión analítica para la

(Ecuación 24) a partir de la (Ecuación 21), de la cual obtener sus raíces numéricamente, comprobando que se cumple la (Ecuación 25).

$$G(\alpha) = \frac{K_I^2(\alpha) + K_{II}^2(\alpha)}{E} \quad \text{(Ecuación 23)}$$

$$\frac{dG(\alpha)}{d\alpha} = 0 \text{ cuando } \alpha = \theta \quad \text{(Ecuación 24)}$$

$$\frac{d^2G(\alpha)}{d\alpha^2} \leq 0 \text{ cuando } \alpha = \theta \quad \text{(Ecuación 25)}$$

La máxima desviación de la trayectoria se produce cuando la sollicitación es en modo *II*, es decir, $K_I = 0$. Introduciendo la (Ecuación 22) particularizada para este caso y posteriormente maximizando se llega, evitando soluciones triviales, al mismo resultado que por el procedimiento de la MTC. Por ello, debe tenerse en cuenta que sólo es necesario localizar el máximo de $G(\alpha)$ para valores comprendidos en el intervalo $[-70.54^\circ, +70.54^\circ]$, como se ilustra en la Figura 49.

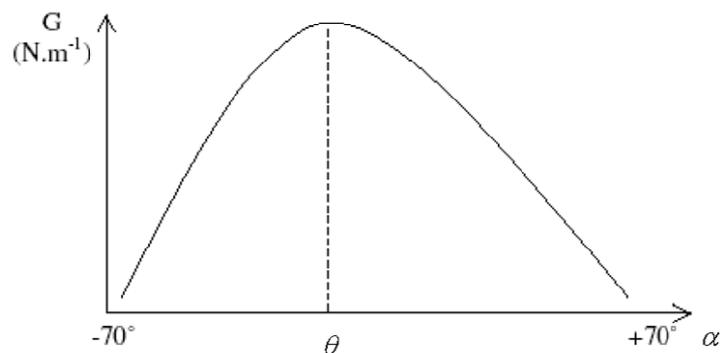


Figura 49: Curva $G(\alpha)$ para el criterio de la máxima tasa de liberación de energía (Bouchard, Bay, & Chastel, 2003).

Criterio de la mínima densidad de energía de deformación (MDED)

Sih(Sih & Macdonald, 1974) considera que valores elevados de la densidad de energía, W_e , tienden a dificultar el crecimiento de la fisura. Por ello, puede asumirse que la grieta se desarrolla en la dirección que minimiza esta energía. Sea w la densidad de energía de deformación $w = \frac{dW_e}{dV}$; esta

cantidad es proporcional al cuadrado de las tensiones y, dado que las tensiones presentan una singularidad del tipo $1/\sqrt{r}$, la singularidad de w es de la forma $1/r$. Por lo tanto, el llamado factor de densidad de energía de deformación, que se define como $S = r \cdot w$ permanece acotado en el frente de la fisura. La expresión analítica de esta cantidad, de acuerdo con (Oller, 2011), es la siguiente:

$$S = r \cdot w = a_{11} \cdot K_I^2 + 2 \cdot a_{12} \cdot K_I \cdot K_{II} + a_{22} \cdot K_{II}^2$$

$$a_{11} = \frac{1}{16 \cdot \pi \cdot G} [(3 - 4\nu - \cos \theta)(1 + \cos \theta)]$$

$$a_{12} = \frac{2}{16 \cdot \pi \cdot G} \sin \theta [\cos \theta - 1 - 2\nu] \quad \text{(Ecuación 26)}$$

$$a_{22} = \frac{1}{16 \cdot \pi \cdot G} [2(1 - 2\nu)(1 - \cos \theta) + (1 + \cos \theta)(3 \cos \theta - 1)]$$

La dirección de propagación coincide con el valor del ángulo θ , comprendido en el intervalo $[\theta_{\min}, \theta_{\max}]$, que minimiza la función S (ver Figura 50). Desde el punto de vista operativo el algoritmo ha sido preparado para barrer el ángulo θ y localizar el mínimo de la función S . Debe recalarse que para el caso de una sollicitación pura en modo II el método MDDE predice un ángulo de valor $\pm \arccos(0.5 - \nu)$, el cual para $\nu = 0.2$ supone una desviación $\theta = \pm 72.54^\circ$ y para $\nu = 0.3$, $\theta = \pm 78.46^\circ$.

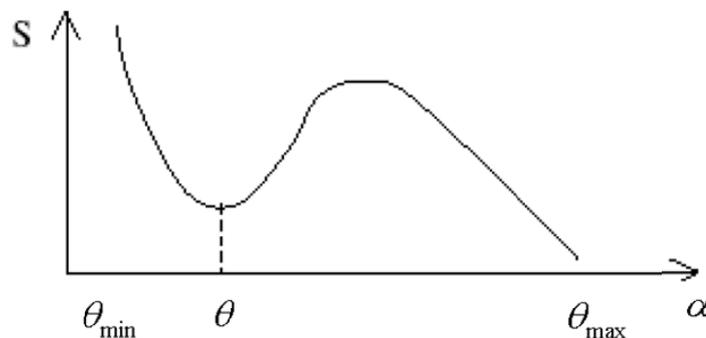


Figura 50: Factor de densidad de energía de deformación en función de α (Bouchard, Bay, & Chastel, 2003).



6.6.1.5 Obtención nueva posición frente de fisura

El último paso a dar es el de la obtención de la nueva posición de los puntos que componen el frente de fisura. Como se apreció en la Figura 45, el frente de la fisura propaga en dirección perpendicular a la línea que describe el frente de fisura, manteniéndose el punto en el plano perpendicular a esta línea (plano XY en la Figura 45). Basándose en esta explicación, la obtención de las nuevas coordenadas de cada punto del frente de fisura se obtendrá de la siguiente manera:

1. Obtención de la posición de cada punto (X_0, Y_0, Z_0) en coordenadas cartesianas.
2. Creación de un sistema de coordenadas polares según Figura 45.
3. Traslación y rotación del sistema de coordenadas según los parámetros r y θ .
4. Obtención de la nueva posición de cada punto (X_1, Y_1, Z_1) en coordenadas cartesianas.

Una vez estén calculadas las nuevas posiciones de cada punto, se deberán almacenar sus coordenadas para la creación de la nueva geometría.

6.7 IMPLEMENTACIÓN DE LA METODOLOGÍA EN ANSYS MECHANICAL

En el presente apartado se implementa en ANSYS MECHANICAL la metodología definida en la Figura 35 del punto 6.6.1. Como ya se definió en dicho punto, la base de la metodología es realizar una serie de cálculos cuasiestáticos, aplicando en cada uno de ellos unas condiciones de contorno diferentes. No se plantea realizar cálculos dinámicos por la mayor cantidad de recursos necesarios desde el punto de vista de la potencia de cálculo y porque no se obtendrían diferencias frente al cálculo cuasiestático.

El lenguaje de programación interno de ANSYS MECHANICAL es el *ANSYS Parametric Design Language* (APDL), por lo que todos los códigos



que se describen a continuación estarán escritos en dicho lenguaje. La extensión de los archivos es *.mac.

Como se avanzó, se hace uso de cálculos cuasiestáticos aplicados en forma de bucle mediante el siguiente código:

```
Info_generica.mac
Geometria_toroide.mac
Geometria_exterior.mac
Mallado.mac
Condiciones_contorno.mac
Calculo.mac
Post_resultados.mac
*DO,PASO_BUCLE,2,PASOS_MAX_BUCLE,1
  Geometria_toroide.mac
  Geometria_exterior.mac
  Mallado.mac
  Condiciones_contorno.mac
  Calculo.mac
  Post_resultados.mac
*ENDDO
```

Geometría inicial

Bucle

Las macros para crear la geometría inicial y las del bucle de propagación son muy similares, con la única particularidad de que en las segundas se puede aplicar un “error” a los valores de propagación. La geometría inicial siempre se crea a partir de una geometría definida por el usuario, es decir, sin error alguno.

Además de estas macros, también se han creado otras para simplificar o complementarlas a las anteriores.

Macro_importar.mac



Puntos_2D_extrapolados.mac

Macro_imagenes.mac

Macro_graficas.mac

A continuación se describe cada una de las macros definidas anteriormente:

6.7.1.1 Macro: “Info_generica.mac”

Esta macro es el input para la simulación. En ella se definen las propiedades del material, las dimensiones de la pieza y las características de mallado.

Los pasos detallados de la macro se definen a continuación:

1. Definición de las propiedades del material:

El material seleccionado para realizar el estudio es un acero de muy alto límite elástico (más información ver apartado 6.3.1). Los parámetros necesarios referentes al material son: el límite elástico, el módulo de Poisson y los parámetros de la Ley de Paris.

$$E = 197300 \text{ MPa} \quad \text{(Ecuación 27)}$$

$$\mu = 0.29$$

$$C = 3.360 \cdot 10^{-16} \text{ m/ciclo}/(\text{MPa m}^{0.5})^n \quad \text{(Ecuación 28)}$$

$$m = 3.939$$

2. Definición de las dimensiones de la pieza:

La pieza es un paralelepípedo, por lo que únicamente es necesario definir el largo, el ancho y el alto. Adicionalmente se aporta el valor del radio del toroide donde se crea el mallado de la zona del frente de fisura.

$$\text{Largo} = 157.5 \text{ mm} \quad \text{Alto} = 37.5 \text{ mm} \quad \text{Ancho} = 18.75 \text{ mm}$$



NOTA: No se incluye el valor del radio debido a que es un factor que afecta a la geometría del toroide como se verá más adelante.

3. Definición de las características de mallado:

Es necesario definir el nº de elementos en el ancho, nº de elementos alrededor de la fisura, ratios de expansión. Tras realizar diferentes intentos, se llegó a la conclusión de que 28 elementos en la circunferencia, 15 elementos en la dirección radial del toroide, un ratio de expansión de 9 y un tamaño del primer elemento de $r/50$ era la mejor composición.

6.7.1.2 Macro: "Geometria_toroide.mac"

Para comenzar la creación de la geometría del toroide es necesario conocer los puntos que definen el frente de fisura. Aunque a priori se puede definir cualquier forma, en el presente estudio se ha definido una línea recta perpendicular a las caras laterales. En la Figura 51, Figura 52 y Figura 53 se aprecian tres tipos de fisuras que pueden ser implementadas.



Figura 51: Fisura recta.



Figura 52: Fisura curvilínea 1.



Figura 53: Fisura curvilínea 2.

Con estas líneas se crean los volúmenes que finalmente componen el toroide. Un ejemplo del tipo de geometrías que se pueden conseguir se aprecia en la Figura 54 y Figura 55. En el segundo caso la geometría es completamente aleatoria, lo que permite asegurar que el método es muy robusto desde el punto de vista de creación de geometría del toroide.

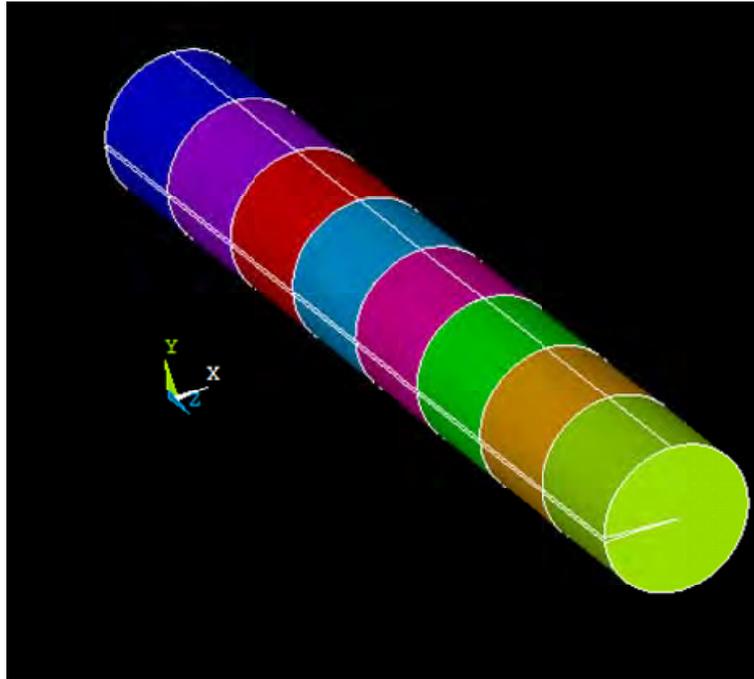


Figura 54: Toroide fisura recta.

