

ANÁLISIS DE FATIGA EN UNIONES METÁLICAS MEDIANTE EL ENTORNO SALOMÉ-MECA

PROYECTO FIN DE CARRERA

AUTOR: David Trujillo Montes

TUTOR: Alejandro E. Martínez Castro

ANÁLISIS DE FATIGA EN UNIONES METÁLICAS MEDIANTE EL ENTORNO SALOMÉ-MECA

PROYECTO FIN DE CARRERA

Por

David Trujillo Montes

Ingeniería de Caminos, Canales y Puertos

Tutor

Alejandro E. Martínez Castro

Departamento de Mecánica de Estructuras ,

Universidad de Granada

Edificio Politécnico Fuentenueva, C/ Severo Ochoa s/n, CP 18002

Granada (España)

Septiembre de 2014

© Copyright 2014
por
David Trujillo Montes

Resumen

Con la evolución en el uso de los materiales y técnicas de diseño se están construyendo estructuras cada vez más esbeltas y flexibles. Por sus características, estas estructuras requieren técnicas computacionales avanzadas para la evaluación del Estado Límite de Fatiga. En sus recientes recomendaciones, el International Institute of Welding propone distintos enfoques para abordar el cálculo del daño por fatiga, pudiéndose diferenciar los enfoques basados en las curvas S-N y en la Mecánica de la Fractura.

La atención se concentra en la evaluación del daño por fatiga en uniones metálicas, estudiando en detalle el análisis de un puente de ferrocarril de alta velocidad donde se comparan los distintos métodos propuestos. Para realizar todos los cálculos se utilizará el entorno de software libre desarrollado por Electricidad de Francia conocido como Salomé-Meca. El interés de este proyecto radica en la evaluación de las posibilidades que ofrece el software libre para la evaluación del daño por fatiga, aspecto poco explorado en la literatura actual.

Como primera aproximación al software se han realizado varios modelos de calibración, comprobando la capacidad para la evaluación del daño por fatiga según los distintos enfoques. A continuación, se ha propuesto un puente de ferrocarril para su estudio, determinando un detalle concreto donde se evaluará el daño por fatiga. Se llevarán a cabo análisis basados en las tensiones determinadas en el Hot-Spot y en el Notch, ambos enmarcados en el uso de las curvas S-N. Por otra parte, se llevará a cabo un análisis basado en la Mecánica de la Fractura. Como conclusión se comprueba la posibilidad de evaluar todos los métodos propuestos para el análisis de fatiga mediante el software Salomé-Meca, destacando las ventajas del método basado en la Mecánica de la Fractura frente a los métodos basados en las curvas S-N.

Agradecimientos

En estas líneas me gustaría agradecer todo el apoyo, paciencia, simpatía e ilusión que he recibido de todas las personas que me rodean durante la elaboración de este proyecto.

A mis padres, Antonio y María, por la educación que me han brindado, su cariño y confianza incondicional. A mi hermano Antonio Jesús que siempre me ha guiado con su ayuda y buen consejo. Igualmente a toda mi familia y amigos por su interés y preocupación.

A mi novia Merche, por su ayuda y comprensión en los momentos bajos, muchas son las horas de trabajo y dificultades que hemos compartido.

A mi tutor, Alejandro E. Martínez Castro, por su compromiso y orientación en los oscuros caminos que entraña la investigación. De todo lo aprendido de él, me quedo con la constancia e ilusión puestas en el proyecto pese a los numerosos problemas encontrados. Extiendo el agradecimiento a todos los profesores de la Escuela de Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos de Granada por los conocimientos que me han transmitido.

A todo el equipo de Oritia & Boreas. Gracias a mis compañeros por todos los conocimientos que he adquirido acerca de la Fatiga y la Ingeniería del Viento, no obstante, me quedo con el buen ambiente y alegría de la que hemos disfrutado. Agradecer especialmente el haber trabajado con Jorge Antonio Molina, siempre dispuesto a darme su ayuda de forma desinteresada, nunca olvidaré los momentos y anécdotas vividas en nuestros primeros pasos como becarios.

Por último, pero no menos importante, a los que comenzaron siendo mis compañeros de clase y se han convertido en mis amigos. Son incontables las noches sin dormir, los cafés de un trago antes de clase y las penas soportadas para llegar a escribir estas líneas.

Gracias a todos.

Dedicado a mi abuelo José

Índice general

Resumen	III
Agradecimientos	V
Capítulo 1. Introducción, objetivos y metodología	1
1.1. Introducción	1
1.2. Objetivos	2
1.3. Metodología	2
Capítulo 2. Revisión del estado del arte	3
2.1. Introducción al fenómeno de la fatiga	3
2.2. Acciones que producen fatiga	4
2.3. Métodos de conteo de ciclos	5
2.3.1. Métodos que no consideran la secuencia de aplicación	5
2.3.2. Métodos que consideran la secuencia de aplicación: El Conteo Rainflow	5
2.3.3. Histograma de rango de tensiones-ciclos	8
2.4. Resistencia a fatiga basada en las curvas S-N	8
2.4.1. Resistencia basada en la tensión nominal	10
2.4.2. Resistencia basada en la tensión Hot-Spot	11
2.4.3. Resistencia basada en la tensión en el Notch	14
2.5. Regla de acumulación de daño: Palmgren-Miner	15
2.6. Mecánica de la fractura: Propagación de la grieta	17
2.6.1. Comportamiento de la Grieta	17
2.6.2. Métodos para la determinación del Factor de Intensidad de Tensiones (FIT)	19
2.6.3. Solución analítica de referencia: Campo singular en extremo de grieta 2D	20
2.6.4. Modelos de elementos finitos con alto refinamiento de malla	20
2.6.5. Introducción de elementos singulares en modelos MEF	21
2.6.6. Método X-FEM	21
2.7. Resistencia a fatiga basada en la Mecánica de la Fractura	24
2.7.1. Criterio de fallo	25
2.7.2. Metodología	25
2.8. Estado de la normativa	26
2.8.1. Código Técnico de la Edificación (CTE)	26
2.8.2. Norma Española de Acero Estructural (EAE)	27
2.8.3. Eurocódigos	27
Capítulo 3. Introducción al entorno Salomé-Meca	29
3.1. Code_Aster	29

3.2.	Salomé	29
3.2.1.	Módulo GEOM	30
3.2.2.	Módulo MESH	30
3.2.3.	ParaVis	31
3.3.	Análisis de elementos finitos usando Salomé-Meca	32
3.3.1.	Introducción	32
3.3.2.	Pre-proceso: Geometría y Malla iniciales	32
3.3.3.	Archivo de Órdenes	32
3.3.4.	Simulación numérica	33
3.3.5.	Post-proceso: Visualización de los resultados	33
Capítulo 4. Calibración		35
4.1.	Introducción	35
4.2.	Viga en voladizo	35
4.2.1.	Solución analítica	35
4.2.2.	Solución en Salomé-Meca con modelo 3d de elementos lineales	36
4.2.3.	Solución en Salomé-Meca con modelo 3d de elementos cuadráticos	37
4.2.4.	Solución en Salomé-Meca con modelo lineal	38
4.2.5.	Solución en Salomé-Meca con modelo mixto lineal-3d de elementos lineales	39
4.2.6.	Resumen de resultados	40
4.2.7.	Conclusiones	40
4.3.	Placa rectangular con cavidad circular sometida a tensiones nominales uniformes	41
4.3.1.	Solución analítica	41
4.3.2.	Solución obtenida con el entorno Salomé-Meca	41
4.3.3.	Resumen de resultados	45
4.3.4.	Conclusiones	46
4.4.	Calculo de FIT y propagación de grieta en 2 dimensiones	46
4.4.1.	Introducción	46
4.4.2.	Solución Analítica	46
4.4.3.	Solución con Salomé-Meca	47
4.4.4.	Propagación de la grieta	48
4.4.5.	Conclusiones	50
4.5.	Calculo del Factor de Intensidad de Tensiones en 3 dimensiones	50
4.5.1.	Introducción	50
4.5.2.	Grieta plana en espacio semi-infinito	51
4.5.3.	Conclusiones	51
4.6.	Tensión medida en Hot-Spot para unión en K	53
4.6.1.	Introducción	53
4.6.2.	Factor de concentración de tensiones según DNV	53
4.6.3.	Solución obtenida con Salomé-Meca	54
4.6.4.	Cálculo de la tensión Hot-Spot en la diagonal	55
4.6.5.	Calculo de la tensión Hot-Spot en el cordón principal	58
4.6.6.	Conclusiones	59
4.7.	Evaluación de la tensión en el Notch	60
4.7.1.	Introducción	60
4.7.2.	Solución de referencia	60

4.7.3.	Solución con el entorno Salomé-Meca	61
4.7.4.	Efecto del tipo de malla	61
4.7.5.	Conclusiones	63
4.8.	Transición cónica. Análisis elástico, plástico y modos de pandeo	64
4.8.1.	Introducción	64
4.8.2.	Modelo de elementos finitos	64
4.8.3.	Análisis elástico	65
4.8.4.	Análisis plástico	66
4.8.5.	Modos de pandeo	67
4.8.6.	Conclusiones	69
4.9.	Contacto en unión mediante bridas	69
4.9.1.	Introducción	69
4.9.2.	Modelo de elementos finitos	70
4.9.3.	Primera fase: Pre-tensado	71
4.9.4.	Segunda fase: Tracción	71
Capítulo 5.	Evaluación del daño por fatiga en puente de ferrocarril de alta velocidad	75
5.1.	Introducción	75
5.2.	Puente de referencia: El puente arco de Santa Ana	75
5.3.	Descripción geométrica del nudo de estudio	76
5.4.	Modelo en SAP2000 para generación de series temporales de tensiones	78
5.5.	Serie temporal de tensiones	79
5.6.	Evaluación del daño por fatiga mediante el método Hot-Spot	81
5.6.1.	Modelo de elementos finitos	81
5.6.2.	Evaluación del entorno Salomé-Meca para el análisis Hot-Spot	82
5.6.3.	Post-proceso: Máxima tensión Hot-spot	83
5.6.4.	Evaluación del daño a fatiga	84
5.7.	Evaluación del daño por fatiga mediante el método de la tensión en el Notch	85
5.7.1.	Modelo de elementos finitos	86
5.7.2.	Evaluación del entorno Salomé-Meca para el análisis en el Notch	87
5.7.3.	Post-proceso: Máxima tensión Notch-Stress	88
5.7.4.	Evaluación del daño a fatiga	88
5.8.	Resistencia a fatiga mediante Mecánica de la Fractura	90
5.8.1.	Modelo de elementos finitos	90
5.8.2.	Evaluación del entorno Salomé-Meca para el análisis basado en la Mecánica de la Fractura	92
5.8.3.	Criterio de daño	92
5.8.4.	Evaluación aplicando las cargas de menor a mayor rango de tensiones	93
5.8.5.	Evaluación aplicando las cargas de mayor a menor rango de tensiones	94
5.9.	Análisis comparativo de los resultados obtenidos	96
Capítulo 6.	Conclusiones, aportaciones y desarrollo futuro	97
6.1.	Conclusiones	97
6.2.	Aportaciones	97
6.3.	Desarrollo Futuro	98

Apéndice A. Extrapolación de tensiones para el método Hot-Spot	99
Bibliografía	105

Índice de tablas

4.1. Resultados obtenidos para la flecha de viga en voladizo con carga puntual	40
4.2. Resultados obtenidos en la tensión en el borde de la cavidad	45
4.3. Factor de Concentración de Tensiones para unión K estudiada según DNV [1]	54
4.4. Resumen de resultados obtenidos en la diagonal	58
4.5. Resumen de resultados obtenidos para el cordón principal	59
5.1. Número de ciclos para periodos de retorno de 50 y 100 años con 20 escalones	81
5.2. Tensión Hot-Spot en las líneas evaluadas	84
5.3. Número de ciclos para periodos de retorno de 50 y 100 años con 10 escalones	92