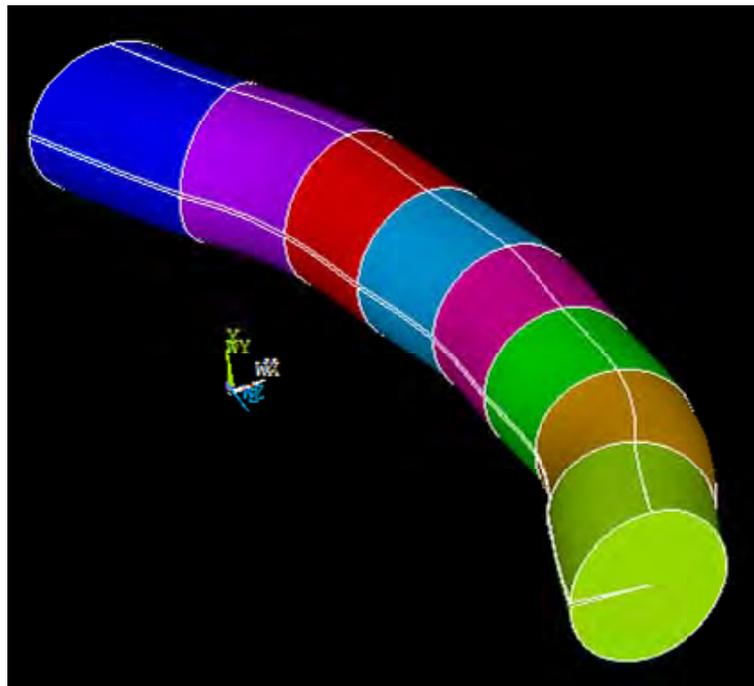


Figura 55: Toroide fisura curvilínea.

Remarcar que la relación entre el radio del toroide y la abertura de la fisura están relacionadas, puesto que si se utilizan valores muy reducidos en

ambos parámetros puede llegar a darse el caso de que aparezca un error de interpolación cuando se crea la geometría (ver Figura 56).

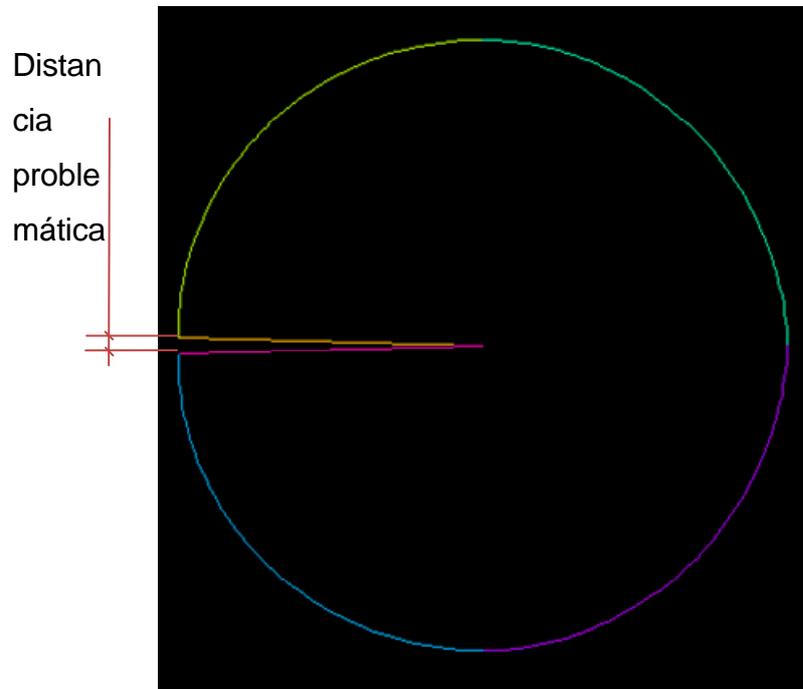


Figura 56: Esquema de sección 2D toroide.

6.7.1.3 Macro: “Geometria_exterior.mac”

El proceso utilizado para la creación del resto de la pieza ha sido ligeramente diferente. En este caso se ha creado un paralelepípedo de las dimensiones exteriores de la pieza a partir de las áreas exteriores del toroide y las que aportan la geometría exterior.

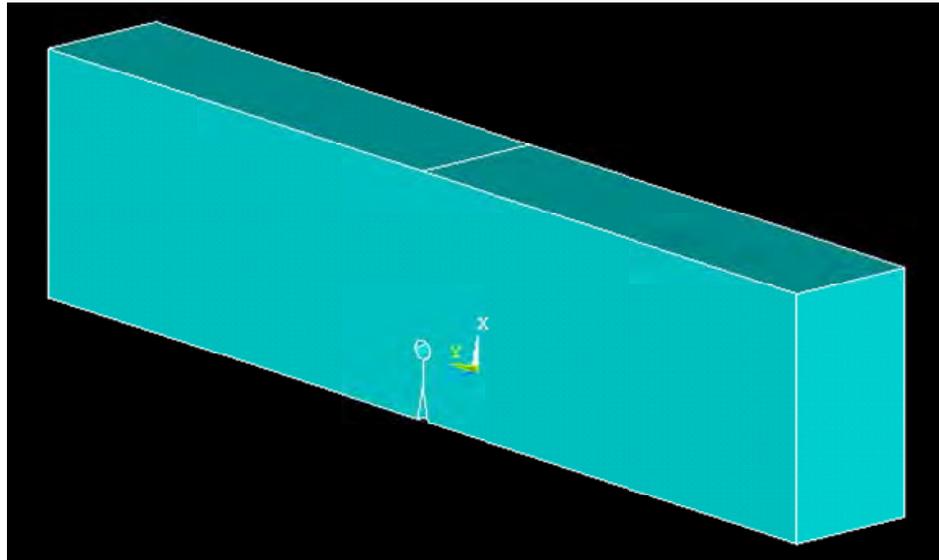


Figura 57: Geometría exterior.

Otra posibilidad para crear la geometría exterior podría haber sido realizar una operación booleana de sustracción. Esta opción fue desestimada debido a los problemas obtenidos a la hora de generar los mallados.

6.7.1.4 Macro: “Mallado.mac”

Es necesario definir que existen dos métodos principales para realizar el mallado de un elemento tridimensional. Por un lado está la posibilidad de generar el mallado tridimensional a partir de un mallado creado previamente en las áreas que componen el volumen a mallar y por otro está la de crear un mallado por extrusión.

La técnica utilizada en este estudio ha sido la segunda. En ella el mallado se ha realizado por extrusión desde una de las caras laterales perpendiculares al frente de la fisura hasta la cara opuesta. El tipo de elemento utilizado para realizar el mallado de la cara inicial fue el MESH200 en su variante 3D de 4 nodos (ver Figura 61) y el SOLID185 (ver Figura 61) en dos variantes, cúbica y prismática.

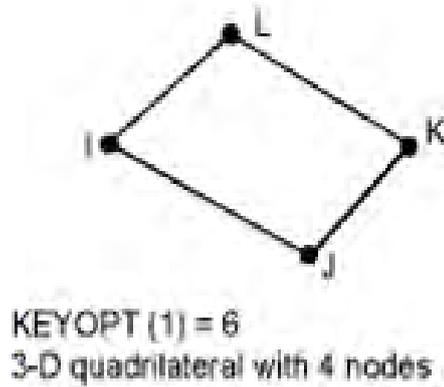


Figura 58: MESH200 (ANSYS Help).

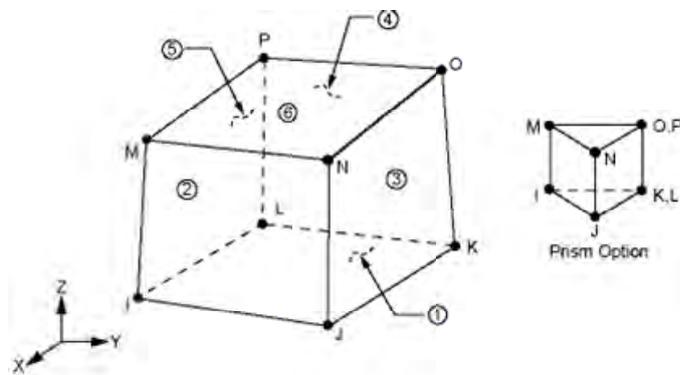


Figura 59: SOLID185 (ANSYS Help).

La selección de estos tipos de elementos contrasta con las recomendaciones del manual de usuario de ANSYS MECHANICAL(ANSYS Help) que recomienda utilizar elementos de alto orden. El motivo de esta selección ha sido porque la metodología planteada no es válida para elementos de alto orden como es el SOLID186 de 20 nodos en vez de los 8 que tiene el SOLID185. La Figura 60 representa un ejemplo de mallado cuando se utilizan 8 elementos en el espesor.

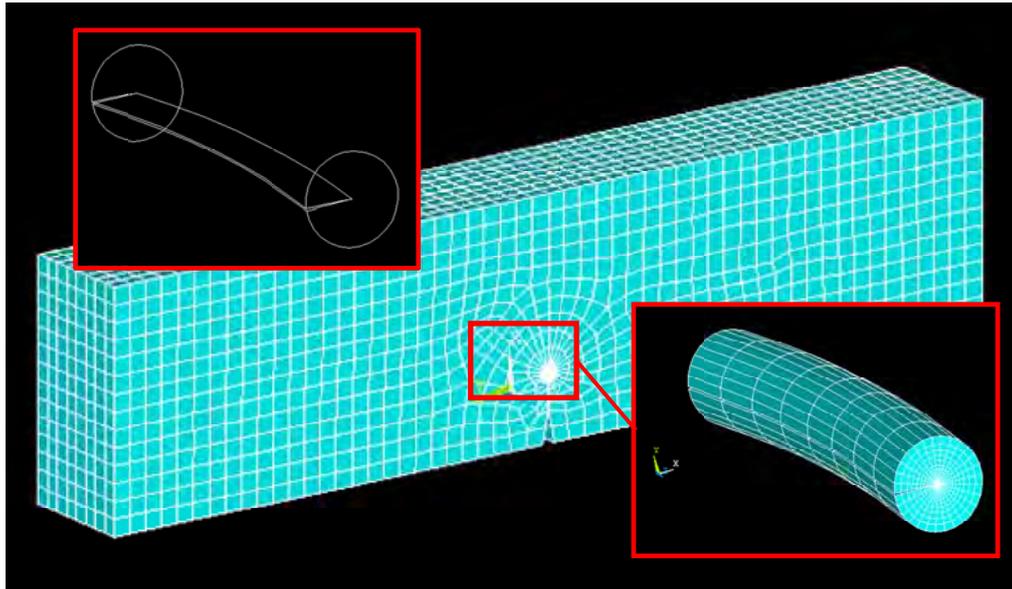


Figura 60: Mallado de la pieza.

6.7.1.5 Macro: “*Condiciones_contorno.mac*”

Las condiciones de contorno definidas en este caso son las mismas que se definieron en la Figura 41 para un modelo genérico, es decir, reacción vertical en la línea lateral de los apoyos inferiores, reacción horizontal en la parte superior donde se aplica la carga y una fuerza vertical en el punto central de la cara superior.

La fuerza y las reacciones se han aplicado directamente sin utilizar contactos, ya que de este modo el coste computacional es muy superior. Además, los resultados obtenidos en el fondo de fisura en ambos casos son idénticos, puesto que las condiciones de contorno están muy alejadas de la zona de interés para la fractura.

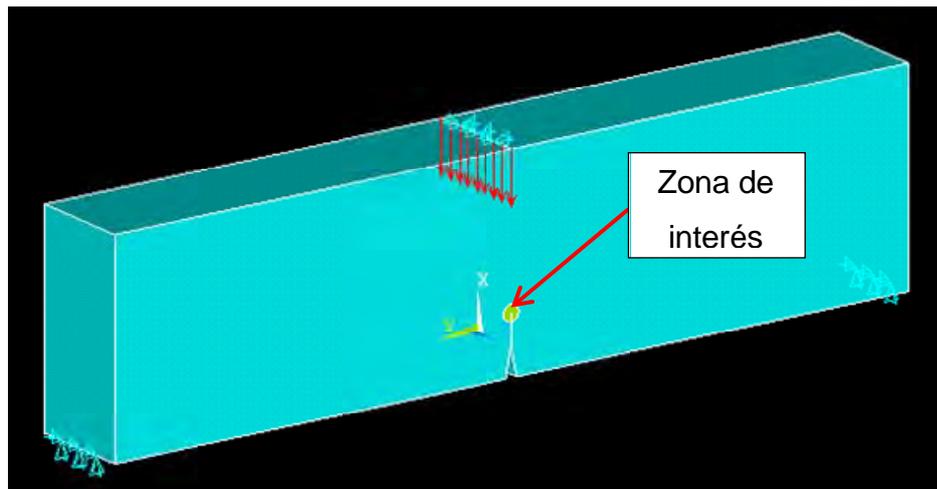


Figura 61: condiciones de contorno aplicadas.

En el caso de otras geometrías, las condiciones de contorno serán a priori diferentes pero tendrá que estudiarse en cada caso específicamente. En el caso específico de una probeta cilíndrica y bajo cargas uniaxiales, las condiciones de contorno serían las siguientes:

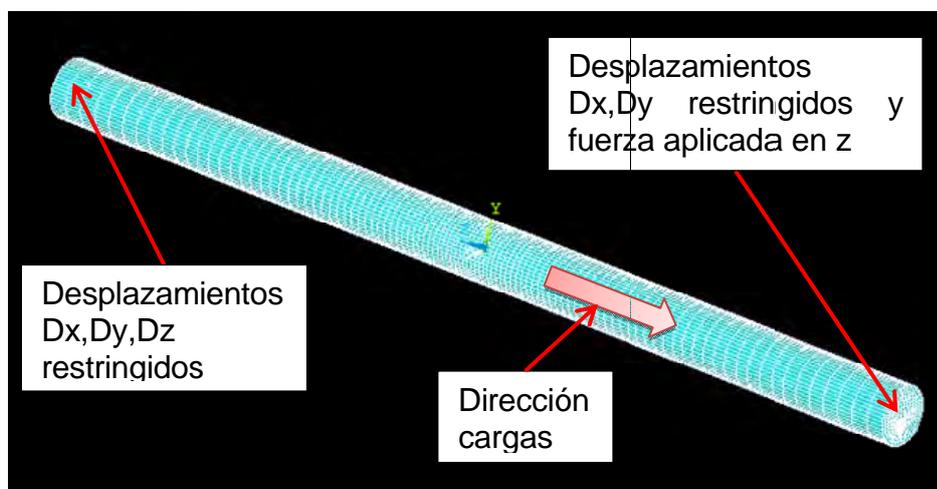


Figura 62: Condiciones de contorno aplicables a una probeta cilíndrica.

6.7.1.6 Macro: "Calculo.mac"

Esta macro define el tipo de cálculo a realizar, en este caso un cálculo estático en comportamiento elástico lineal. En esta macro es donde se definen los parámetros relativos a la mecánica de la fractura elástico lineal. En este caso se han utilizado los valores de los Factores de Intensidad de Tensiones

puesto que el coste computacional asociado a su obtención es menos demandante y porque el material es un acero de muy alto límite elástico, con lo que no se generarán plastificaciones en el fondo de la fisura.

Para validar esta selección se realizaron varios cálculos mediante EF para conocer la zona afectada plásticamente, para lo cual se aplicó la mayor carga (10 kN) tras la finalización de los 68 bloques de cargas.

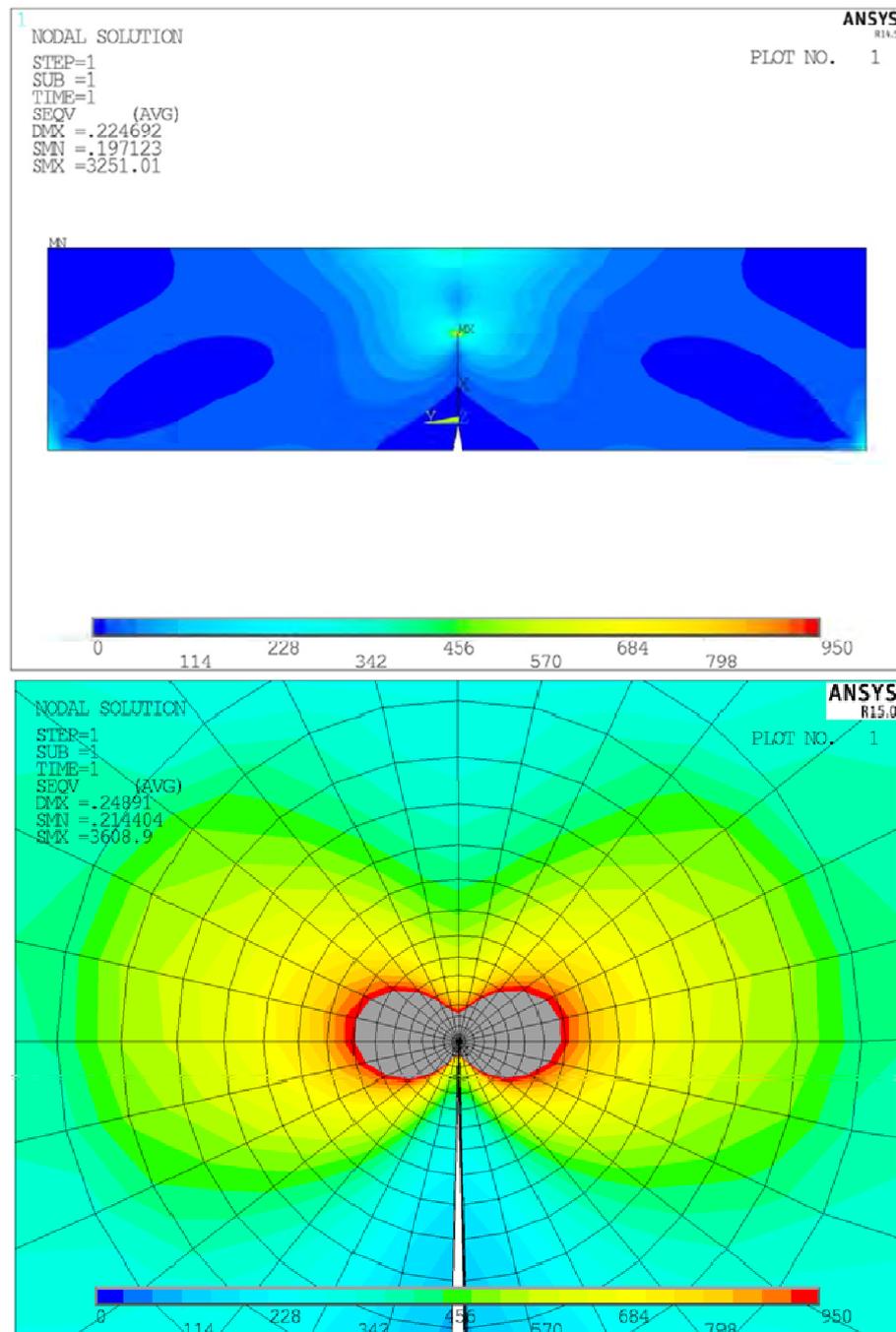


Figura 63: Zona afectada por deformación plástica en un modelo elástico lineal

En la Figura 63 se muestran dos imágenes de un modelo $K_{eff} \approx 208 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.5}$. El radio de la zona afectada plásticamente es inferior a 0.3 mm. Debido a que el espesor de la probeta es de 18.75 mm y el tamaño de la zona plástica es menor a 0.377 mm, con lo que hay un factor de 50. Además la forma de dicha zona es similar a la esperada (Fernández, Kalthoff, Fernández, Grasa, & Doblaré), si bien el valor del radio plástico es algo menor al esperado.

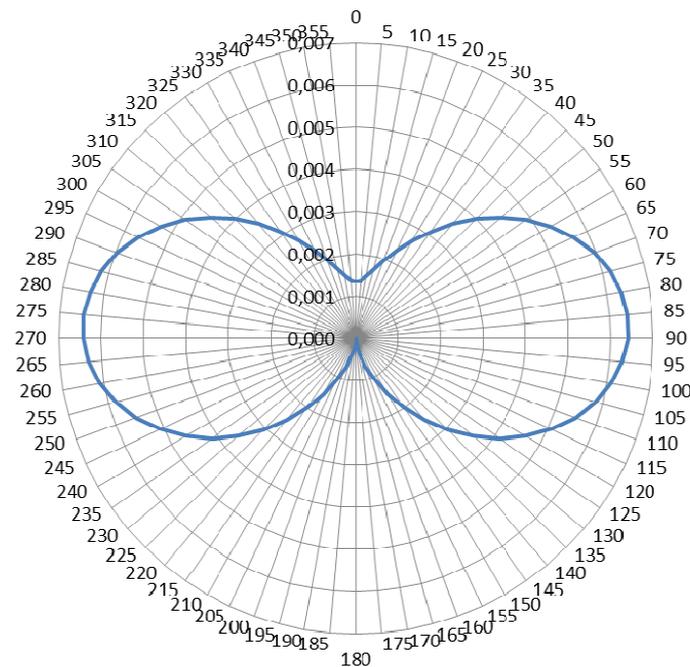


Figura 64: Zona afectada por deformación plástica teórica según (Fernández, Kalthoff, Fernández, Grasa, & Doblaré)

6.7.1.7 Macro: “Post_resultados.mac”

Una vez se ha procedido a realizar el cálculo matemático, el siguiente paso es obtener los resultados. Los resultados más importantes son los que se utilizan para realizar la estimación de la nueva posición de la fisura tras la aplicación de un número finito de ciclos de carga. Como se justificó en el apartado anterior, en este caso el método óptimo para obtener los parámetros de fractura es el de la mecánica de la fractura elástica lineal, es decir, Factores de Intensidad de Tensiones.

Una vez se han obtenido los Factores de Intensidad de Tensiones, ΔK_I , ΔK_{II} y ΔK_{III} , es necesario combinarlos para obtener un Factor de Intensidad de Tensiones equivalente o efectivo, ΔK_{eff} . Esto se realizó utilizando la (Ecuación 18).

La Figura 65 representa la variación del ΔK_I a lo largo del frente de fisura y para cada uno de los diferentes caminos estudiados (similar al proceso de obtención de los valores para la integral J). En el ejemplo propuesto, el valor del ΔK_I es prácticamente el mismo que el del ΔK_{eff} puesto que la propagación de la grieta no se ve curvada durante su propagación ($K_{II} \approx 0$).

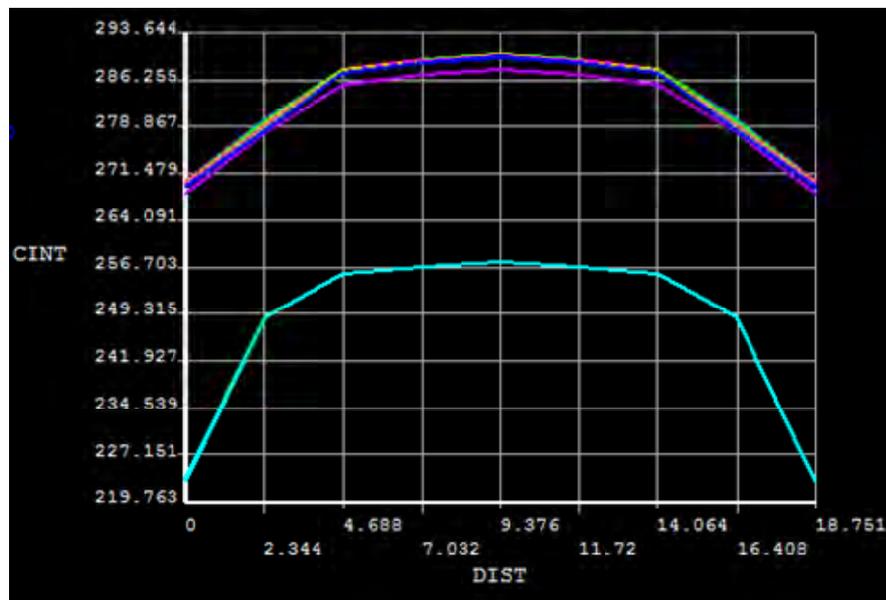


Figura 65: Valores de K_I obtenidos con ANSYS MECHANICAL a lo largo del frente de fisura.

El siguiente paso es obtener el ángulo de propagación de la fisura, θ , para lo cual se ha utilizado la (Ecuación 21).

Finalmente, el último paso es aplicar algún método para obtener la longitud de propagación basándose en los valores del ángulo θ y en el ΔK_{eff} . Como ya se comentó anteriormente, en este caso se ha seleccionado la Ley de Paris (ver (Ecuación 7)) para llevar a cabo el ejemplo. La Figura 66 resume lo comentado en el presenta apartado.

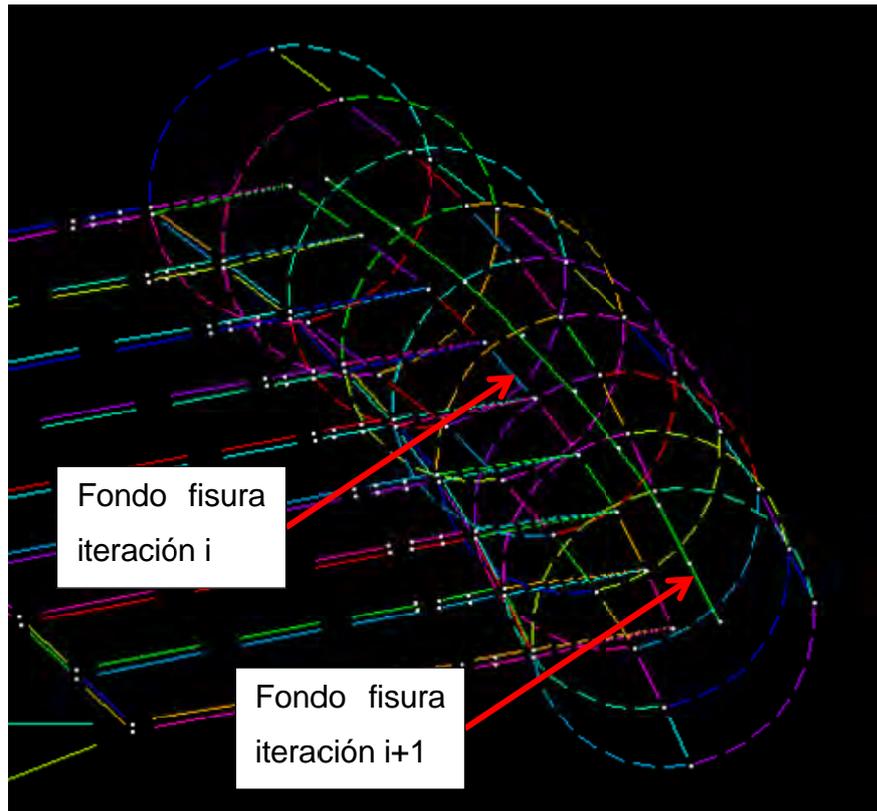


Figura 66: Proceso de propagación de grieta de una iteración a la siguiente.