Índice de figuras

2.1. Ejemplo de historia de tensiones	4
2.2. Ciclos de tensión-deformación	6
2.3. Serie de picos y valles [2]	6
2.4. Serie de picos y valles orientada para el conteo Rainflow [2]	7
2.5. Histograma de número de ciclos frente a rango de tensiones	8
2.6. Curvas S-N para acero según IIW [3]	9
2.7. Curva S-N sin punto de inflexión [3]	10
2.8. Ejemplos de desalineación axial (a) y angular (b)	11
2.9. Definición de tensión nominal	11
2.10. Definición de la Tensión Estructural o “Hot-Spot”	12
2.11. Modelo Shell para unión de perfiles en T	13
2.12. Modelo 3d para unión de perfiles en T	13
2.13. Superficie de acuerdo creada	14
2.14. Soldadura a tope	14
2.15. Esquema básico para análisis de fatiga basado en la tensión en el Notch	15
2.16. Determinación de N_i mediante curva S-N	16
2.17. Curva de propagación de grieta para una carga por fatiga	18
2.18. Fases de crecimiento de una grieta	18
2.19. Esquema de rotura por fatiga	19
2.20. Notación utilizada	20
2.21. Estrategia de enriquecimiento X-FEM	22
2.22. Representación gráfica del método set-level	23
2.23. Funciones de enriquecimiento en el frente de la grieta	23
2.24. Grieta semi-elíptica situada en pie de soldadura	24
2.25. Ejemplos de relación lineal (a) y bi-lineal(b)	26
3.1. Ejemplo de uso del módulo GEOM	30
3.2. Ejemplo de uso de módulo MESH	31
3.3. Ejemplo de uso de módulo ParaVis	31
3.4. Clasificación de los elementos utilizados para el mallado	32
3.5. Ejemplo de uso del editor Eficaz	33
4.1. Viga en voladizo estudiada	35
4.2. Malla 3d para modelo de viga en voladizo	36
4.3. Propiedades de la malla del modelo 3d para la viga en voladizo	36
4.4. Deformada con campo de deformaciones verticales implementado. Escala x100000	37
4.5. Propiedades de la malla 3d con elementos cuadráticos para viga en voladizo	37
4.6. Deformada con campo de deformaciones verticales implementado. Escala x100000	38
4.7. Malla para modelo lineal de viga en voladizo	38
4.8. Deformada con campo de deformaciones verticales implementado. Escala x100000	39

4.9. Malla mixta	39
4.10. Deformada con campo de desplazamientos verticales. Escala x100000	40
4.11. Placa rectangular con cavidad circular	41
4.12. Malla inicial	42
4.13. Esquema de bucle de refinado de malla	42
4.14. Tensiones con malla no refinada	43
4.15. Tensiones con malla refinada x1	43
4.16. Tensiones con malla refinada x2	43
4.17. Malla sin refinar	44
4.18. Malla refinada x1	44
4.19. Malla refinada x2	44
4.20. Tensiones en malla cuadrática sin refinar	45
4.21. Malla cuadrática sin refinar	45
4.22. Grieta superficial en placa rectangular	46
4.23. Malla con grieta añadida	48
4.24. Gráfico comparativo del FIT analítico y calculado con Code_Aster	49
4.25. Deformada para cada propagación de grieta. Escala x50	49
4.26. Placa 3d con grieta superficial	50
4.27. Malla con refinado alto	51
4.28. Error relativo en la obtención del FIT para pieza 3d	52
4.29. Unión K estudiada	53
4.30. Definición de valores para la expresión propuesta por DNV [1]	54
4.31. Malla del modelo	54
4.32. Extrapolación para el cálculo de la tensión Hot Spot según DNV [1]	55
4.33. Post-proceso de tensiones normales a la diagonal de la unión en K	56
4.34. Tensión Hot-Spot para malla sin refinar en la diagonal	56
4.35. Tensión Hot-Spot para malla refinada x1	57
4.36. Tensión Hot-Spot para malla refinada x3	57
4.37. Línea de post-proceso de tensiones en el cordón	58
4.38. Tensión Hot-Spot en el cordón principal con malla sin refinado	58
4.39. Tensión Hot-Spot en el cordón principal con malla refinada x3	59
4.40. Caso de estudio para la evaluación de la tensión en el Notch	60
4.41. Detalle del refinado de malla en la zona del radio de acuerdo	61
4.42. Detalle Post-Procesado de las Tensiones Principales	61
4.43. Post-Procesado de las Tensiones Principales	62
4.44. Secciones de estudio	62
4.45. Tensiones medidas en los planos de sección	63
4.46. Transición cónica estudiada	64
4.47. Simetría en Transición cónica estudiada	65
4.48. Deformada con campo de desplazamientos (magnitud) implementado para caso elástico. Escala x100.	65
4.49. Tensiones de Von Mises para el caso elástico	66
4.50. Comportamiento bi-lineal según Eurocódigo 3	66
4.51. Deformada con campo de desplazamientos (magnitud) implementado para caso plástico. Escala x100.	67

4.52. Tensiones de Von Mises para el caso plástico	67
4.53. Modos de pandeo obtenidos en la Transición Cónica	68
4.54. Unión propuesta	69
4.55. Malla utilizada para el modelo de contacto entre bridas	70
4.56. Tensiones en la componente Z en el tornillo después de pre-tensado	71
4.57. Evolución de la deformada para las distintas fases	71
4.58. Deformada para el estado final de tracción	72
4.59. Tensiones para el estado final de tracción	72
4.60. Gráfica que relaciona la evolución de las tensiones en el tornillo con el aumento de la tracción en el perfil circular	73
5.1. Sección transversal tipo sobre pilas de vano central [4]	76
5.2. Vista general de puente de referencia [4]	76
5.3. Geometría del nudo propuesto para estudio	77
5.4. Modelo en SAP2000 del Arco de Santa Ana [4]	78
5.5. Detalle de extracción de tensiones en modelo SAP2000	78
5.6. Serie temporal de tensiones en el tirante de coronación para el paso de un tren AVE	79
5.7. Histograma generado por el conteo Rainflow con 20 escalones de carga	80
5.8. Malla del modelo para evaluación Hot-Spot	82
5.9. Condiciones de contorno para el caso de estudio	82
5.10. Campo de tensiones para el método Hot-Spot	83
5.11. Líneas para evaluación de tensión Hot-spot	83
5.12. Curva T según clasificación de DNV [1]	85
5.13. Detalle del radio de acuerdo entre superficies	86
5.14. Condiciones de antimetría	86
5.15. Detalle de la malla final refinada	87
5.16. (a) Malla mal adaptada al radio de acuerdo. (b) Malla bien adaptada al radio de acuerdo	88
5.17. Detalle de zona de máximas tensiones principales	88
5.18. Curvas FAT225 y FAT220	89
5.19. Posición y geometría de la grieta inicial	90
5.20. Deformada de las vistas Frontal (Escala x10000) y Lateral (Escala x1000) para el creci- miento de grieta	91
5.21. Evolución de la grieta en 50 años con orden de cargas ascendente	93
5.22. Evolución de la grieta en 100 años con orden de cargas ascendente	94
5.23. Evolución de la grieta en 50 años con orden de cargas descendente	95
5.24. Evolución de la grieta en 100 años con orden de cargas descendente	95
5.25. Resumen de resultados obtenidos	96
A.1. Tensión Hot-Spot en la línea 1	99
A.2. Tensión Hot-Spot en la línea 2	99
A.3. Tensión Hot-Spot en la línea 3	100
A.4. Tensión Hot-Spot en la línea 4	100
A.5. Tensión Hot-Spot en la línea 5	101
A.6. Tensión Hot-Spot en la línea 6	101
A.7. Tensión Hot-Spot en la línea 7	102
A.8. Tensión Hot-Spot en la línea 8	102
A.9. Tensión Hot-Spot en la línea 9	103

A.10. Tensión Hot-Spot en la línea 10	103
A.11. Tensión Hot-Spot en la línea 11	104
A.12. Tensión Hot-Spot en la línea 12	104

CAPÍTULO 1

Introducción, objetivos y metodología

1.1. Introducción

La verificación del Estado Límite de Fatiga en estructuras metálicas y mixtas con uniones soldadas requiere técnicas computacionales avanzadas para su evaluación, convirtiéndose en ocasiones en el estado límite más complejo de verificar. Las recientes recomendaciones del Instituto Internacional de la soldadura (IIW) [3] establecen los formatos de verificación que las normativas y estándares internacionales han adoptado. En general, dos son los métodos reconocidos: i) basados en curvas S-N y criterio de daño acumulado de Palmgreen-Miner, ii) basados en Mecánica de la Fractura y procesos de crecimiento de grietas y tolerancia al daño.

En el presente proyecto se plantea la evaluación del daño por fatiga en uniones metálicas. La atención se concentra en la evaluación según las tres técnicas reconocidas por el IIW:

- **Tensiones estructurales o “Hot-spot”:** Requiere el modelado mediante elementos finitos con diferentes niveles de detalle (2D, 3D, cordón de soldadura, etc). La tensión de comparación se obtiene por extrapolación en la fase de post-proceso. Se emplean curvas S-N tipificadas.
- **Tensiones en el “Notch” :** Requiere modelar los cordones de soldadura e incorporar una transición de radio de 1 mm en los vértices de la misma. La curva S-N que se emplea es única y depende del material. Requiere mallas muy finas en las zonas de transición.
- **Simulación de crecimiento de grieta:** Partiendo de grietas elípticas con geometría definida, se simula el proceso de crecimiento mediante la regla de Paris [5] que relaciona la velocidad de crecimiento con los factores de intensidad de tensiones. Se define la vida a fatiga como el número de años que se requieren para que la grieta crezca hasta un tamaño predefinido.

Para abordar los cálculos necesarios en estas etapas se empleará software libre basado en el paquete desarrollado por Electricidad de Francia, conocido como Salomé-Meca, complementado con ParaVis (Los Álamos, USA).

En este proyecto se exploran las posibilidades de este software libre para evaluar el Estado Límite de Fatiga. Se emplearan las posibilidades computacionales avanzadas que contiene el mismo (proceso paralelo, post-procesado en ParaVis, etc). Para el proceso de crecimiento de grietas se empleará la extensión del método de los elementos finitos conocida como X-FEM, la cual introduce funciones especiales singulares y activación por niveles (tipo level set) de las propiedades de las grietas, no requiriéndose un mallado directo de las mismas.

El interés de este proyecto radica en la evaluación de las posibilidades que ofrece el software libre para la evaluación de daño por fatiga en un puente ferroviario de alta velocidad, aspecto poco explorado en la literatura y que genera cada vez mayor interés en la comunidad científica.

1.2. Objetivos

Los objetivos que se persiguen en este proyecto se resumen en los siguientes puntos:

1. Verificación de la capacidad del entorno Salomé-Meca en la resolución de problemas con solución conocida en el marco de la Mecánica Estructural y de la Mecánica de la Fractura.
2. Evaluación del daño por fatiga en uniones metálicas para un puente de ferrocarril de alta velocidad. Se comprobará la potencia del software en el uso de las distintas metodologías propuestas por el IIW [3]:
 - 2.1 Tensiones Hot-Spot.
 - 2.2 Tensiones en el Notch.
 - 2.3 Simulación de crecimiento de grietas.
3. Discusión de ventajas e inconvenientes.

1.3. Metodología

La metodología a seguir será la siguiente:

1. Revisión del estado del arte en lo relativo a la metodologías existentes para la evaluación del Estado Límite de Fatiga y el uso de modelos de elementos finitos para esta tarea.
2. Puesta a punto en el uso y aplicaciones del entorno Salomé-Meca.
3. Implementación de análisis en el entorno multi-capa Ubuntu-Linux. Arquitectura específica de 64 bits.
4. Aprendizaje y uso de software como Latex, Autocad, Matlab, SAP2000, etc.
5. Generación de test de verificación en distintos contextos.
6. Desarrollo de test específicos en el contexto de fatiga.

CAPÍTULO 2

Revisión del estado del arte

2.1. Introducción al fenómeno de la fatiga

El fallo por fatiga consiste en la pérdida de resistencia en estructuras solicitadas por cargas cíclicas de larga duración, siendo la amplitud de carga menor al límite de rotura o, incluso, al límite elástico del material. Este fenómeno de fallo afecta a gran cantidad de estructuras, por ejemplo, máquinas rotativas, tornillos, alas de aviones, ruedas de ferrocarril, plataformas marítimas, barcos, vehículos, edificios, puentes, etc.

En sus últimas recomendaciones, el *International Institute of Welding* [3] estableció distintas metodologías para la evaluación del estado límite de fatiga que han sido adoptadas por las normativas y estándares internacionales. En general, dos son los enfoques reconocidos:

1. Basados en el uso de curvas S-N y criterio de daño acumulado de Palmgreen-Miner
2. Basados en la Mecánica de Fractura, procesos de propagación de grietas y tolerancia de daño

El análisis basado en las curvas S-N (también conocidas como curvas de Wöhler) consiste en comparar los ciclos de carga a los que se somete una estructura con el número de ciclos que resiste determinados a partir de dichas curvas. Puesto que estas curvas están definidas para amplitudes de carga constante, es necesario aplicar una regla de daño apropiada que considere cargas de amplitud variable [6]. El uso de las curvas S-N puede estar basado en diferentes metodologías dependiendo de cuál se considere más útil para el detalle estructural que se estudia [1]. Se diferencian tres metodologías en función del tipo de tensión utilizada para entrar en las curvas S-N:

- **Tensión nominal:** En este caso se excluye cualquier aumento de tensión debido al detalle estructural estudiado. Se usan curvas S-N tabuladas para uniones específicas.
- **Tensión Hot-Spot:** También conocida como tensión estructural, se ve influenciada por la geometría de la pieza estudiada pero no tiene en cuenta la geometría local de la soldadura. En este caso, se emplean curvas S-N tipificadas para piezas con características similares.
- **Tensión en el Notch:** Se basa en el cálculo de la tensión local en el pie o en la raíz de la soldadura, por tanto, en este caso si se tiene en cuenta su geometría. La curva S-N utilizada será única para cualquier geometría y solo depende del material del detalle estudiado.

Alternativamente, existen otros métodos aun por desarrollar como por ejemplo el que considera "*Deformación elasto-plástica en el Notch*" que tienen en cuenta el efecto del comportamiento plástico del material y la existencia de imperfecciones localizadas [6]. También se puede estudiar el efecto de una grieta situada en el área de influencia de la soldadura. Este procedimiento consiste en estudiar la propagación de la grieta de acuerdo con los principios de la Mecánica de la Fractura para estimar la vida útil a fatiga como método alternativa al uso de las curvas S-N. Partiendo de una grieta inicial, ficticia o real [6], se define la vida a fatiga como el número de años que se requieren para que la grieta crezca hasta un tamaño predefinido.

2.2. Acciones que producen fatiga

Las sollicitaciones que producen daño por fatiga son aquellas de carácter fluctuante que suponen ciclos de tracción-compresión en la estructura. La resistencia a fatiga se basa en el efecto acumulativo de todos los rangos de tensiones que soporta la estructura durante su vida útil [3]. Aunque los datos para el diseño a fatiga se obtienen de ensayos llevados a cabo bajo amplitudes de carga constante, las cargas y las acciones resultantes (tensiones) en estructuras reales normalmente son variables de forma aleatoria y dan multitud de amplitudes de carga.

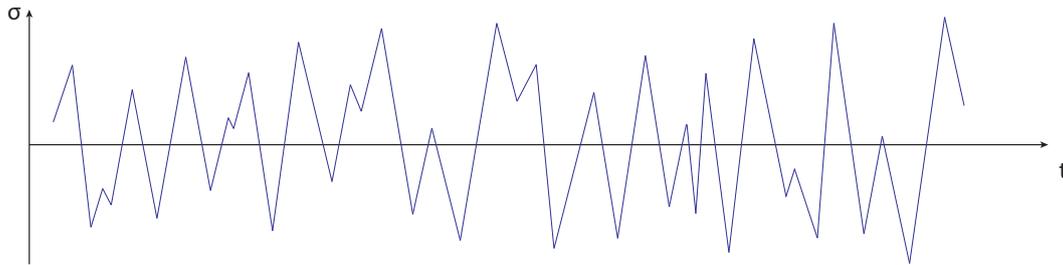


Figura 2.1: Ejemplo de historia de tensiones

Generalmente, la evaluación de la fatiga se basa en el rango de tensiones o el rango del factor de intensidad de tensiones. Por lo tanto, las cargas para evaluar el daño por fatiga necesitan ser expresadas en estos términos:

$$\Delta\sigma = \sigma_{max} - \sigma_{min} \quad (2.1)$$

De igual forma, el factor de intensidad de tensiones se expresa como:

$$\Delta K = K_{max} - K_{min} \quad (2.2)$$

La historia de tensiones (Figura 2.1 es una representación de las fluctuaciones de las acciones de fatiga previstas para el estado de servicio que va a experimentar la estructura. Su objetivo debe ser cubrir todos los eventos de carga y su correspondiente respuesta dinámica inducida de una manera conservadora.

La determinación de las cargas cíclicas que debe soportar la estructura durante toda su vida útil es una cuestión de vital importancia. Deben considerarse todos los tipos de cargas fluctuantes que afectan a la estructura a lo largo de su vida útil, teniendo en cuenta las fases de construcción, transporte, instalación y servicio. En cada fase, la fuente emisora de cargas va a ser diferente, por lo que hay que obtener un espectro de cargas que recoja, de forma conservadora, todas las acciones que afecten a la estructura estudiada. Las cargas deben estar afectadas por los factores de seguridad especificados en los códigos de aplicación según los valores de diseño para la carga de fatiga [3].

Las tensiones máximas y mínimas deben calcularse a partir de la superposición de todas las cargas que producen daño por fatiga, es decir, aquellas cargas variables de naturaleza cíclica [3], por ejemplo:

- Las fluctuaciones en las magnitudes de las cargas existentes
- El movimiento de las cargas a lo largo de la estructura
- Los cambios en la direcciones de las cargas
- Las vibraciones estructurales debido a cargas aleatorias y su respuesta dinámica
- Los cambios transitorios de temperatura

2.3. Métodos de conteo de ciclos

Se trata de un proceso que convierte una secuencia de tensiones de amplitud variable en una serie de ciclos de amplitud constante que son equivalentes en términos de daño a la secuencia original [3]. Existen varios métodos, se van a clasificar en función de si se tiene en cuenta la secuencia de aplicación de carga o no.

2.3.1. Métodos que no consideran la secuencia de aplicación

Este tipo de métodos tiene un inconveniente para el análisis de fatiga y es que, al no considerar la secuencia de aplicación, no se tienen en cuenta las relaciones no lineales entre tensión y deformación que se producen en régimen plástico y, por tanto, su aplicación no es realista respecto al comportamiento del material. Resumidamente, dentro de estos métodos encontramos:

1. Conteo de cruce de nivel

Consiste en anotar todos los cruces crecientes y máximos para los valores por encima del nivel de referencia y los cruces decrecientes y mínimos para los valores por debajo del nivel de referencia.

2. Conteo de picos y valles

En este caso, se anotan todos los máximos y mínimos relativos para posteriormente reconstruir los ciclos sin tener en cuenta el orden de los picos y los valles en la historia temporal.

3. Conteo de rango simple

Se trata de contar los rangos de tensiones, definiendo el rango como la distancia entre un pico y el siguiente valle, o viceversa. Cada rango siempre cuenta como medio ciclo.

2.3.2. Métodos que consideran la secuencia de aplicación: El Conteo Rainflow

El conteo Rainflow fue propuesto por M. Matsuiski y T.Endo [7] para contar los ciclos en series de deformaciones, no obstante, es aplicable a todo tipo de series. El conteo es llevado a cabo teniendo en cuenta el comportamiento no lineal del material en su curva de tensión-deformación, lo cual hace que sea uno de los métodos más utilizados en la actualidad. El origen del nombre *Rainflow* proviene de su descripción original, basada en el recorrido que hace una gota de agua en el tejado de una pagoda¹.

Al observar la Figura 2.2 se explica porque es necesario tener en cuenta el comportamiento no lineal del material. Cuando la deformación avanza desde el punto a al b sigue la línea descrita por la curva tensión-deformación. En el punto b , la carga se invierte y el material se descarga elásticamente hasta el punto c . Cuando la carga es aplicada de nuevo desde c hasta d , el material elásticamente se deforma hasta el punto b , donde recuerda su historia previa (desde a hasta b), y su deformación continua a lo largo de la línea a hasta d como si el tramo $b - c$ no hubiera ocurrido.

La señal medida, en general, es una tensión aleatoria $\sigma(t)$ que no necesariamente tiene que pasar por el eje de abscisas entre picos, haciendo difícil determinar cuántos ciclos absorbe la estructura. El análisis Rainflow consiste en rotar la serie de forma que el eje de abscisas apunte hacia abajo para ir lanzando "gotas" secuencialmente que parten de cada valor máximo o mínimo de la serie. Si la caída comienza desde un máximo:

1. La caída se parará si se encuentra un máximo opuesto mayor que el de partida.
2. También se parará si se encuentra con una línea ya recorrida por otra gota, previamente evaluada.
3. La caída puede caer a otro tejado y continuar siempre cumpliendo las condiciones establecidas previamente.

¹Edificio de varios niveles común en países asiáticos

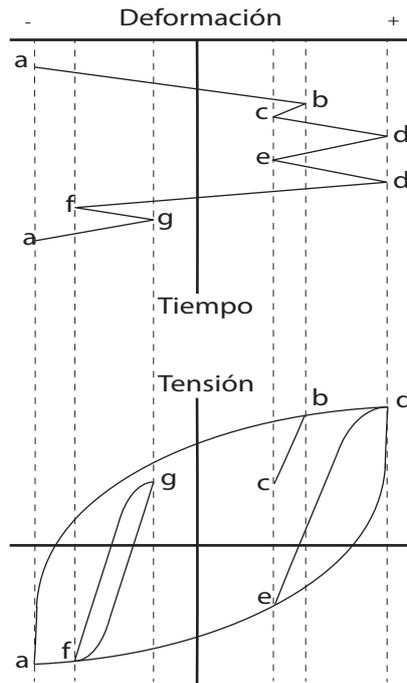


Figura 2.2: Ciclos de tensión-deformación

Si la caída comienza desde un mínimo:

1. La caída se parará si encuentra un mínimo de mayor valor que el valor de partida.
2. La caída se parará si cruza el recorrido de una gota procedente de otro valle.
3. La caída puede caer a otro tejado y continuar de acuerdo con las reglas establecidas.

La longitud horizontal de cada conteo define un rango equivalente a medio ciclo de una carga de amplitud constante. De forma más detallada, podemos atender a los fundamentos originales que se dieron en la definición del Conteo Rainflow [7]: En primer lugar, la tensión se transforma en una serie de picos y valles. Después, se rota el eje del tiempo para ponerlo de forma vertical apuntando hacia abajo. En ambos, picos y valles, se consideran fuentes de agua donde el agua fluye hacia abajo de acuerdo a las siguientes reglas:

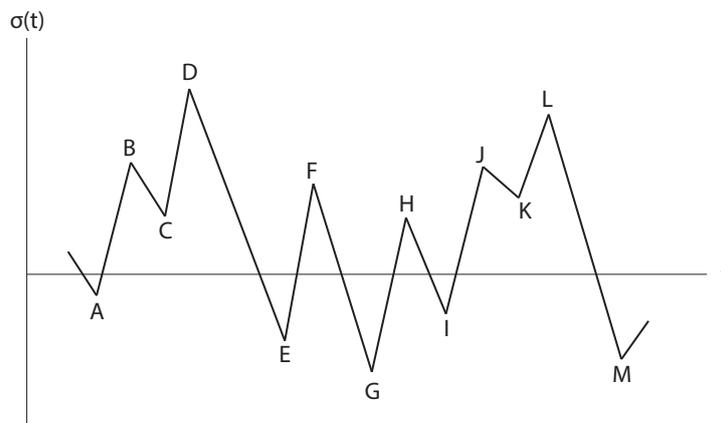


Figura 2.3: Serie de picos y valles [2]

1. Un camino rainflow a partir de un valle se continúa por los "techos de pagoda" hasta que encuentra un valle que es más negativo que el origen. En la Figura 2.4, el camino que se inicia en A terminará en E.
2. Un camino rainflow se termina cuando se encuentra con el flujo de un camino anterior. Por ejemplo, la ruta que comienza en C termina de esta forma.
3. Un nuevo camino no se inicia hasta que se detiene el camino en estudio.
4. En primer lugar, se realiza el proceso partiendo de los valles en todo el registro.
5. El proceso se repite a la inversa con los caminos rainflow que parten de los picos. Para un registro suficientemente largo, cada medio ciclo que parte de un valle coincidirá con un medio ciclo generado por un pico, formando un ciclo completo.