Todo el trabajo realizado hasta este punto no serviría de nada si no se puede utilizar la información generada. Por ello, una vez se ha realizado todo el proceso de obtención de la nueva posición del frente de fisura, es necesario almacenar las nuevas coordenadas de los puntos que definirán la geometría del nuevo frente de fisura.

6.7.1.8 Macro: “Macro_importar.mac”

Esta macro se utiliza para importar a ANSYS MECHANICAL vectores que contienen la información del número de ciclos aplicado, el error estadístico cometido al usar la Ley de Paris teórica, la carga máxima y mínima en cada paso del bucle.

6.7.1.9 Macro: “Puntos_2D_extrapolados.mac”

Esta macro se utiliza para crear los puntos y líneas que definen las áreas de cada volumen de la geometría del toroide.

6.7.1.10 Macro: “Macro_imagenes.mac”

Esta macro se utiliza para definir el layout de la pantalla principal de ANSYS MECHANICAL y generar imágenes del mallado y estado tensional de Von Mises para poder realizar videos si son necesarios.

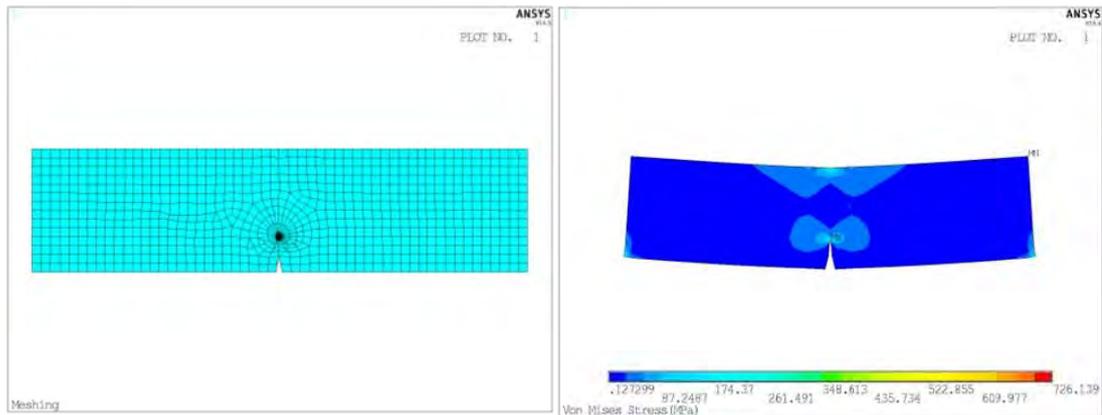


Figura 67: Ejemplo de imágenes obtenidas con la macro “Macro_imagenes.mac”.

6.7.1.11 Macro: “Macro_graficas.mac”

Esta macro se utiliza para generar imágenes de gráficos de K_{eff} vs espesor en ANSYS MECHANICAL.

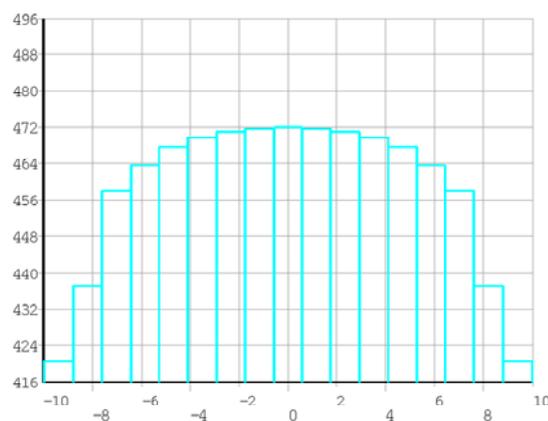


Figura 68: Ejemplo de imagen obtenida con la macro “Macro_graficas.mac”.



7 RESULTADOS

A lo largo de los apartados anteriores se ha definido el proceso llevado a cabo en el estudio de la propagación de grietas desde punto de vista numérico, pero no se han identificado la precisión o incertidumbres asociadas al método desarrollado. En este apartado se van a mostrar las diferentes etapas por las que ha pasado el algoritmo para finalmente poder ser calificado como apto para una aplicación industrial.

7.1 EFECTO DEL TAMAÑO DE ELEMENTO EN LOS RESULTADOS

Algo intrínseco en un código de Elementos Finitos es el error producido por la discretización realizada en elementos de un tamaño finito. Dependiendo de la aplicación, el efecto en los resultados es despreciable o no. Como regla general, a mayor densidad de elementos, mayor calidad de resultados, pero a costa de un mayor esfuerzo computacional.

En el ejemplo planteado en el PFC, existen tres posibles afecciones del mallado en los resultados.

1. Número de elementos circunferenciales en la roseta
2. Número de elementos en la dirección perpendicular a la roseta
3. Número de elementos radiales en la roseta

A continuación se trata cada uno de los casos.

7.1.1 Número de elementos circunferenciales en la roseta

Se llevó a cabo un estudio de sensibilidad de mallado, y como se esperaba, se llegó a la conclusión de que existe una relación entre los resultados y la cantidad de elementos. Se realizó el estudio para 10, 28 y 40 elementos. Los dos últimos aportaron unos resultados muy similares, por lo que se tomó como referencia para el resto de estudios 28 elementos en la circunferencia de la roseta.

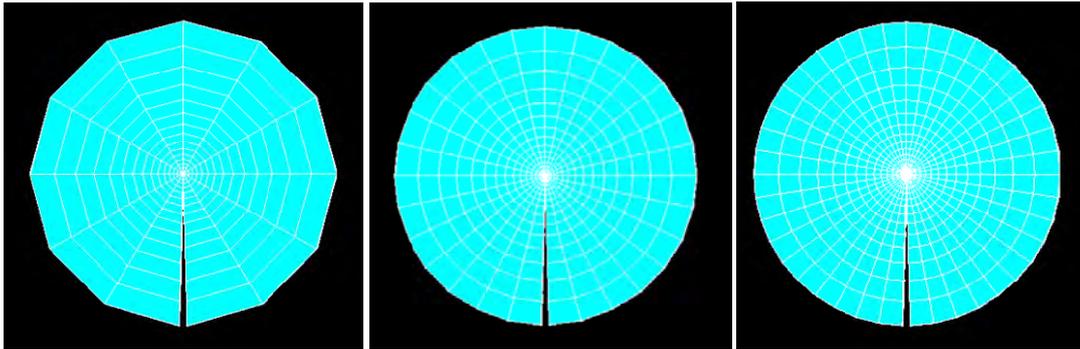


Figura 69: Diferencias en mallado para 10, 28 y 40 elementos

7.1.2 Número de elementos en la dirección perpendicular a la roseta

Se llevó a cabo un estudio de sensibilidad de mallado para ver el efecto de incluir un mayor número de elementos en el espesor de la probeta. El estudio se focalizó en ver las diferencias en dos parámetros: ΔK_{eff} vs espesor y a vs número de ciclos.

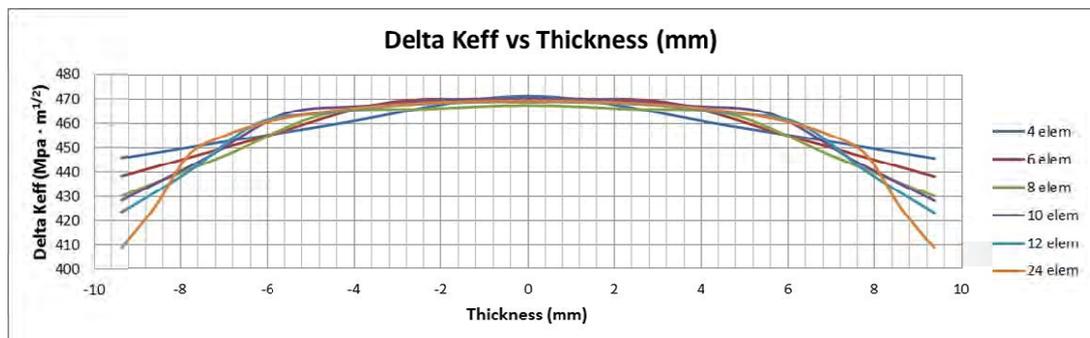


Figura 70: Gráfico de ΔK_{eff} vs espesor para 4, 6, 8, 10, 12 y 24 elementos

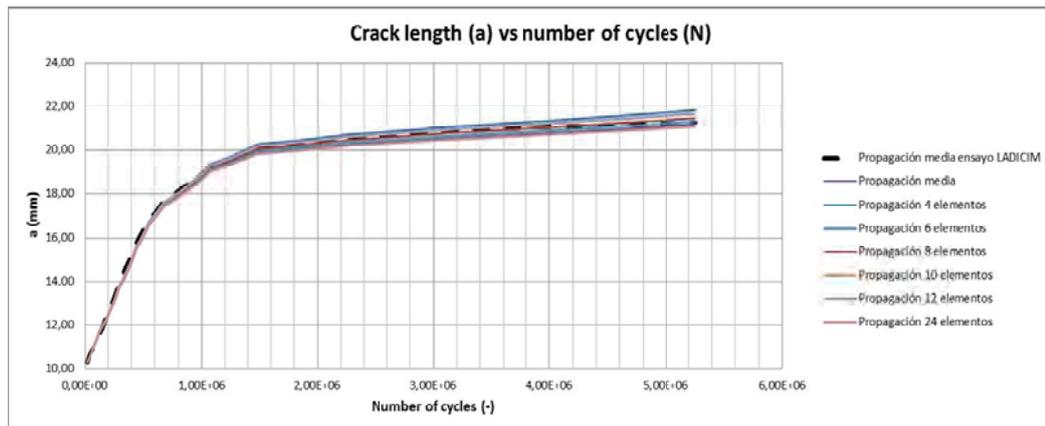


Figura 71: Gráfico de a vs número de ciclos para 4, 6, 8, 10, 12 y 24 elementos

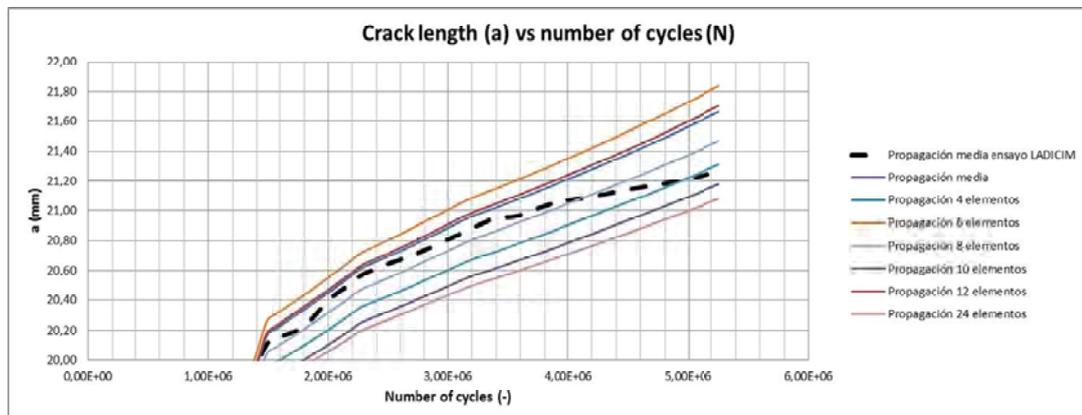


Figura 72: Gráfico detalle de a vs número de ciclos para 4, 6, 8, 10, 12 y 24 elementos

Se aprecia que en todos los casos el resultado es muy parecido, obteniéndose un error máximo de 0.6 mm, lo que supone un error máximo de únicamente un 5%.

En la Figura 70 se aprecia claramente que en la parte central de la probeta, donde no hay efectos de borde, los resultados son muy similares a partir de 8 elementos de espesor. Por contra, en los extremos, donde existe un gradiente más elevado, una mayor discretización de la geometría es necesaria para adquirir más información del fenómeno que está ocurriendo.

Por estos motivos, en los cálculos siguientes se utilizarán 24 elementos en el espesor como referencia.

7.1.3 Número de elementos radiales en la roseta

En este caso existen otras dos relaciones para estudiar el número de elementos óptimo. Por un lado está el tamaño total de elementos y por otro la relación del tamaño del primer elemento con el último.