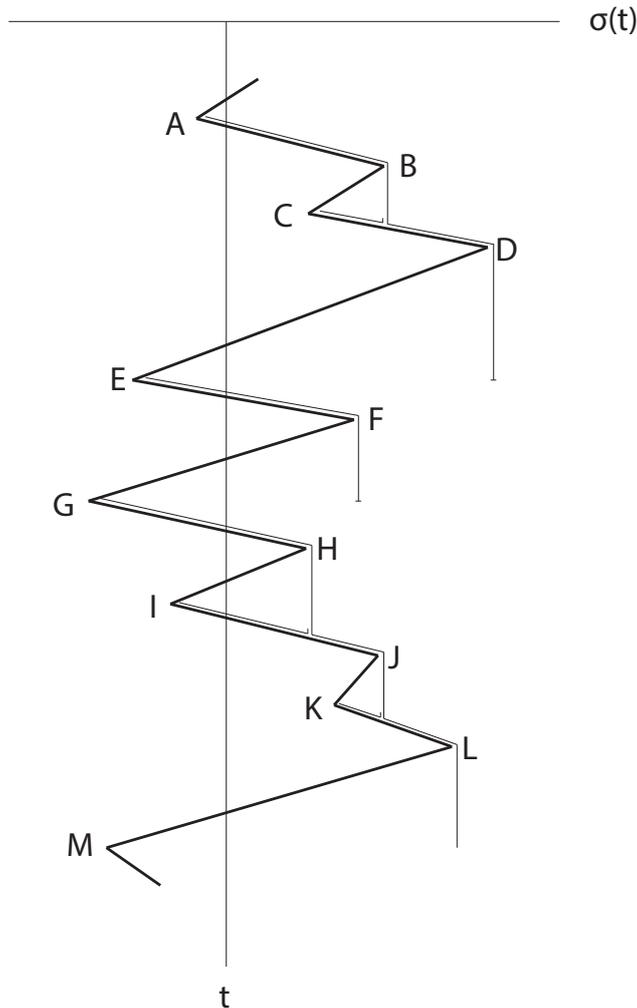


Figura 2.4: Serie de picos y valles orientada para el conteo Rainflow [2]

Puesto que con la definición del conteo mediante el algoritmo del tejado de pagoda no es lo suficiente descriptiva como para poder ser implementada cuantitativamente, se han desarrollado algunos principios de extracción. Destacan el algoritmo de tres puntos², el algoritmo de cuatro puntos y el algoritmo no recursivo de Rychlik.

²empleado por la ASTM

2.3.3. Histograma de rango de tensiones-ciclos

Con los datos de salida de los algoritmos de conteo se puede elaborar un espectro expresado en términos de número de ciclos frente a rango de tensiones. Por lo general, es más conveniente representar este espectro mediante una tabla discreta de ciclos de rango de tensiones constante. Como valor de referencia se pueden tomar 20 niveles diferentes para la discretización de los rangos de tensiones [3]. Esta tabla se puede representar mediante un histograma que nos da información gráfica acerca de en qué rangos de tensiones se acumulan el mayor número de ciclos.

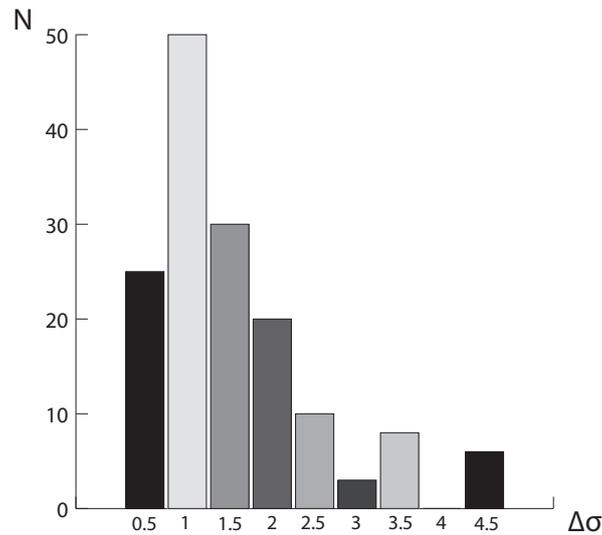


Figura 2.5: Histograma de número de ciclos frente a rango de tensiones

2.4. Resistencia a fatiga basada en las curvas S-N

Las curvas S-N relacionan el número de ciclos que resiste una pieza determinada en función de la carga de amplitud constante a la que se somete. Para elaborar estas curvas se realizan numerosos ensayos de resistencia a fatiga, determinando el número de ciclos que resiste cada muestra para cada carga de amplitud constante. El fallo por fatiga considerado para la elaboración de las curvas S-N corresponde a la rotura de la sección más agrietada por la acción de la carga cíclica [3]. En la Figura 2.6 se muestran las curvas S-N propuestas por el IIW, son de la forma:

$$N = \frac{C}{\Delta\sigma^m} \quad (2.3)$$

Dónde:

- N es el número de ciclos.
- C es una constante que dependerá del tipo de curva.
- $\Delta\sigma$ es el rango de tensión.
- m es la pendiente de la curva.

La pendiente m puede adoptar diferentes valores en función de los ciclos experimentados durante la vida de la estructura, diferenciando cargas de bajo y alto ciclo [1].

Todos los datos de resistencia a fatiga ofrecidos en las curvas S-N son valores característicos que representan la probabilidad de supervivencia de, al menos, el 95 % de los ensayos [1]. Para su correcto uso, el rango de tensión nominal debe estar dentro de los límites de las propiedades elásticas del material además de no exceder el valor de $1,5A \cdot f_y$ para tensiones normales nominales o $1,5A \cdot f_y / \sqrt{3}$ si

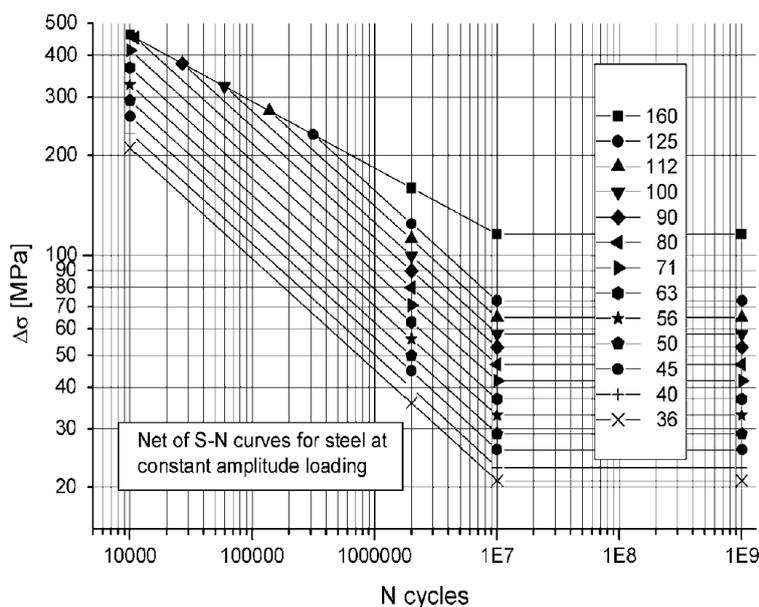


Figura 2.6: Curvas S-N para acero según IIW [3]

se trata de esfuerzos cortantes nominales [3]. Dentro de los límites impuestos por consideraciones de resistencia elástica, las curvas de fatiga de las uniones soldadas son independientes de la resistencia a la tracción del material [3]. Existe un límite superior para todas las curvas S-N que viene impuesto por el material base de la unión. En la Figura 2.6 este límite está representado por la curva FAT160 y sólo debe superarse si se verifica mediante ensayo [3].

En la evaluación de la fatiga de detalles estructurales clasificados y juntas soldadas tabuladas se usa en el rango de tensiones nominales. En la mayoría de los casos los detalles estructurales utilizados para determinar las curvas de resistencia son evaluados en la sección donde se considera potencial agrietamiento por fatiga, existiendo curvas S-N separadas para el examen de rangos de tensiones normales o de cizalla [6].

Se debe asegurar que la tensión utilizada para la evaluación de la resistencia fatiga es la misma que la utilizada en el experimento realizado para determinar la curva S-N [3]. Por ejemplo, para la evaluación de la resistencia a fatiga mediante la tensión hot-spot en un elemento particular donde no es posible el uso de la teoría clásica de estructuras para obtener la tensión en el pie de la soldadura o hot-spot, se debe emplear un análisis basado en elementos finitos o factores de concentración de esfuerzos adecuados.

El IIW establece una clasificación para las curvas S-N, identificando cada curva por la resistencia característica a la fatiga evaluada para 2 millones de ciclos. Con este valor se define la clase de fatiga FAT, por ejemplo, una curva que para 2 millones de ciclos tiene un valor de 80 MPa, se define como la curva FAT80. Esta clasificación ha sido adoptada por las normativas existentes, no obstante, existen otras clasificaciones diferentes como la propuesta por DNV [1].

Generalmente se asume que las curvas S-N tienen un límite de fatiga por debajo del cual no se producirá fracaso. Las curvas S-N, en este límite, se convierten en una línea horizontal cuando se representan en escala logarítmica. Este límite de fatiga, también denominado como *punto de inflexión*, variará en función de la clase de la curva. La pendiente de las curvas suele ser $m=3$ para la evaluación

de tensiones normales, salvo que se indique expresamente otra cosa, comenzando el punto de inflexión a partir de los $N = 10^7$ ciclos. En cambio, la pendiente de las curvas de fatiga para los detalles evaluados sobre la base de esfuerzos de corte es $m=5$, pero en este caso se asume que el punto de inflexión comienza a $N = 10^8$ ciclos.

Los nuevos datos experimentales indican que no existe un punto a partir del cual no se produzca fallo a fatiga y, por tanto, la curva S-N deben continuar descendiendo una pendiente mucho menor. Este tema está aún en fase de desarrollo y debe prestarse atención a las nuevas investigaciones. Mientras tanto, las curvas S-N basadas en tensiones nominales se presentan con la pendiente $m=22$ a partir de $N = 10^7$ [3], tal y como se muestra en la Figura 2.7.

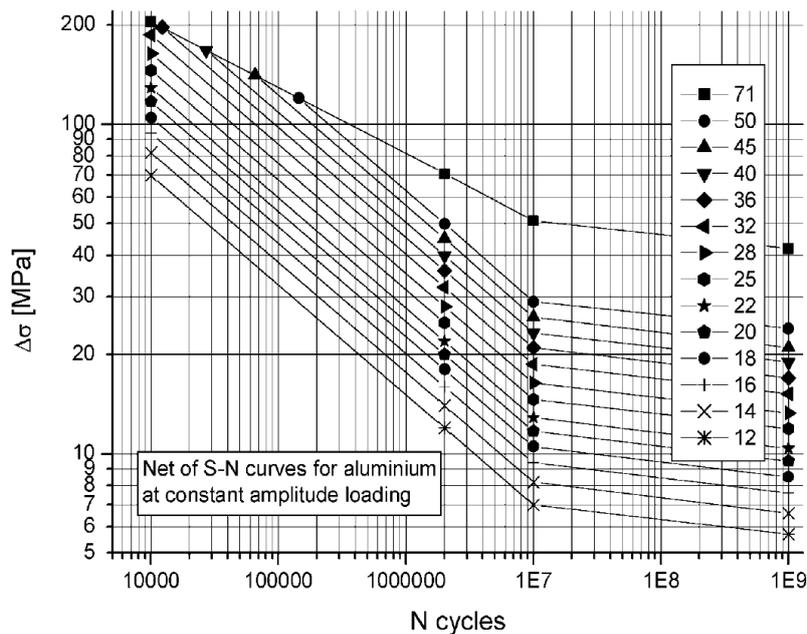


Figura 2.7: Curva S-N sin punto de inflexión [3]

Como ya se ha comentado, existen diferentes metodologías para evaluar la resistencia a fatiga mediante las curvas S-N, se describen a continuación las recogidas por el IIW.

2.4.1. Resistencia basada en la tensión nominal

Existen curvas S-N que caracterizan la resistencia a fatiga de un detalle estructural concreto en función de la tensión nominal a la que se somete. Por tanto, para el uso de estas curvas S-N basadas en detalles estructurales tabulados, se debe utilizar la tensión nominal excluyendo la tensión o concentración de tensiones producidas por las discontinuidades correspondientes a la componente estructural que ya han sido tenidas en cuenta en la elaboración de las curvas S-N.

La tensión nominal es la tensión calculada en la sección de estudio sin tener en cuenta los efectos locales de concentración de tensiones, como puede ser la existencia de una unión soldada, pero si incluye las variaciones de tensiones producidas por grandes cambios geométricos, como por ejemplo, los cambios bruscos de sección, desalineaciones, etc. Para el cálculo de ésta tensión debe suponerse comportamiento elástico lineal [3].

Los efectos de las características geométricas y de las cargas concentradas cercanas a la sección de estudio deben ser incluidos en la tensión nominal ya que ambos pueden causar una redistribución significativa de las tensiones, por ejemplo, pueden aparecer momentos de palanca similares a los

generados en las uniones con bridas. El efecto de la tensión secundaria causado por la desalineación axial o angular debe tenerse en cuenta si la desalineación excede el rango que se especifica en la curva S-N de fatiga para el detalle estructural estudiado. Esto se hace mediante la aplicación de un factor de concentración de tensiones adicional K_m .

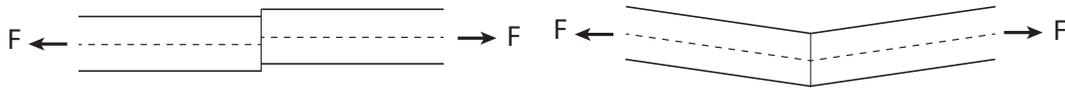


Figura 2.8: Ejemplos de desalineación axial (a) y angular (b)

Para uniones simples, la tensión nominal puede ser determinada utilizando las teorías elementales de la Mecánica Estructural basadas en el comportamiento elástico lineal. En otros casos, puede ser necesario aplicar el método de los elementos finitos, como por ejemplo:

- Estructuras de difícil solución analítica (hiper-estáticas).
- Estructuras con discontinuidades geométricas para las que no hay soluciones analíticas.

Si se usa el método de los elementos finitos, la malla debe ser simple y gruesa. Se debe tener cuidado para asegurar que todos los efectos de concentración de tensiones producidos por el detalle estructural de la unión se excluyan en el cálculo de la tensión nominal [3].

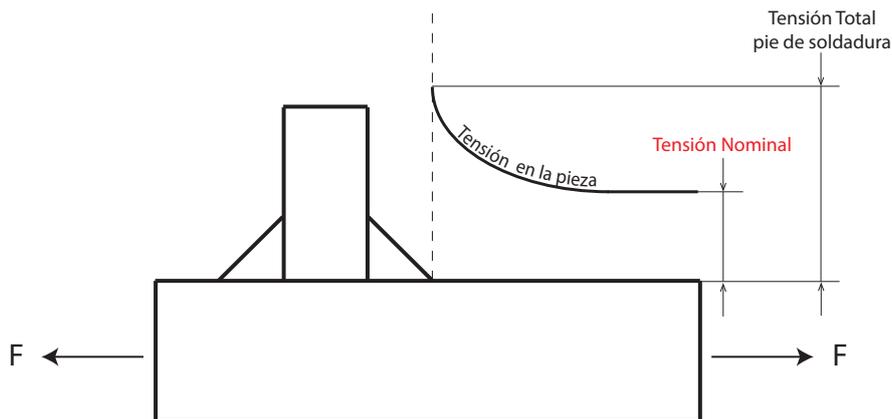


Figura 2.9: Definición de tensión nominal

2.4.2. Resistencia basada en la tensión Hot-Spot

La tensión estructural medida en el *Hot-Spot* (pie de soldadura), también llamada tensión geométrica, incluye el efecto de las tensiones nominales y de las tensiones provocadas por las discontinuidades estructurales, sin embargo, no incluye la influencia del cordón de soldadura. Por lo tanto, el pico de tensiones no lineal que se experimenta en el pie de la soldadura se excluye de la tensión estructural [3]. Este método se utiliza generalmente cuando la tensión nominal no está definida de forma clara debido a diseños geométricos complicados o cuando el detalle estructural no es comparable a un detalle clasificado [6].

La tensión Hot-Spot se determina mediante la extrapolación de tensiones medidas en la superficie de pieza de unión hasta el pie de la soldadura tal y como se muestra en la Figura 2.10. Por tanto, hablando estrictamente, este método se limita a la evaluación del daño por fatiga hasta el pie de la soldadura si bien el enfoque puede ser extendido a la evaluación de otras posibles localizaciones de iniciación de grietas de fatiga como la raíz de la soldadura, utilizando el mismo procedimiento de extrapolación en la cara de la pieza que contiene a la raíz y midiendo las tensiones a las distancias

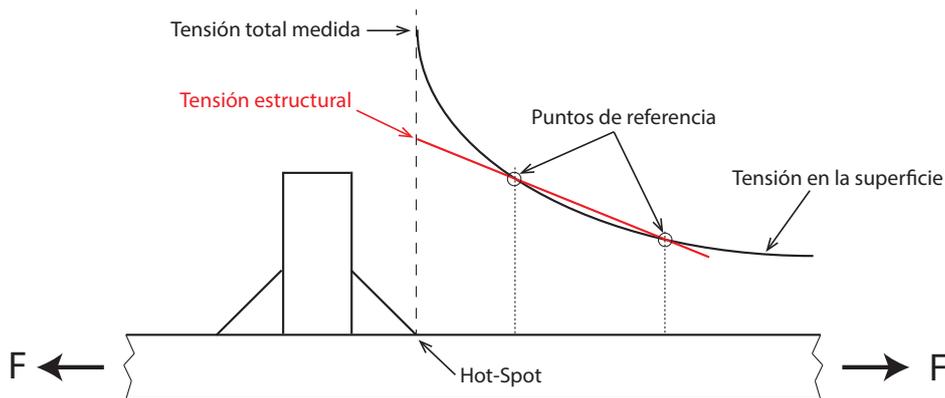


Figura 2.10: Definición de la Tensión Estructural o "Hot-Spot"

de referencia [8]. Las curvas S-N utilizadas para la verificación de fatiga mediante el método hot-spot están tipificadas para distintos grupos de uniones y solo serán válidas dependiendo de ciertos parámetros geométricos.

La tensión Hot-Spot puede determinarse mediante mediciones de la tensión en varios puntos, calculando las tensiones mediante el método de los elementos finitos o a través del ensayo de piezas existentes. No obstante, el tamaño de los componentes que se evalúan mediante esta técnica hace que sea difícil y costoso determinar su comportamiento a fatiga experimentalmente [9], por lo que el método más utilizado es el de los elementos finitos.

El pico de tensión no-lineal que aparece en la zona cercana al pie de soldadura se elimina por linealización de la tensión que se extrapola hasta el pie de la soldadura [3]. Este pico de tensiones se elimina debido a las dificultades en la representación del cordón de soldadura en los modelos de elementos finitos que no pueden medir directamente el pico de tensiones real en el pie de la soldadura [10]

Para el modelado mediante elementos finitos se pueden usar modelos *shell* o *3d* para determinar la tensión en el Hot-Spot. Debe tenerse en cuenta que, por una parte, la orientación y el tipo de elemento utilizado deben permitir grandes variaciones de tensiones y trabajar a flexión pero, por la otra, solo se debe evaluar una distribución de tensiones lineal en la dirección del espesor del elemento según la definición de tensión Hot-Spot [3]

1. Los modelos *shell* utilizan elementos sin espesor representando el plano medio de la estructura, recomendándose el uso de elementos cuadrados de segundo orden (8 nodos) [3] [1]. Estos modelos se usan en casos simplificados donde no se modela el cordón de soldadura salvo situaciones excepcionales en las que los resultados se pueden ver afectados por efectos locales del cordón. En estos casos, se modela el mismo incluyendo una lámina inclinada en el lugar del cordón de soldadura asignándole una rigidez adecuada para que se comporte como es debido.
2. Para casos más complejos se usan los modelos *3d*, recomendándose elementos prismáticos de 20 nodos. En estos modelos si se suele modelar el cordón de soldadura, aunque no es estrictamente necesario [11].

Las tensiones que han sido derivadas de modelos de elementos finitos son tensiones geométricas. Por tanto, los efectos causados por las imperfecciones de fabricación no están incluidas en los análisis de elementos finitos y deben ser tenidas en cuenta por separado, como por ejemplo, el desalineamiento entre dos piezas soldadas [3].

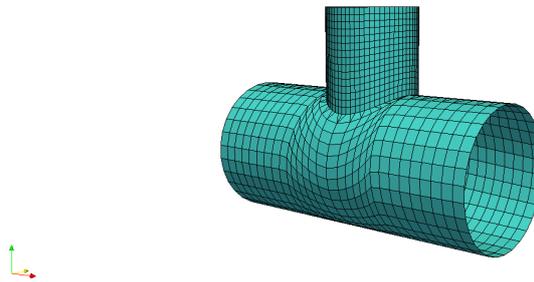


Figura 2.11: Modelo Shell para unión de perfiles en T

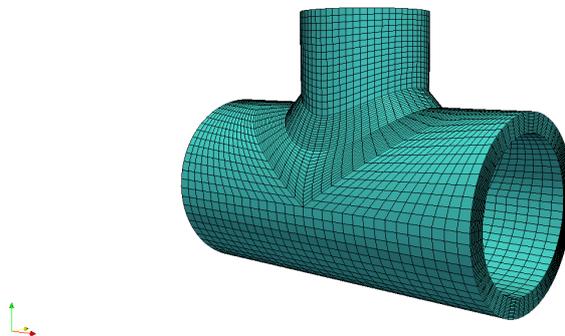


Figura 2.12: Modelo 3d para unión de perfiles en T

Las mayoría de las normas y recomendaciones existentes proporcionan un método para determinar la tensión estructural:

- DNV [1] recomienda el uso de elementos 3d de 20 nodos con un tamaño de $t/2 \times t/2$ o elementos shell de 8 nodos con un tamaño $t \times t$, donde t es el espesor del elemento donde se miden las tensiones. La extrapolación de las tensiones es lineal, tomando como puntos de referencia las tensiones geométricas a una distancia de $t/2$ y $3t/2$ desde el pie de la soldadura.
- Fricke y Petershagen [8] recomiendan el uso de elementos sólidos de 20 nodos que tienen una longitud igual al espesor de la chapa en la zona del Hot-Spot. También recomiendan al menos tres elementos de igual longitud en la zona donde la tensión aumenta debido a la existencia de la unión. Se calcula la tensión en el Hot-Spot a partir de una extrapolación cuadrática de la tensión normal a la soldadura medida en los tres elementos adyacentes a la soldadura.
- ABS [12] recomienda elementos sólidos de 20 nodos o elementos shell de 8 nodos con un tamaño $t \times t$. Al igual que DNV, propone una interpolación lineal de la tensión tomando como referencia los puntos $(t/2$ y $3t/2)$.
- El Instituto Internacional de la Soldadura (IIW) [3] propone varios métodos de extrapolación en función del tamaño de malla utilizado, haciendo uso de la extrapolación lineal y cuadrática. La principales novedades propuestas en este documento vienen en el área dedicada a la determinación de la tensión estructural permitiendo el uso del mallado grueso para el análisis de elementos finitos.

2.4.3. Resistencia basada en la tensión en el Notch

Este método consiste en medir la tensión en la base de la soldadura, asumiendo un comportamiento elástico-lineal del material. Para tener en cuenta la geometría variable del contorno de la soldadura así como el comportamiento no lineal del material en la base de la soldadura se sustituye la arista que surge entre la soldadura y la pieza soldada por una superficie de acuerdo tangente a las caras de la soldadura y la pieza. Este método se basa en la obra realizada por Radaj en 1990 [13], posteriormente modificado por Seeger y otros [14].