Al igual que en el caso anterior se llevó a cabo un estudio de sensibilidad de mallado. En este caso el número de elementos en dirección radial fue de 15. Para ver el efecto del tamaño del elemento se realizó un estudio tomando como parámetro de modificación el radio del toroide.

Los resultados fueron clarificadores, existe una relación muy importante entre el tamaño del elemento y la propagación de la grieta.

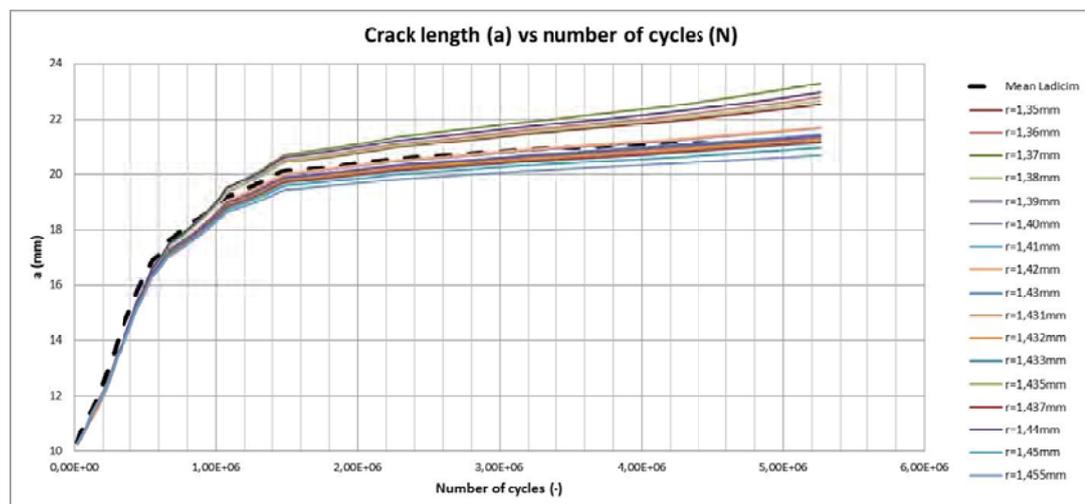


Figura 73: Gráfico de a vs número de ciclos para diferentes radios de roseta.

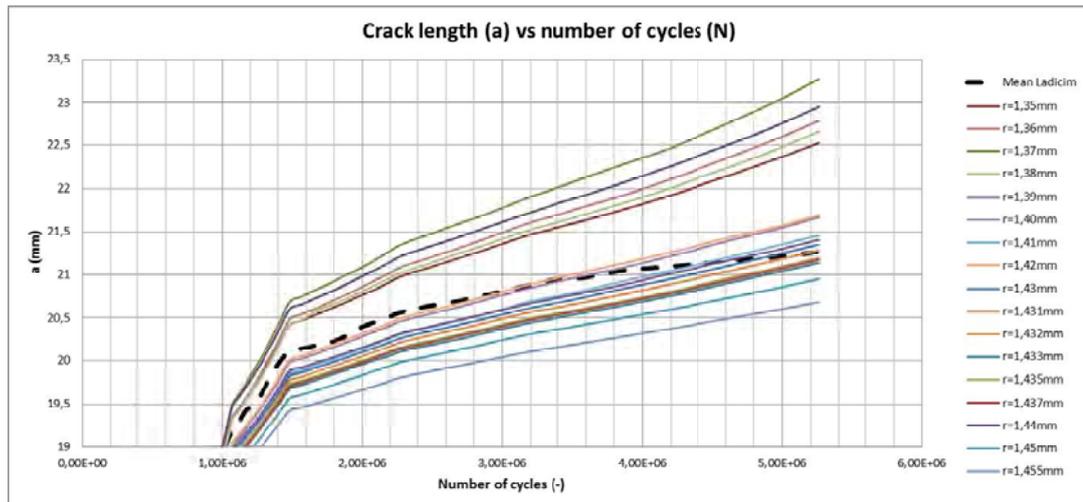


Figura 74: Gráfico detalle de a vs número de ciclos para diferentes radios de roseta.

En la Figura 73 y Figura 74 se aprecia el efecto de la propagación de la fisura cuando se varía el tamaño de elemento. Se aprecia que ninguna de las trayectorias es idéntica a la acaecida durante el ensayo en el laboratorio. A priori se pueden distinguir dos posibles soluciones: opción 1) solución óptima para la misma posición final ($r=1.432$ mm) u opción 2) solución óptima para la trayectoria que acompañe mejor a la solución de laboratorio ($r=1.42$ mm). En la Figura 75 se recogen los resultados experimentales (cara 1, cara 2 y promedio) y las dos opciones comentadas anteriormente.

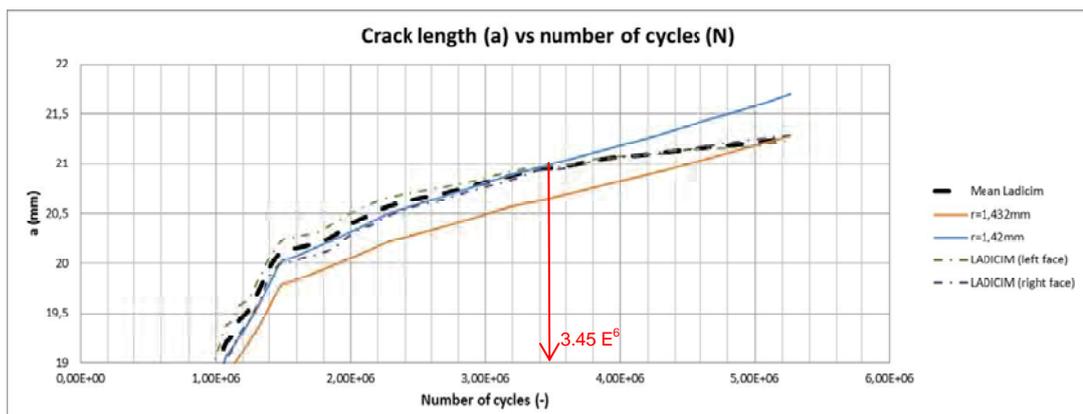


Figura 75: Gráfico de a vs número de ciclos para las dos opciones propuestas.

Aunque el valor final de la opción 1) se aproxima más al del ensayo, no replica la parte inicial e intermedia de éste. En cambio, la opción 2) durante la mayor parte del ensayo (hasta $3.45 \cdot 10^6$ ciclos) el valor obtenido

numéricamente está encerrado por los valores obtenidos en el ensayo aunque finalmente diverge de éste en casi 0.43 mm. En la Figura 76 se aprecia sin hacer zoom la diferencia en los resultados de la opción 1) y la opción 2).

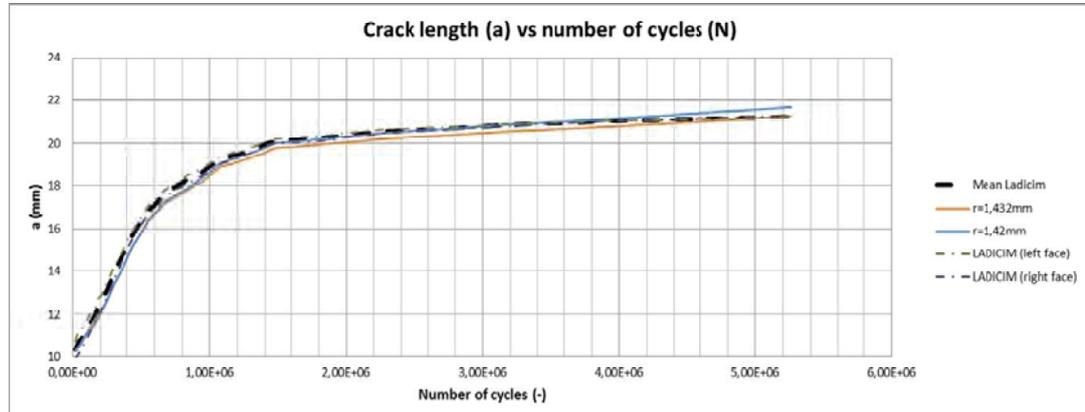


Figura 76: Gráfico de a vs número de ciclos para $r=1.432$.

Como se aprecia la diferencia es mínima y los dos resultados son lo suficientemente precisos como para ser aptos para su uso.

7.1.4 Comparación del fondo de fisura

Una vez realizados los ensayos, se procedió a romper la probeta en la máquina de ensayos, previo enfriamiento a -125°C para garantizar su comportamiento frágil.

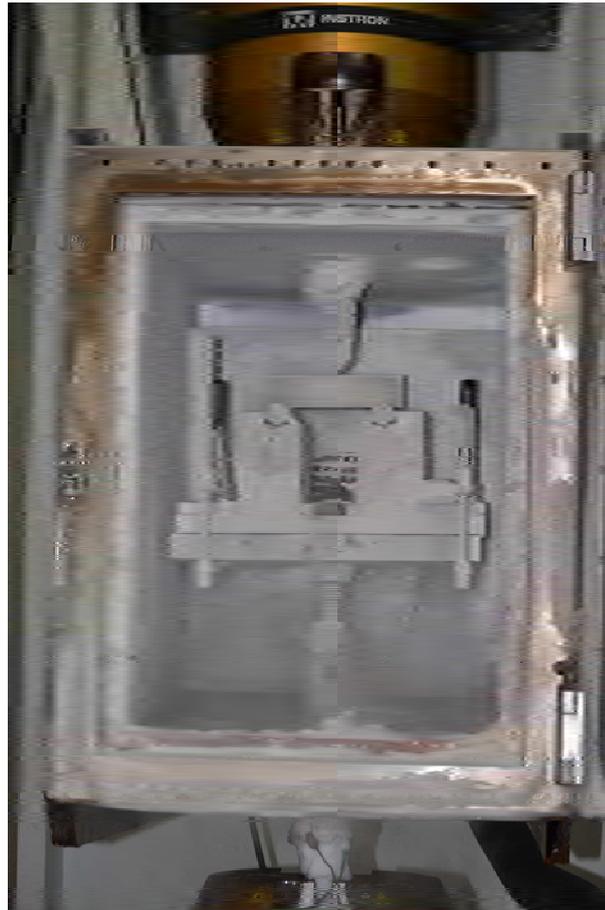


Figura 77: Probeta introducida en cámara a $-125\text{ }^{\circ}\text{C}$ sobre la máquina de ensayos.



Figura 78: Detalle de la probeta sobre la máquina de ensayos.

Tras su rotura se procedió a tomar fotografías de la zona de la propagación de la grieta y a medir el avance de la grieta en la zona central.

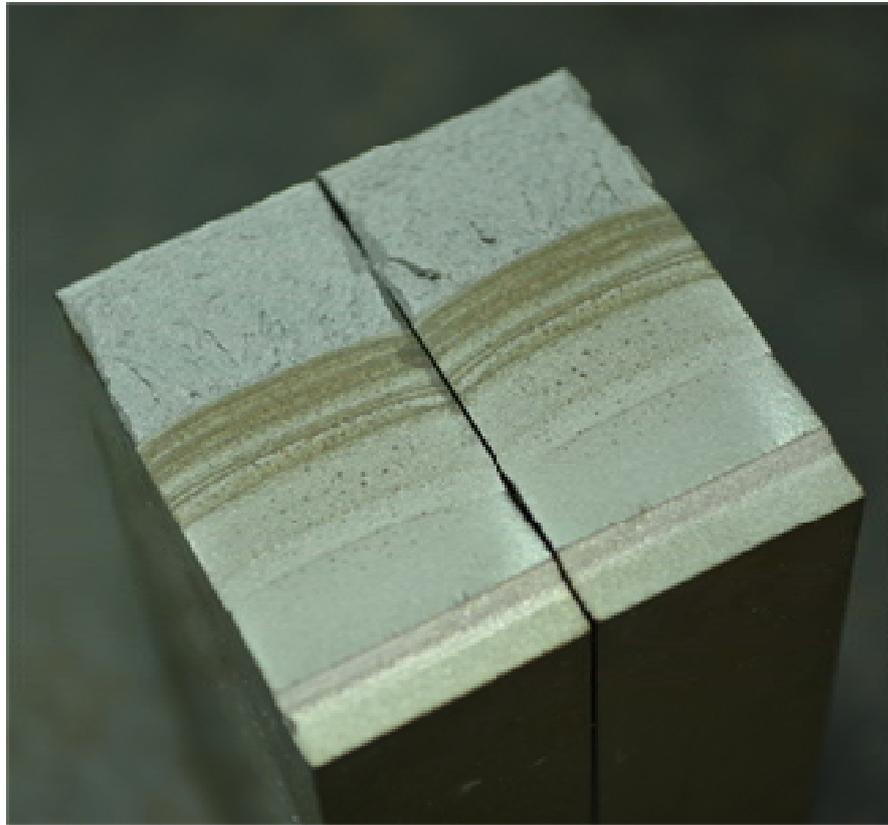


Figura 79: Detalle de la zona de la propagación de la grieta.