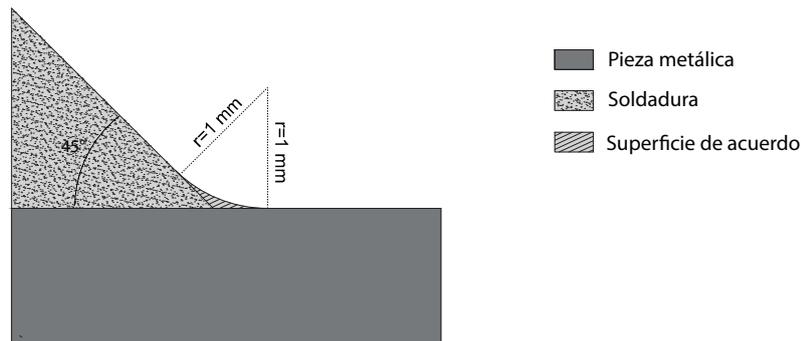


Figura 2.13: Superficie de acuerdo creada

Para aceros estructurales y aleaciones de aluminio se ha verificado que un radio de acuerdo $r = 1 \text{ mm}$ da resultados consistentes [3]. A menos que se especifique lo contrario, se sugiere que las soldaduras a tope sean modeladas formando un ángulo de acuerdo de 30° (Figura 2.14) mientras que para las soldaduras de elementos perpendiculares se recomienda un ángulo de 45° (Figura 2.13).

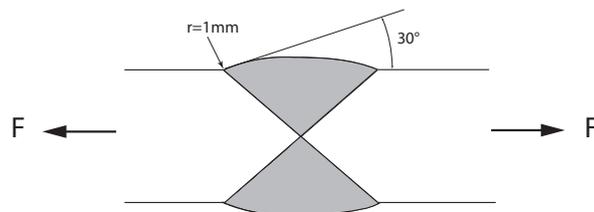


Figura 2.14: Soldadura a tope

El IIW propone una geometría idealizada para el análisis basado en la tensión medida en el Notch de las soldaduras a tope. El problema de esta geometría es que, para placas muy delgadas, el Factor de Concentración de Tensiones resultante es muy bajo. El IIW [3] en este tipo de uniones propone un $FCT_{notch} \geq 1,6$ para limitar este efecto. Sin embargo, algunos artículos de investigación proponen aumentar este límite hasta $FCT_{notch} \geq 2,0$ [15].

Este procedimiento ha recibido mucha atención en los últimos años debido al aumento de la potencia de cálculo experimentada con los nuevos ordenadores [15]. La principal ventaja que plantea es la flexibilidad que supone evaluar todo tipo de uniones soldadas con una única curva S-N que solo depende de las características del material. El *International Institute of Welding* [6] propone el uso de la curva FAT225 para la resistencia a fatiga de uniones soldadas de acero. El uso de esta curva se basa en los resultados obtenidos en numerosos ensayos experimentales de uniones en T y en Y [16] además del re-análisis de los resultados obtenidos por [17] y [6]. No obstante, Pedersen [15] llevó a cabo un

nuevo análisis para calibrar el uso de la tensión en el notch y probó que el uso de la curva FAT225 es ligeramente no conservador en algunos casos, por lo que propuso el uso de la curva FAT200.

A pesar de esta gran ventaja, existen una serie de desventajas en el uso de esta metodología :

- Este método se limita a la evaluación del fallo potencial en el pie y en la raíz de la soldadura. Para completar la evaluación de la resistencia a fatiga debe ser realizado un análisis mediante el método Hot-Spot y la curva de fatiga asociada al caso.
- No se tienen en cuenta modos de fallo como el crecimiento de grietas o la existencia de imperfecciones locales
- No es consistente cuando existe una componente de tensión importante en sentido paralelo a la soldadura
- Se limita al estudio de piezas de espesor $t \geq 5mm$ ya que actualmente no ha sido verificado para espesores pequeños.

La tensión en el notch se puede calcular mediante fórmulas paramétricas, uso de diagramas o mediante elementos finitos o de contorno. El método más utilizado actualmente se basa en modelos de elementos finitos que permiten incluir el acuerdo de 1 mm de radio con el fin de evitar las singularidades de las tensiones en las transiciones geométricas discontinuas [15]. Para que el análisis sea válido, el tamaño de elemento de malla tiene que ser muy pequeño por lo que se requieren maquinas potentes que puedan trabajar con mallas pesadas.

El procedimiento para evaluar la resistencia a fatiga mediante el uso de la tensión medida en el notch consiste en modelar la soldadura con un radio de acuerdo de 1 mm, mallar el modelo prestando especial atención a la zona de acuerdo, llevar a cabo el análisis elástico-lineal, evaluar las tensiones en la zona de acuerdo y entrar en la curva S-N del material con el rango de tensiones principales medido en el modelo.

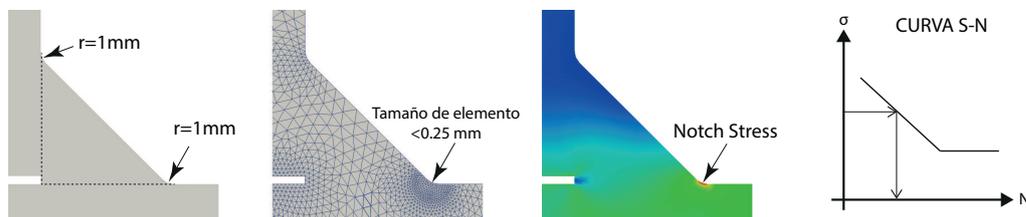


Figura 2.15: Esquema básico para análisis de fatiga basado en la tensión en el Notch

2.5. Regla de acumulación de daño: Palmgren-Miner

Como ya se ha explicado, las estructuras están sometidas a tensiones cuya amplitud va a ir cambiando a lo largo de su vida de servicio. Estos cambios hacen imposible el uso de las curvas S-N directamente al estar desarrolladas para amplitudes de carga constante. Palmgren (1924) propuso una regla de daño que más tarde fue desarrollada por Miner (1945). Se trata de una teoría lineal que actualmente se usa y se conoce como la regla de Palmgren-Miner o regla de daño lineal.

La estimación de la vida a fatiga se hace empleando la regla de Palmgren-Miner sobre un procedimiento de conteo de ciclos. El objetivo es estimar cuantos bloques de carga pueden ser aplicados antes de que el daño de fatiga aparezca. Para el uso de esta regla se debe tener en cuenta que:

1. El proceso de carga debe ser descrito como un espectro de amplitudes de ciclos de carga que perderá la información de la secuencia de aplicación de la carga.
2. Se debe utilizar una curva S-N compatible con las tensiones utilizadas.

En la Figura 2.5, se muestra un espectro de amplitudes de tensiones descrito como una secuencia de bloques de un número de ciclos determinado para cada rango de tensiones. Usando la curva S-N adecuada, para cada rango de tensiones se obtiene un número de ciclos N_i que provocará el fallo si no hay otras tensiones aplicadas. Por tanto, para el rango de tensiones $\Delta\sigma_1$, el cociente existente entre los ciclos aplicados n_1 y los ciclos que definen la resistencia a fatiga para el rango de tensiones $\Delta\sigma_1$ suponen una fracción del daño total que se puede nombrar como D_1 y se denomina fracción de daño.

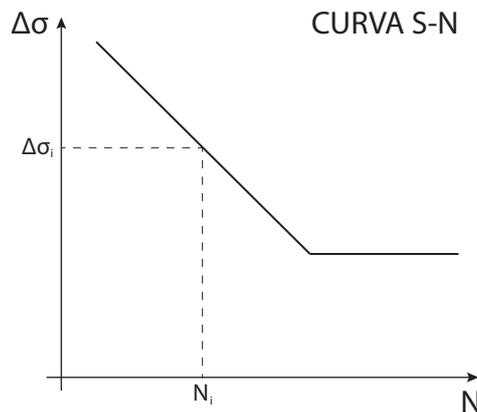


Figura 2.16: Determinación de N_i mediante curva S-N

Para cada amplitud de tensiones $\Delta\sigma_i$ se calcula una fracción de daño D_i . Por tanto, es claro que el fallo a fatiga ocurre si se cumple la siguiente regla:

$$D_1 + D_2 + D_3 + \dots + D_{i-1} + D_i \geq 1,0 \quad (2.4)$$

De acuerdo con esta regla, la fracción de daño de cualquier nivel de tensiones es linealmente proporcional al ratio del número de ciclos aplicados entre el número de ciclos totales que producen el daño para el nivel de tensiones seleccionado:

$$D_i = \frac{n_i}{N_i} \quad (2.5)$$

Esta regla tiene una serie de desventajas:

1. Se asume que todos los ciclos de una magnitud dada tienen el mismo efecto sobre el daño, sin importar si ocurren al principio o al final de la vida útil.
2. No se tiene en cuenta el efecto de la secuencia de cargas, el efecto provocado por $\Delta\sigma_{i-1}$ no afecta al daño de $\Delta\sigma_i$.
3. Se tratan a las tensiones como independientes ya que la regla que gobierna el daño causado por $\Delta\sigma_1$ es la misma que gobierna el daño causado por $\Delta\sigma_2$.

Pese a estas limitaciones, la regla de Palmgren-Miner es una de las más usadas para estimar la vida a fatiga en estructuras.

2.6. Mecánica de la fractura: Propagación de la grieta

Alternativamente a las curvas S-N, la Mecánica de la Fractura se puede utilizar para evaluar la resistencia a fatiga en uniones soldadas en las que se hayan detectado defectos o no [3]. Este método se basa en establecer una relación entre la velocidad de crecimiento de una grieta y su longitud para un mismo ciclo de carga y estado de concentración de tensiones.

Antes de tratar como se evalúa la resistencia a fatiga basada en este enfoque, se va estudiar la base teórica del comportamiento de las grietas en el acero y los distintos métodos para determinar el Factor de Intensidad de Tensiones (FIT).

2.6.1. Comportamiento de la Grieta

Teóricamente, existen tres fases en la vida de una grieta: iniciación, crecimiento y rotura.

Iniciación

La aparición de la grieta se puede producir en cualquier parte del material, pero se suelen generar en aquellas zonas en las que se producen concentración de tensiones en la superficie exterior y donde las fluctuaciones de tensiones son más elevadas .

Por tanto, la aplicación de tratamientos superficiales que produzcan estados de tensiones residuales de compresión en la superficie de las piezas (temple, granallado, laminado superficial, shot peening, ultrasonic peening, etc) incrementarán la vida a fatiga de la pieza [3] [1].

Crecimiento

Una vez creada, la grieta tiende a crecer a lo largo del plano de máxima cizalla y a través del límite entre granos. Se pueden diferenciar dos etapas:

1. Primera etapa: Crecimiento microscópico

Propagación de la grieta hasta un tamaño del nivel del grano del material. En esta etapa no es competente la teoría de la Mecánica de la Fractura, sino otras teorías metalúrgicas de base elastoplástica. El crecimiento en esta fase es del orden de unos pocos granos.

2. Segunda etapa: Crecimiento macroscópico

En esta etapa la velocidad de crecimiento de la grieta aumenta de manera vertiginosa y comienza a crecer en dirección perpendicular al esfuerzo aplicado. La ley más conocida para describir esta etapa es la propuesta por Paris [5]:

$$\frac{da}{dN} = C\Delta K^m \quad (2.6)$$

Donde ΔK representa el rango del factor de intensidad de tensiones, da/dN la tasa de crecimiento de longitud de la grieta por ciclo de carga N y C y m son constantes dependientes de las características del material.

En la Figura 2.17 se observa el ritmo de crecimiento de la grieta en función del Factor de Intensidad de Tensiones. A mayor fluctuación entre compresión y tracción mayor será el FIT y, por tanto, mayor será la velocidad de propagación de la grieta a lo largo del elemento. Se diferencian 3 regiones:

■ Región a

La velocidad de propagación de grieta es pequeña y está muy influida por la microestructura del material. La velocidad de crecimiento aumenta cuando se supera un rango de factor de intensidad de tensiones umbral ΔK_{th} por debajo del cual la grieta no crece.