Aunque ya se observó durante las mediciones del avance del fondo de la fisura, ésta no ha propagado de la misma manera por ambas caras. Además, la fisura de forma curvilínea no es simétrica.

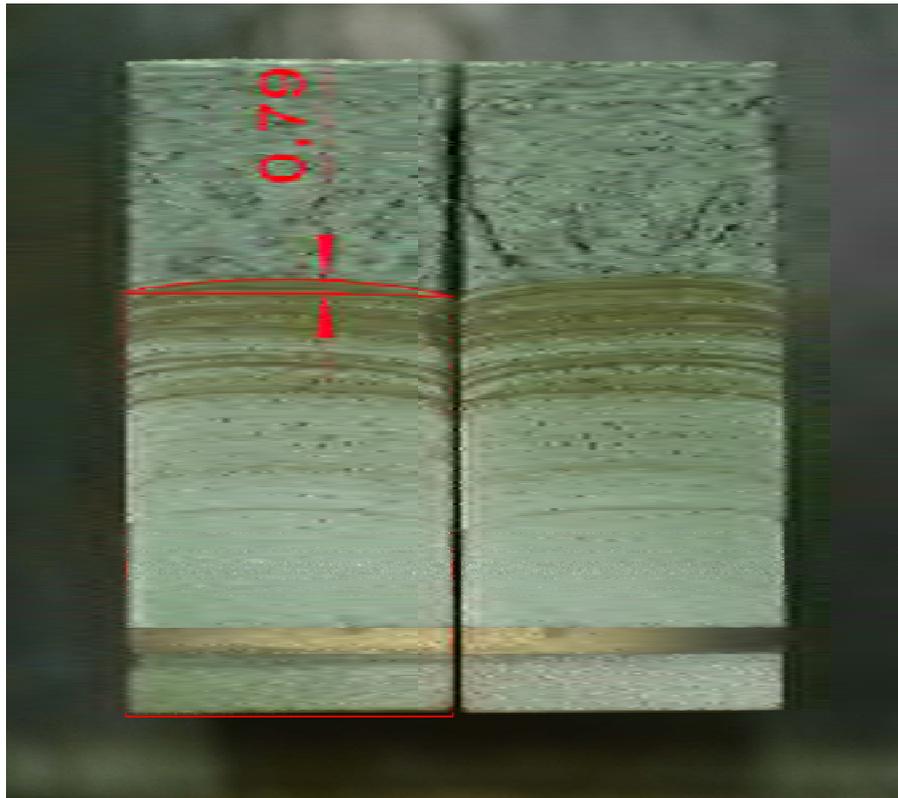


Figura 80: Diferencia entre la posición de la grieta en sus caras y la posición para la fisura más alargada.

De los resultados teóricos se desprende que la diferencia entre la posición de los extremos y la más alejada es de 0.6 mm. De la Figura 80 se obtiene una distancia de 0.79 mm. Si se tiene en cuenta el avance total de la fisura en ambos casos, el error cometido es de 0.82%

A continuación, en la Figura 81 se comparan las líneas de avance de la fisura en la probeta y en el modelo de elementos finitos.

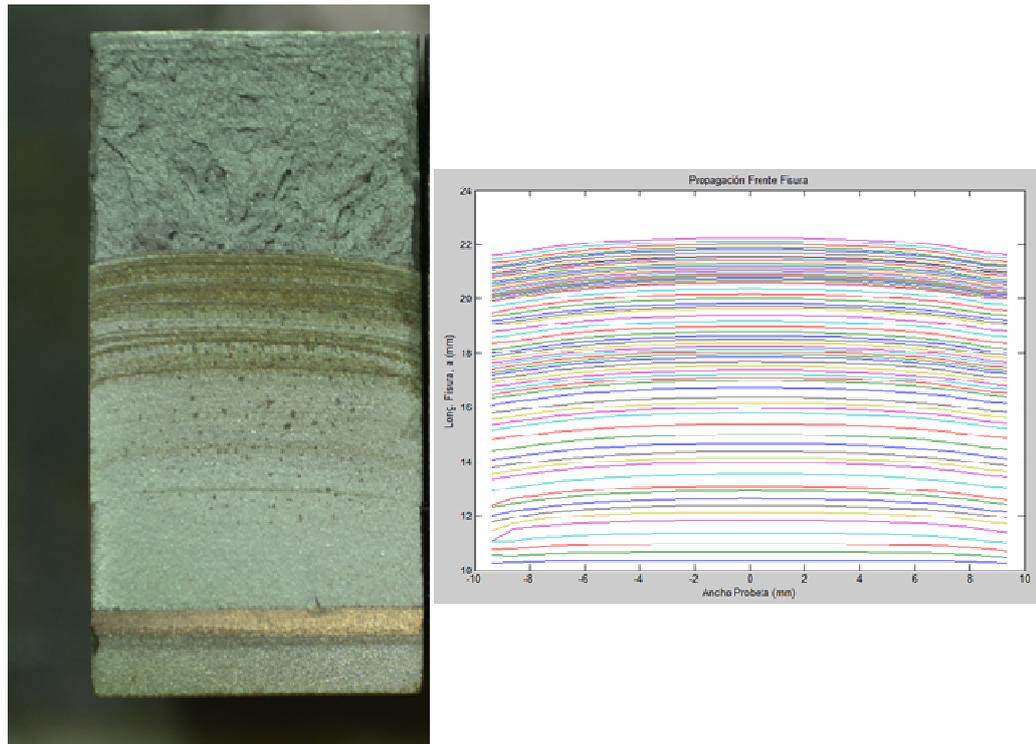


Figura 81: Comparación del marcas de propagación de la fisura reales frente a las teóricas.

A simple vista pueden se aprecian las marcas de playa generadas durante el avance de la fisura y la zona de rotura frágil. La forma de las marcas de playa son muy similares, si bien el modelo teórico subestima ligeramente la curvatura de esta zona.

7.1.5 Conclusiones preliminares

El resultado de las simulaciones es muy positivo. En ambos casos el modelo matemático consigue reproducir el ensayo con un error aceptable durante la totalidad de este. Si bien la opción 1 siempre subestima los resultados del ensayo, la opción 2) consigue reproducir el ensayo fielmente durante el 66% de los ciclos aplicados. Durante el 34% restante, parte final de la simulación, el modelo matemático sobreestima conservadoramente la propagación de la grieta. En la opción 2) el error obtenido para la posición final de la grieta únicamente es del 3.9%, o lo que es lo mismo 0.43 mm.



Desde un punto de vista ingenieril, la opción 2) es mejor, pero debido a que existen dudas sobre qué opción es mejor, en el punto 7.2 se realizará un estudio estadístico de los resultados de las 2 opciones.

7.2 ESTUDIO ESTADÍSTICO DE LOS RESULTADOS

El fenómeno de la fatiga es altamente aleatorio puesto que entran en juego gran cantidad de variables, que a su vez son de tipo estadístico como son el módulo elástico, módulo de Poisson, dimensiones, etc. Además, el proceso de medición del avance de la fisura, la presencia de defectos en la microestructura o el acabado superficial introducen incertidumbres a los resultados.

En el apartado 6.5 se describió el proceso llevado a cabo con los resultados experimentales, identificando el error de propagación como la diferencia entre el valor (da/dN) obtenido experimentalmente y el valor teórico (da/dN) obtenido con la Ley de Paris.

El método para implementar el estudio estadístico ha sido similar al presentado en el apartado 6.5, si bien ha habido que realizar ligeras variaciones para mantener la robustez del método matemático.

La implementación se ha llevado a cabo de la siguiente manera:

1. Definir 5 rangos de cargas para el ΔK_{eff}
2. Identificar para cada uno de los rangos definidos el máximo y mínimo valor admisible en base a los ensayos.
3. Identificar qué rangos de ΔK_{eff} están sobre o sub estimados.

En la Tabla 8 se resumen los valores utilizados.



Tabla 8: Resumen de los valores utilizados en la implementación numérica.

Rango (MPa·m ^{0.5})		Promedio máx. (%)	Promedio mín. (%)	Promedio (%)
0	200	205,7	95,9	169,1
200	350	160,4	76,6	109,2
350	450	128,7	91,4	112,4
450	500	110,2	85,1	95,7
500	10000	125,0	90,3	107,6

Se puede apreciar que en todos los rangos a excepción del cuarto, la Ley de Paris teórica sobreestima los valores medidos en los ensayos. Es llamativa la gran dispersión que se produce en el rango primero (0-200). En este rango la Ley de Paris puede llegar a obtener un valor doble al teórico, por lo que se puede asumir que la aproximación lineal realizada con la Ley de Paris no es del todo adecuada. Esta afirmación corrobora los resultados obtenidos en el modelo matemático puesto que a partir de $2.7 \cdot 10^6$ ciclos el rango tensional aplicado es el nº 1.

7.2.1 Implementación del método estadístico

Basándose en la información obtenida del ensayo, y que fue presentado en el apartado 6.5, se desprende que la aproximación realizada con una campana de Gauss es adecuada. La media de los valores referentes al error de propagación es $2.43656 \cdot 10^{-8} \text{ mm/ciclo}$ mientras que la desviación estándar es $7.49234 \cdot 10^{-7} \text{ mm/ciclo}$. Con esta información se han creado 8 series de números aleatorios para ser aplicados a posteriori en los cálculos mediante Elementos Finitos (ver Tabla 9).

Tabla 9: Valores aleatorios de error de propagación

Step	Trial_1	Trial_2	Trial_3	Trial_4	Trial_5	Trial_6	Trial_7	Trial_8
1	-6,830E-07	1,380E-07	-2,010E-07	-1,012E-06	4,800E-07	-4,730E-07	2,058E-06	-6,700E-07
2	4,780E-07	4,520E-07	-9,330E-07	-4,540E-07	2,220E-07	-3,780E-07	5,200E-08	7,090E-07
3	1,000E-06	-1,950E-07	2,070E-07	-1,051E-06	-1,170E-07	-1,038E-06	-7,980E-07	-7,600E-07
4	-2,450E-07	-2,020E-07	9,810E-07	6,710E-07	3,400E-08	6,020E-07	5,660E-07	-1,153E-06
5	-1,451E-06	3,010E-07	9,220E-07	1,182E-06	-1,900E-08	4,110E-07	7,550E-07	-7,050E-07
6	-1,600E-08	7,200E-07	1,323E-06	1,210E-07	9,920E-07	8,690E-07	1,221E-06	-4,470E-07
7	2,610E-07	4,480E-07	-1,612E-06	-5,240E-07	-6,720E-07	-9,400E-07	1,930E-07	-1,800E-07
8	2,160E-07	-4,720E-07	-1,510E-07	-2,800E-08	4,000E-09	-9,660E-07	-9,200E-08	-7,180E-07