■ Región b

En la región b la variación es esencialmente lineal y corresponde a la zona que puede ser ajustada de forma más correcta a la ley de Paris.

- Región c

En esta región los altos valores de ΔK^m provocan que la velocidad de crecimiento aumente rápidamente causando la fractura total del componente. Esta se produce cuando el valor máximo del factor de intensidad de tensiones alcanza un valor crítico que dependerá del material estudiado. Este valor crítico se suele conocer como tenacidad (K_c) y representa el máximo valor del factor de intensidad de tensiones que una grieta puede soportar bajo carga estática antes de propagarse inestablemente.

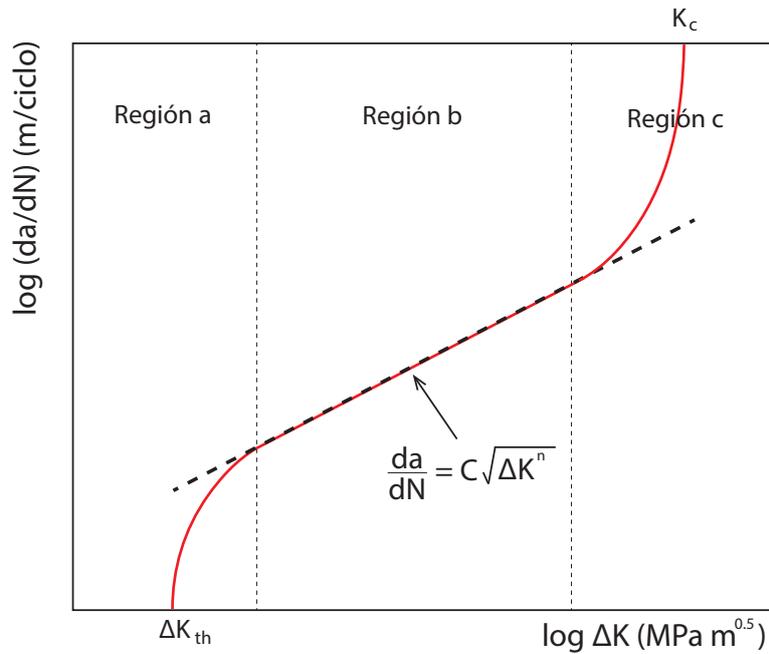


Figura 2.17: Curva de propagación de grieta para una carga por fatiga

Es importante señalar aquí que la ley de Paris no tiene en cuenta el umbral de crecimiento de la grieta ΔK_{th} , lo cual hace que se aleje bastante de la realidad. No obstante, esto no impide que se pueda usar a partir de una grieta predefinida para buscar el número de ciclos que provocan un crecimiento de grieta establecido.

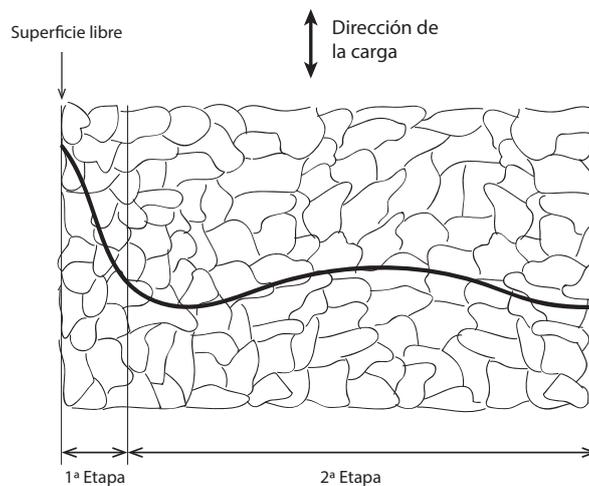


Figura 2.18: Fases de crecimiento de una grieta

Rotura

La rotura a consecuencia de la propagación de una grieta se produce cuando una microgrieta crece, a medida que se realizan ciclos de carga, hasta alcanzar un tamaño tal que la sección residual es incapaz de soportar la carga en el ciclo y finalmente el ligamento restante rompe de forma frágil o dúctil. Se distinguen dos zonas en la cara de rotura:

- Una zona con líneas paralelas asociadas a diferentes frentes de grieta
- Una zona rugosa asociada a la rotura final

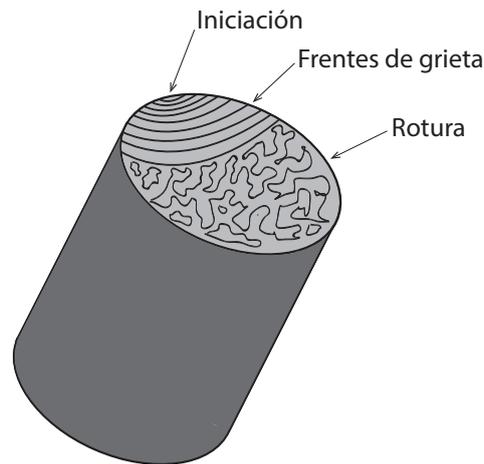


Figura 2.19: Esquema de rotura por fatiga

2.6.2. Métodos para la determinación del Factor de Intensidad de Tensiones (FIT)

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

Una visión global de las bases para la determinación del FIT se puede encontrar en la colección de trabajos editada por Sih [18], muchos de ellos de carácter analítico. Los métodos para la obtención del FIT pueden ser clasificados en tres categorías, de acuerdo con el grado de sofisticación que suponen y el tiempo necesario para su aplicación. A la hora de obtener una estimación de FIT para geometrías sencillas, la primera opción es recurrir a los manuales y compendios como el elaborado por Murakami [19].

En la siguiente categoría encontramos métodos relativamente simples, capaces de proporcionar una aproximación a los principios que gobiernan los problemas de fractura. Una descripción de estas técnicas se puede encontrar en el libro de Aliabadi y Rooke [20].

Los métodos de la última categoría son más elaborados y necesitan en mayor o menor grado de una solución numérica. El uso del MEF, por su versatilidad y simplicidad, rápidamente pasó a dominar la disciplina de los métodos numéricos en Mecánica de la Fractura, desde los años 70 hasta nuestros días, en los que se usa ampliamente la variante X-FEM[21], simplificando enormemente la

necesidad de mallado. Por su parte, el Método de los Elementos de Contorno pronto surgió como una potente alternativa para problemas de la elástica lineal debido a sus menores exigencias en cuanto a discretización.

2.6.3. Solución analítica de referencia: Campo singular en extremo de grieta 2D

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

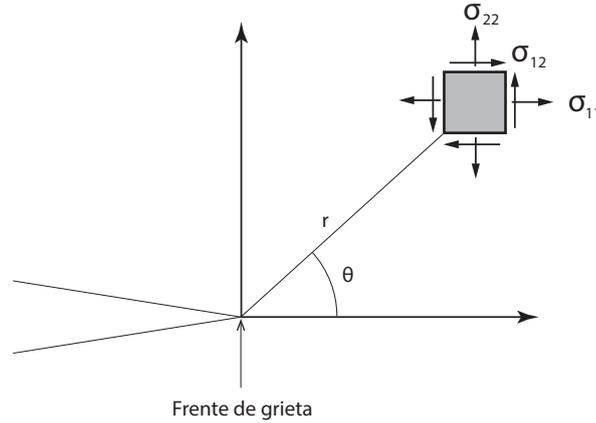


Figura 2.20: Notación utilizada

Las expresiones correspondientes al primer término (término singular) del desarrollo analítico de la solución en tensiones se pueden encontrar en cualquier texto básico sobre Mecánica de la Fractura [22]. De acuerdo con la nomenclatura de la Figura 2.20, las expresiones para el caso general 2D de un sólido con comportamiento elástico, lineal e isótropo son:

$$\sigma_{11} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) - \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \left(2 + \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \right) \quad (2.7)$$

$$\sigma_{22} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) + \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \quad (2.8)$$

$$\sigma_{12} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} + \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \quad (2.9)$$

Un estudio más detallado de estas ecuaciones así como sus campos de desplazamientos asociados puede encontrarse en [23]. Las ecuaciones (2.7) (2.8) (2.9) son básicas en la Mecánica de la Fractura Elástica Lineal. Cuando a finales de los años 60 el MEF comenzó a ser aplicado a problemas de la Mecánica de la Fractura Elástica Lineal, pronto surgió la necesidad de representar correctamente el estado tensional dado por las ecuaciones (2.7) (2.8) (2.9) debido a que la formulación tradicional MEF no está especialmente indicada para el modelado del comportamiento singular.

2.6.4. Modelos de elementos finitos con alto refinamiento de malla

La primera opción para intentar reproducir el comportamiento singular en Mecánica de la Fractura Elástica Lineal fue el uso de mallas extremadamente refinadas en el entorno de la grieta [24].

Pronto se observó que este método era poco eficiente ya que, para obtener valores del FIT con un error del 5% en un problema 2D, se necesitaba un elevado número de grados de libertad, lo cual hacía este método poco viable. Según algunas investigaciones posteriores [25], el problema se agudiza para problemas 3D, donde es difícil alcanzar precisiones menores al 10% con este método.

2.6.5. Introducción de elementos singulares en modelos MEF

Poco después surgieron numerosos trabajos relacionados con el desarrollo de elementos específicos que permiten modelar de forma adecuada el comportamiento singular en el entorno de grieta. Estos elementos se denominan genéricamente elementos singulares y su utilización evita los elevados refinamientos para modelar correctamente el comportamiento teórico. El planteamiento X-FEM incorpora estos elementos singulares de enriquecimiento en el extremo de grieta como se describe en el siguiente apartado.

2.6.6. Método X-FEM

El modelado de la propagación de una grieta por una malla de elementos finitos demuestra ser difícil debido a la alteración de la topología de la malla [26], es decir, es necesario mallar la grieta para cada crecimiento de grieta de forma manual, lo cual supone un gran consumo de tiempo. Además, la singularidad del frente de grieta tiene que ser representada exactamente en la malla[27], lo cual se hace difícil de formalizar manualmente cuando se propaga varias veces la grieta original.

Para solucionar estos problemas se propuso un nuevo método capaz de simular la naturaleza singular de modelos discretos dentro de una malla continua de elementos finitos. Esta alternativa se basa en el concepto de partición de la unidad clásica de aproximación de los elementos finitos para incluir el enriquecimiento en las singularidades que aparecen en los campos alrededor de una grieta[28]. Una visión general de los primeros desarrollos del método X-FEM ha sido dada por Abdelaziz [29] [30].

Origen

Los creadores del método X-FEM fueron Belytschko y Negro [28]. Introdujeron un método para desarrollar el crecimiento de grietas en elementos finitos de forma que se podía resolver re-mallando lo mínimo posible.

Un avance significativo para el método de los elementos finitos extendido vino dado por su acoplamiento con los métodos set-level (LSM), encargados de determinar la situación de la grieta mientras que el método X-FEM se encarga de calcular los campos de tensiones y desplazamientos en el entorno de la imperfección generada.

Los resultados de este nuevo método fueron tan alentadores que algunos autores aprovecharon de inmediato la posibilidad de aplicarlo para resolver muchos tipos de problemas en los que las discontinuidades y las fronteras móviles son modeladas.