9	-8,280E-07	-2,342E-06	8,450E-07	9,640E-07	-3,980E-07	6,400E-07	1,207E-06	2,150E-07
10	1,910E-07	-7,250E-07	-7,900E-07	4,930E-07	5,300E-07	1,401E-06	1,710E-07	1,241E-06
11	-2,860E-07	2,700E-08	-4,930E-07	6,100E-07	-9,090E-07	-7,970E-07	6,830E-07	4,500E-07
12	-1,120E-07	-2,000E-09	-1,242E-06	5,740E-07	-2,520E-07	5,400E-08	-6,100E-08	-1,102E-06
13	-1,410E-07	2,390E-07	-1,359E-06	-1,100E-07	-2,000E-08	-2,270E-07	4,800E-07	-3,500E-07
14	-2,340E-07	-8,070E-07	-7,080E-07	-1,125E-06	8,100E-08	-2,110E-07	-1,005E-06	-1,170E-07
15	-3,370E-07	1,164E-06	-5,550E-07	-1,330E-07	1,270E-07	9,200E-08	1,950E-07	7,830E-07
16	1,412E-06	4,800E-07	-1,562E-06	6,130E-07	-8,170E-07	-2,570E-07	9,300E-08	9,300E-07
17	-4,990E-07	-2,350E-07	-4,010E-07	-3,640E-07	-2,960E-07	1,491E-06	-4,680E-07	1,070E-07
18	1,746E-06	-1,011E-06	-2,780E-07	3,370E-07	6,200E-07	5,000E-08	-9,860E-07	3,430E-07
19	4,460E-07	1,030E-07	1,250E-07	-1,417E-06	-7,140E-07	-3,370E-07	-8,560E-07	-6,340E-07
20	-8,450E-07	-3,110E-07	-2,490E-07	9,300E-08	1,540E-07	-4,120E-07	-1,190E-07	1,307E-06
21	-5,390E-07	1,409E-06	-2,210E-07	8,830E-07	-1,147E-06	1,062E-06	8,010E-07	-8,630E-07
22	-6,410E-07	-8,440E-07	-2,530E-07	4,530E-07	-1,402E-06	1,858E-06	-4,300E-08	-4,130E-07
23	-6,310E-07	4,790E-07	1,030E-06	5,860E-07	1,950E-07	1,160E-07	4,630E-07	-4,510E-07
24	1,098E-06	-3,840E-07	-4,000E-08	1,014E-06	2,600E-07	6,550E-07	7,190E-07	-6,450E-07
25	6,040E-07	-6,600E-07	-1,150E-07	1,096E-06	-8,000E-09	1,598E-06	9,470E-07	-3,000E-08
26	3,710E-07	-8,960E-07	-3,600E-07	-8,280E-07	-6,570E-07	-1,219E-06	-9,760E-07	1,223E-06
27	-6,610E-07	-1,384E-06	1,502E-06	4,920E-07	-3,950E-07	-4,890E-07	-5,930E-07	1,320E-07
28	6,420E-07	-6,070E-07	6,730E-07	6,770E-07	5,670E-07	-4,740E-07	-8,200E-08	-1,251E-06
29	1,367E-06	-5,180E-07	1,804E-06	5,610E-07	-5,110E-07	1,270E-07	-3,420E-07	7,610E-07
30	6,440E-07	1,676E-06	-4,660E-07	-3,680E-07	4,670E-07	7,110E-07	-3,100E-08	6,800E-08
31	3,300E-07	-6,090E-07	1,269E-06	-6,720E-07	-5,650E-07	2,460E-07	3,170E-07	-3,910E-07
32	-2,020E-07	1,130E-07	-1,184E-06	2,600E-08	-9,100E-08	2,930E-07	6,380E-07	1,394E-06
33	2,490E-07	8,790E-07	4,280E-07	1,095E-06	4,400E-08	-4,560E-07	8,070E-07	-7,150E-07
34	-6,480E-07	-3,760E-07	7,000E-07	-5,860E-07	-1,432E-06	-1,298E-06	-8,950E-07	1,172E-06
35	3,550E-07	6,290E-07	1,462E-06	1,545E-06	1,140E-06	-8,250E-07	9,180E-07	1,023E-06
36	-9,570E-07	2,490E-07	-3,900E-08	-6,400E-08	-1,050E-07	-1,189E-06	8,990E-07	-7,400E-08
37	-2,670E-07	1,007E-06	-3,680E-07	-6,230E-07	-1,141E-06	6,730E-07	1,620E-07	1,118E-06
38	1,786E-06	-7,810E-07	5,300E-07	-1,640E-07	1,291E-06	-7,680E-07	-1,040E-06	-3,270E-07
39	-1,680E-07	-1,460E-07	-2,610E-07	-5,240E-07	1,194E-06	-3,910E-07	-1,300E-07	5,950E-07
40	-1,243E-06	-2,470E-07	5,920E-07	3,290E-07	-8,100E-08	1,729E-06	-3,700E-08	2,690E-07
41	-2,160E-07	3,880E-07	-1,058E-06	-3,790E-07	2,760E-07	-7,300E-07	4,020E-07	1,100E-07
42	-9,800E-08	-2,290E-07	-6,100E-07	-8,880E-07	-5,390E-07	-2,210E-07	2,980E-07	-4,200E-08
43	-1,211E-06	-4,110E-07	-1,116E-06	1,290E-07	4,680E-07	6,300E-08	-6,490E-07	1,144E-06
44	1,100E-08	-3,280E-07	-2,480E-07	6,910E-07	2,870E-07	-3,020E-07	-1,030E-06	2,590E-07
45	5,860E-07	-1,140E-07	0,000E+00	1,442E-06	-8,100E-08	4,610E-07	-4,750E-07	-4,300E-08
46	-6,150E-07	-4,440E-07	4,500E-08	-9,030E-07	1,880E-07	7,030E-07	-1,730E-07	-8,470E-07
47	-2,730E-07	-4,360E-07	-2,170E-07	-7,320E-07	-2,880E-07	-1,161E-06	5,830E-07	-2,870E-07
48	2,300E-08	-6,630E-07	1,669E-06	-4,450E-07	-9,400E-08	-4,150E-07	-2,730E-07	-1,470E-07
49	-7,010E-07	4,980E-07	-1,281E-06	5,840E-07	9,530E-07	3,910E-07	3,110E-07	3,320E-07
50	7,000E-09	1,340E-07	-5,270E-07	-5,800E-08	-3,270E-07	-1,226E-06	5,760E-07	-7,290E-07
51	9,990E-07	-1,201E-06	-1,907E-06	-7,030E-07	-1,501E-06	-4,310E-07	4,600E-08	7,200E-08
52	1,087E-06	9,590E-07	1,109E-06	-8,170E-07	-1,930E-07	2,359E-06	1,011E-06	6,800E-08



53	-2,420E-07	-3,370E-07	-9,340E-07	-3,110E-07	-8,140E-07	-6,240E-07	1,680E-07	3,190E-07
54	-4,460E-07	1,317E-06	-4,650E-07	8,010E-07	-8,220E-07	-4,740E-07	-2,690E-07	-8,820E-07
55	-4,180E-07	1,190E-07	5,920E-07	-4,140E-07	3,350E-07	-3,090E-07	-7,490E-07	-1,412E-06
56	-1,490E-07	1,719E-06	3,740E-07	1,300E-08	-3,500E-07	-3,750E-07	1,200E-08	-2,380E-07
57	1,678E-06	-6,450E-07	6,800E-07	-2,380E-07	3,950E-07	-9,600E-08	-1,860E-07	4,770E-07
58	-1,450E-07	-9,980E-07	4,710E-07	3,290E-07	1,064E-06	1,200E-08	9,550E-07	-5,970E-07
59	1,244E-06	-3,180E-07	-1,003E-06	-5,120E-07	1,970E-07	1,570E-07	-1,190E-07	8,500E-08
60	1,190E-07	-1,312E-06	-8,120E-07	-9,560E-07	1,910E-07	-1,076E-06	-2,290E-07	-1,960E-07
61	3,330E-07	-1,810E-07	5,440E-07	-4,250E-07	5,850E-07	-9,700E-08	-9,000E-08	-2,000E-08
62	-1,700E-07	-1,530E-06	2,660E-07	-2,670E-07	1,900E-08	-1,117E-06	-3,100E-08	-4,360E-07
63	-1,256E-06	-1,300E-06	-6,800E-07	-6,810E-07	1,670E-07	1,240E-07	-4,180E-07	-8,070E-07
64	8,110E-07	8,180E-07	-1,560E-07	-1,470E-07	7,230E-07	7,780E-07	5,210E-07	1,253E-06
65	4,280E-07	1,100E-07	1,230E-07	4,600E-08	-1,360E-07	1,540E-07	-1,740E-07	-2,240E-07
66	-5,030E-07	-4,740E-07	4,420E-07	-6,700E-08	5,750E-07	3,800E-08	2,190E-07	4,830E-07
67	-1,104E-06	4,210E-07	1,280E-07	-2,360E-07	-1,520E-07	-8,480E-07	-1,201E-06	2,290E-07
68	3,610E-07	-1,060E-07	-6,580E-07	6,800E-08	3,270E-07	-7,860E-07	-1,730E-07	-8,010E-07

Estos valores se han sumado al valor teórico obtenido de la Ley de Paris para cada ΔK_{eff} y poder de este modo obtener el valor da/dN utilizado para cada uno de los steps.

A continuación se muestran las simulaciones de la opción 1) y 2) habiendo aplicado los valores de error de las 8 series de números aleatorios contenidos en la Tabla 9.

7.2.1.1 Opción 1)

Como se comentó anteriormente, la opción 1) es la solución óptima para obtener la misma posición final que en el ensayo. A continuación se incluyen los resultados de las simulaciones de propagación para dicha opción.

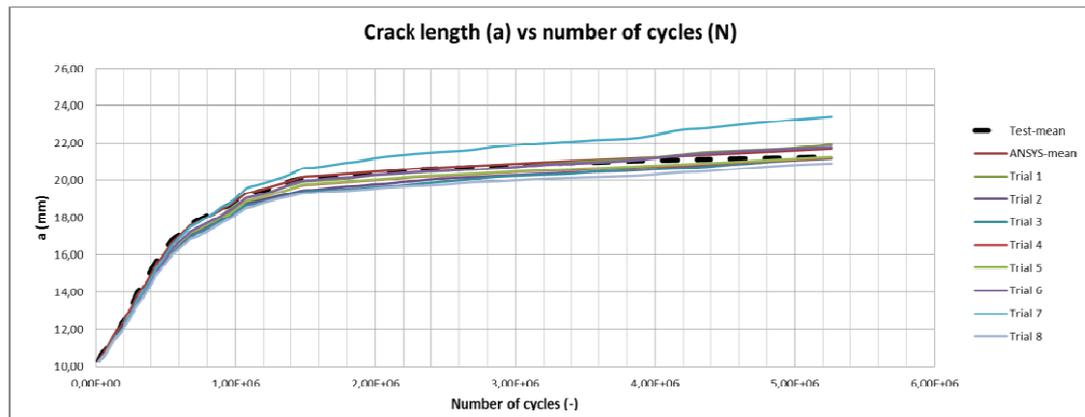


Figura 82: Gráfico de a vs número de ciclos para $r=1.432$. Opción 1).

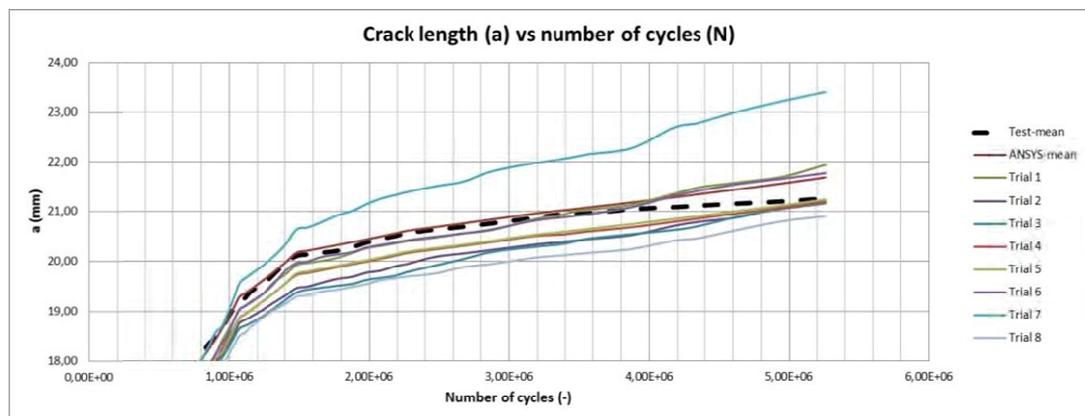


Figura 83: Gráfico detalle de a vs número de ciclos para $r=1.432$. Opción 1).

A simple vista se puede apreciar que la simulación con mayor variación frente a la experimental es la n^o 7. Esto queda refrendado con el coeficiente de determinación, R^2 . Dicho coeficiente determina la calidad del modelo en cuanto a la bondad del ajuste de los resultados numéricos frente a los obtenidos en el ensayo.

En la Tabla 10 se incluyen los valores de R^2 de las 8 series de números aleatorios así como el valor sin aplicar la corrección estadística.



Tabla 10: Valores coeficiente de determinación R^2 de la opción 1)

Trial nº	R^2
ANSYS-mean	0,9988
Trial 1	0,9951
Trial 2	0,9980
Trial 3	0,9969
Trial 4	0,9984
Trial 5	0,9982
Trial 6	0,9959
Trial 7	0,9859
Trial 8	0,9976

7.2.1.2 Opción 2)

A continuación se incluyen los resultados de las simulaciones de propagación para la opción 2).

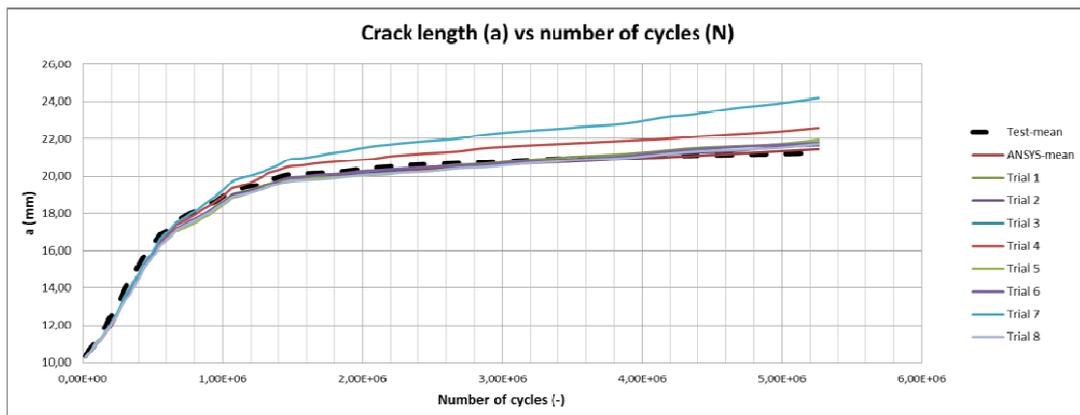


Figura 84: Gráfico de a vs número de ciclos para $r=1.42$. Opción 2).

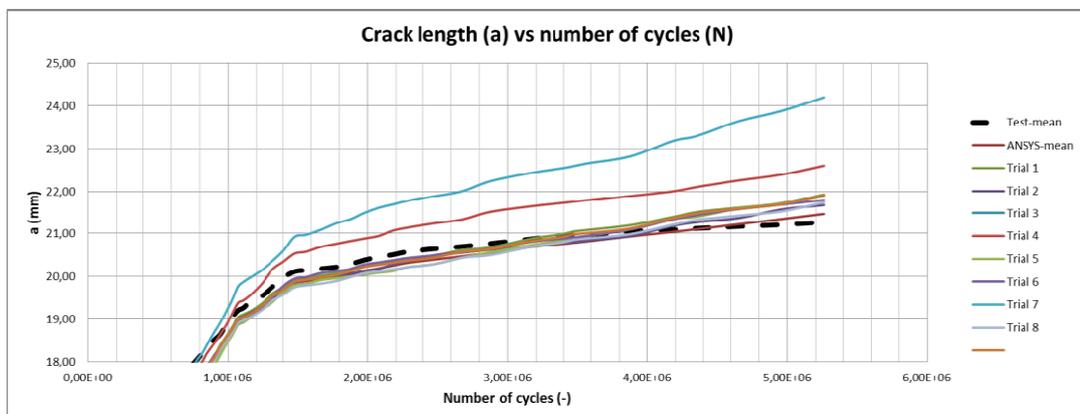


Figura 85: Gráfico detalle de a vs número de ciclos para $r=1.42$. Opción 2).



Al igual que en el caso anterior, la simulación con mayor variación frente a la experimental es la nº 7.

En la Tabla 11 se incluyen los valores de R^2 de las 8 series de números aleatorios así como el valor sin aplicar la corrección estadística.

Tabla 11: Valores coeficiente de determinación R^2 de la opción 2)

Trial nº	R^2
ANSYS-mean	0,9969
Trial 1	0,9950
Trial 2	0,9966
Trial 3	0,9951
Trial 4	0,9918
Trial 5	0,9938
Trial 6	0,9959
Trial 7	0,9801
Trial 8	0,9951

8 RESULTADOS Y CONCLUSIONES

Durante el PFC se han llegado a los siguientes resultados y conclusiones:

1. Se ha cumplido el principal objetivo, desarrollar una metodología para el análisis numérico del fenómeno de propagación de grietas 3D en materiales homogéneos e isotrópicos.
2. Se ha implementado una metodología parametrizada en ANSYS MECHANICAL.
3. Se ha obtenido la Ley de Paris de un material de alto límite elástico referente de cadenas de sistemas de fondeo offshore.
4. Se han validado los resultados numéricos mediante ensayos.
5. Se ha redactado un artículo para la revista internacional *International Journal Of Fatigue* cuyo índice de impacto es 1.974.
6. El error máximo en la posición de la grieta tras la aplicación de más de 5.5 millones de ciclos ha sido del 3.9% (0.43 mm) sin realizar ningún ajuste estadístico de los resultados.



7. Aplicando los ajustes estadístico obtenidos de los ensayos se ha obtenido un mínimo coeficiente de Pearson $R^2=0.9801$.

9 TRABAJOS FUTUROS

Una vez desarrollada la novedosa metodología y validada mediante una geometría paralelepípeda se plantean los siguientes trabajos futuros:

- Realización de estudio con comportamiento elastoplástico.
- Implementar la metodología en una geometría tipo barra circular.
- Implementar la metodología en una geometría tipo eslabón de cadena.
- Introducir en los cálculos los efectos generados por tensiones residuales.
- Presentación de los resultados en congreso de fractura.

10 PRESUPUESTO

A continuación se desarrolla el presupuesto desglosado:



Tabla 12: Cuadro de precios nº 1.

Nº de orden de la unidad	Designación de la unidad	Precio en cifras	Precio en letras
1	Adquisición de sistema de computación y almacenamiento	1.007,00 €	Mil siete euros
2	Ensayos de caracterización de materiales y fatiga	7.452,00 €	Siete mil cuatrocientos cincuenta y dos euros
3	Desarrollo e implementación de código numérico	53.575,00 €	Cincuenta y tres mil quinientos setenta y cinco euros
4	Actividades de diseminación	4.770,00 €	Cuatro mil setecientos setenta euros



Tabla 13: Cuadro de precios nº 2.

Adquisición de sistema de computación y almacenamiento		
1 Ordenador Intel Pro (Core i7-3770K 32GB 2TB 120SSD GTX760)	858,00 €/ud	858,00 €
1 Disco Duro SATA II 7200rpm 8MB	79,00 €/h	79,00 €
2h 1 técnico informático	35 €/h	70,00 €
Ensayos de caracterización de materiales y fatiga		
2 Ensayos obtención K_{IC}	450 €/ud	900,00 €
158 h máquina servo hidráulica Instron fatiga	30 €/h	4.740,00 €
3 Ensayos de tracción	100 €/ud	300,00 €
54h 1 técnico laboratorio realización de mediciones en microscopio óptico	28 €/h	1.512,00 €
Desarrollo e implementación de código numérico		
1 Licencia ANSYS MECHANICAL	24.000,00 €/ud	24.000,00 €
455 h ingeniero industrial	65 €/h	29.575,00 €
Actividades de diseminación		
1 viaje diseminación de resultados empresa española	250,00 €/ud	250,00 €
1 viaje diseminación de resultados empresa extranjera	1500,00 €/h	1.500,00 €
1 asistencia a congreso internacional	650,00 €/h	650,00 €
1 viaje asistencia a congreso internacional	550,00 €/h	550,00 €
28 h ingeniero industrial elaboración artículo científico-técnico	65,00 €/h	1.820,00 €



**PRESUPUESTO DE EJECUCIÓN
MATERIAL**

Adquisición de sistema de computación y almacenamiento	1.007,00 €
Ensayos de caracterización de materiales y fatiga	7.452,00 €
Desarrollo e implementación de código numérico	53.575,00 €
Actividades de diseminación	4.770,00 €
TOTAL PRESUPUESTO DE EJECUCIÓN DEL MATERIAL	66.804,00 €

EL PRESUPUESTO DE EJECUCIÓN DEL MATERIAL ASCIENDE A SESENTA Y SEIS MIL OCHOCIENTOS CUATRO EUROS.

Santander, a 5 de Mayo de 2014

Álvaro Rodríguez Ruiz



**PRESUPUESTO DE EJECUCIÓN POR
CONTRATA**

PRESUPUESTO DE EJECUCIÓN DEL MATERIAL	66.804,00€
10%GASTOS GENERALES	6.680,40 €
6% BENEFICIO INDUSTRIAL	4.008,24 €
TOTAL PARCIAL	77.492,64 €
21% IVA	16.273,45 €
TOTAL PRESUPUESTO DE EJECUCIÓN POR CONTRATA	93.766,09 €

**EL PRESUPUESTO DE EJECUCIÓN POR CONTRATA ASCIENDE A
NOVENTA Y TRES MIL SETECIENTOS SESENTA Y SEIS EUROS Y
NUEVE CÉNTIMOS DE EURO.**

Santander, a 5 de Mayo de 2014

Álvaro Rodríguez Ruiz



11 REFERENCIAS

Alegre, J., Preciado, M., & Ferreño, D. (2007). Study of the fatigue failure of an anti-return valve of a high pressure machine. *Engineering Failure Analysis* , 408-416.

Anderson, T. (1995). *Fracture Mechanics. Fundamentals and Applications, Second Edition*. CRC Press, Inc.

ANSYS Help, I. *ANSYS Help v14.5*. ANSYS Inc.

Arana, J., & González, J. J. *Mecánica de Fractura*. Universidad del País Vasco.

Bouchard, P., Bay, F., & Chastel, Y. (2003). Numerical modelling of crack propagation: automatic remeshing and comparison of different criteria. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 192 , 3887-3908.

Cherepanov, G. (1967). The propagation of cracks in a continuous medium. *Journal of Applied Mathematics and Mechanics* , 503-512.

Ekberg, A. Fatigue crack propagation. <http://www.am.chalmers.se/~anek/teaching/fatfract/98-8.pdf>.

Erdogan, F., & Sih, G. (1963). On the crack extension in plates under plane loading and transverse shear. *ASME Journal Basic Engineering*, 85 , 519-527.

EWEA. (2013). *Deep water*. http://www.ewea.org/fileadmin/files/library/publications/reports/Deep_Water.pdf.

EWEA. (2014). *Wind in power: 2013 European statistics*. <http://www.ewea.org/statistics/>.



Fernández, D., Kalthoff, J., Fernández, A., Grasa, J., & Doblaré, M. (s.f.). Zonas plásticas en el frente de grieta y condiciones relativas al tamaño de probeta para la determinación de KIC.

G. Rodriguez Cañizo, R. (2003). Análisis de la Interacción de Grieta en Planas. *Científica* .

Griffith, A. (1921). The Phenomena of Rupture and Flow in Solids. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London* , Vol. 221: p. 163-198.

Horii, H., & Nemat-Nasser, S. (1982). Rock Failure in Compression. *Proceedings Ninth Workshop Geothermal Reservoir Engineering* , <https://pangea.stanford.edu/ERE/pdf/IGAstandard/SGW/1983/Nemat.pdf>.

Hou, j., Goldstraw, M., & Knop, M. (2001). *An Evaluation of 3D Crack Growth Using ZENCRACK*. DSTO-TR-1158.

Huang, R., Sukumar, N., & Prévost, J.-H. (2003). Modeling quasi-static crack growth with the extended finite element method Part II: Numerical applications. *International Journal of Solids and Structures* , 7539–7552.

Ingraffea, A., & Heuze, F. (1980). Finite element models for rock fracture mechanics. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics* , 24-43.

Ingraffea, A. (2002). *Meshing For Crack Propagation Simulation*. <http://www.imr.sandia.gov/11imr/presentations/ingraffea.pdf>: International Meshing Roundtable.

Irwin, G. (1948). Fracture Dynamics in Fracturing of Metals. *American Society for Metals* , 147-166.

Moes, M., Dolbow, J., & Elytschko, T. (1999). A Finite Element Method for Crack Growth Without Remeshing. *INTERNATIONAL JOURNAL FOR NUMERICAL METHODS IN ENGINEERING* , 131-150.



Moes, N., Gravouil, A., & Belytschko, T. (2002). Non-planar 3D crack growth by the extended finite element and level sets—Part I: Mechanical model. *INTERNATIONAL JOURNAL FOR NUMERICAL METHODS IN ENGINEERING* , 2549–2568.

Moes, N., Gravouil, A., & Belytschko, T. (2002). Non-planar 3D crack growth by the extended finite element and level sets—Part II: Level set update. *INTERNATIONAL JOURNAL FOR NUMERICAL METHODS IN ENGINEERING* , 2569–2586.

Moes, N., Gravouil, A., & Belytschko, T. (2002). Non-planar 3D crack growth by the extended finite element and level sets—Part II: Level set update. *INTERNATIONAL JOURNAL FOR NUMERICAL METHODS IN ENGINEERING* , 2569–2586.

NREL. (2013). *Installation, Operation, and Maintenance Strategies to Reduce the Cost of Offshore Wind Energy*. NREL/TP-5000-57403.

Oller, S. (2011). *Fractura mecánica. Un enfoque global*. CIMNE .

Pokluda, J., & Sandera, P. (2010). *Micromechanisms of Fracture and Fatigue In a Multiscale Context*. Springer.

Rice, J. (1968). A Path Independent Integral And Approximate Analysis Of Strain Concentration By Notches And Cracks. *Journal Of Applied Mechanics* .

Rice, J., & Tracey, D. (1973). Computational Fracture Mechanics. *Numerical and Computer Methods in Structural Mechanics* , 585-623.

Sih, G., & Macdonald, B. (1974). Fracture mechanics applied to engineering problems strain energy density fracture criterion. *Engrg. Fract. Mech.*, 6 , 361-386.

Sumi, Y., Yang, C., & Wang, Z. (1985). *Morphological aspects of fatigue crack propagation. Part II - effect of stresses biaxiality and welding residual stresses*. Department of Naval Architecture and Ocean Engineering.



TheCrownEstate. (2013). *Offshore wind international report 2013*.

Tradegard, A., Nilsson, F., & Stlund, S. (1998). FEM-remeshing technique applied to crack growth problems. *Computer methods in applied mechanics and engineering*, 115-131.

Wawrzynek, P. (2005). *Advances in Simulation of Arbitrary 3D Crack Growth Using FRANC3D*. Cornell University.

Wikipedia. (7 de 1 de 2014). *J integral*. Recuperado el 19 de 01 de 2014, de J integral: http://en.wikipedia.org/wiki/J_integral#cite_note-2

Zúñiga, D. F. (2004). Zonas Plásticas en el Frente de Grieta y Condiciones Relativas al Tamaño de Probeta para la Determinación de K_{Ic} . *XXI ENCUENTRO DEL GRUPO ESPAÑOL DE FRACTURA*.