La aproximación X-FEM

En el método X-FEM, el desplazamiento estándar del método de los elementos finitos es enriquecido con funciones adicionales aumentando los grados de libertad alrededor de la grieta y a lo largo de las caras de la misma.

$$u = \sum_{i \in I} u_i N_i + \sum_{j \in J} b_j N_j H(x) + \sum_{k \in K1} N_k \left(\sum_{l=1}^4 c_k^{l1} F_l^1(x) \right) + \sum_{k \in K2} N_k \left(\sum_{l=1}^4 c_k^{l2} F_l^2(x) \right) \quad (2.10)$$

dónde:

- N_i es la función de forma asociada al nodo i
- I es el conjunto de todos los nodos del dominio
- J es el conjunto de nodos cuya función de forma es cortada por una grieta
- K es el conjunto de nodos cuya función de forma contienen el frente de la grieta

- u_i son los grados de libertad clásicos para el nodo i
- b_j aplican el salto en el campo de desplazamientos a través de la grieta en el nodo j . Si la grieta está alineada con la malla, b_j representa la apertura de la grieta.
- $H(x)$ es la función de Heaviside.
- c_{kl} son los grados de libertad adicionales asociados con las funciones de enriquecimiento extremo de la fisura
- F_l función de enriquecimiento que corresponde a las cuatro funciones asintóticas en la expansión del desarrollo del campo de desplazamiento punta de la grieta en un sólido elástico lineal

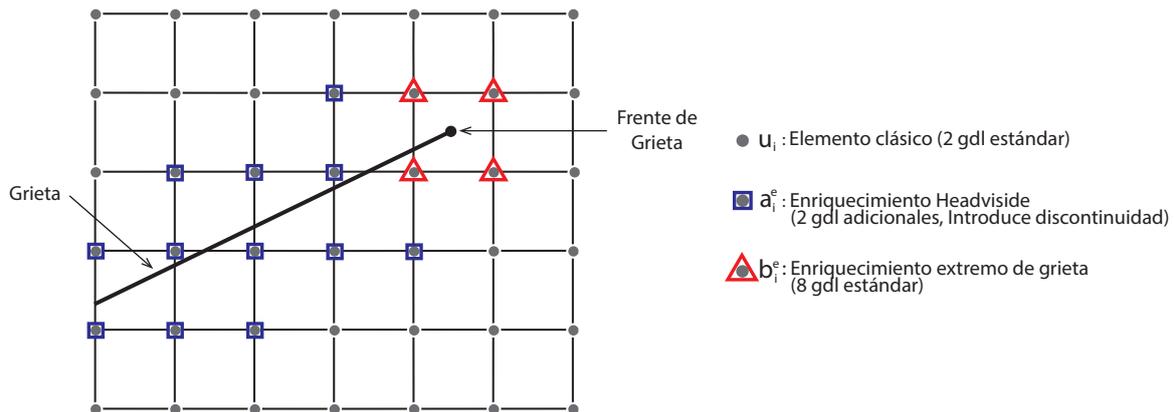


Figura 2.21: Estrategia de enriquecimiento X-FEM

Los nodos cuya función de forma contiene el frente de grieta son enriquecidos con unas funciones singulares que pueden modelar el comportamiento del campo de desplazamientos en el frente de la grieta [26]. Las funciones de enriquecimiento del frente de la grieta (Figura 2.23) para materiales elásticos isotrópicos $F_i(r, \theta)$ son obtenidas de campos asintóticos de desplazamiento.

Función Heaviside

Para grietas de mayor longitud o no rectas la representación mediante las funciones de extremo de grieta resulta imprecisa en los elementos lejanos. Moës [21] planteó para los nodos cuyas funciones de forma están totalmente cortadas por la grieta un enriquecimiento basado en una función Heaviside mientras que los extremos de las grietas serian enriquecidos según el procedimiento propuesto por Belytschko y Negro [28].

La función Heaviside es una función discontinua a través de la superficie de la grieta y de valor constante en ambos lados de los bordes: 1 a un lado y -1 al otro lado. Por tanto, en un problema bidimensional, un nodo estándar que tiene 2 grados de libertad pasa a tener 4 nodos de libertad cuando se ve afectado por la función Heaviside mientras que un nodo enriquecido con la función del extremo de grieta tiene 10 grados de libertad.

Método set-level

La descripción de las grietas en el contexto del método de los elementos finitos extendido es a menudo realizada por el método set-level. Este método fue desarrollado por Osher [31] para modelar el movimiento entre distintas fases. Una grieta es descrita por dos niveles o level-sets:

- Un vector normal, que indica la distancia a la cara de la grieta.
- un vector tangente, que indica la distancia al plano que pasa por el vértice de la grieta y es perpendicular al plano que contiene la grieta

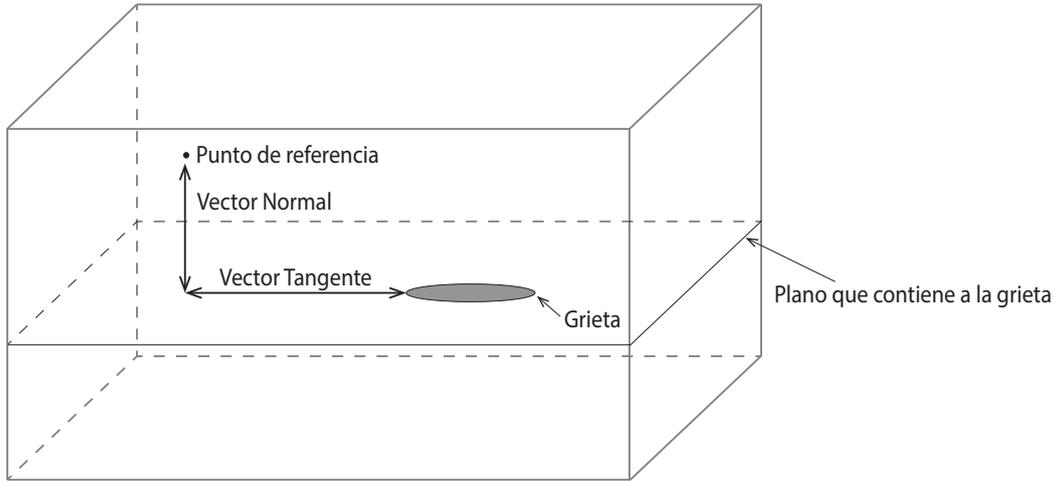


Figura 2.22: Representación gráfica del método set-level

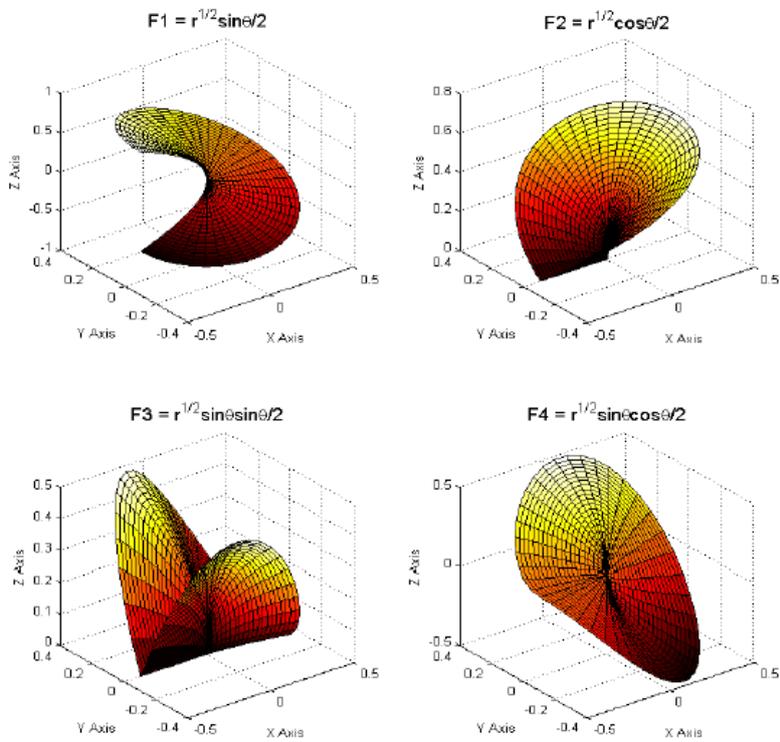


Figura 2.23: Funciones de enriquecimiento en el frente de la grieta

2.7. Resistencia a fatiga basada en la Mecánica de la Fractura

En caso de evaluar la fatiga de acuerdo a la Mecánica de la Fractura, la resistencia se expresa mediante la relación existente entre el incremento de factor de concentración de tensiones (ΔK) y el ratio entre el tamaño de grieta y el número de ciclos da/dN . En el estudio de casos reales, se suelen distinguir dos periodos en función del desarrollo de la grieta:

■ Periodo de iniciación

Transcurre desde la creación de la grieta hasta el fin del crecimiento microscópico. El mecanismo de fatiga durante esta etapa es en esencia un fenómeno de superficie donde la rugosidad juega un papel fundamental. Como ya se indicó anteriormente, el número de ciclos de este periodo no se puede determinar a través de las hipótesis de la Mecánica de la Fractura.

■ Periodo de propagación

Transcurre desde el crecimiento macroscópico hasta la rotura. El mecanismo de fatiga durante esta etapa es un fenómeno interno donde la resistencia del material es el factor a tener en cuenta. El número de ciclos de propagación se obtendrá a través de la integración de la ley de Paris.

Aunque está más que demostrada la existencia de una fase de iniciación de grietas en las piezas sometidas a fatiga, se puede argumentar que un modelo basado en la Mecánica de la Fractura es lo suficientemente bueno a efectos prácticos para estimar la resistencia a fatiga [32]. Se pueden utilizar dos enfoques con diferentes objetivos:

1. Predicción del número de ciclos para el fracaso.
2. Predicción de comportamiento de grietas existentes.

El primer enfoque evidentemente se utiliza desde el punto de vista de la durabilidad a fatiga; se debe fijar un límite de crecimiento de grieta para toda la vida a fatiga que quede del lado de la seguridad. Siempre que sea posible, los resultados obtenidos se deben corroborar con las curvas S-N [3]. El segundo enfoque es muy útil para optimizar las operaciones de inspección y mantenimiento durante el servicio de una estructura determinada permitiendo predecir el comportamiento de una grieta existente durante su funcionamiento. Esto implica que el modelo generado debe asemejarse a las historias de crecimiento de grietas antes de que la unión falle [33].

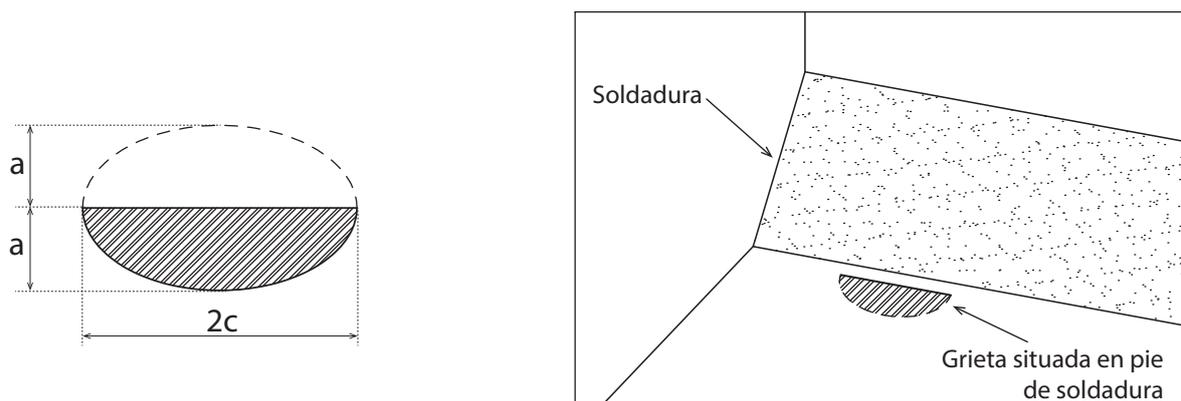


Figura 2.24: Grieta semi-elíptica situada en pie de soldadura

2.7.1. Criterio de fallo

En la BS7910 [33] se propone un criterio de daño basado en la interacción entre el comportamiento frágil y dúctil del acero, así como en la influencia de los diferentes tipos de carga (externas-primarias y secundarias-por ejemplo, cargas residuales). El uso de este criterio de fallo permite el cálculo del tamaño máximo de la grieta de fracaso a_c en función de las propiedades del material (K_{mat} , límite elástico f_{yd} y límite último f_u). De acuerdo con este criterio de fallo, la rotura se produce cuando, dadas las propiedades de carga y de material, el tamaño de la grieta corresponde a un punto que se encuentra fuera del área definida por:

$$K_r = \left(1 - 0,14L_r^2\right) \left(0,3 + 0,7e^{-0,65L_r^6}\right), L_r \leq L_{r,max} \quad (2.11)$$

$$K_r = 0, L_r > L_{r,max} \quad (2.12)$$

Los parámetros de las ecuaciones 2.11 y 2.12 están definidos en [33] en función de las características del material. Este procedimiento tiene el inconveniente de que, para cada estado de carga, proporciona un valor distinto de longitud crítica de grieta, por lo que no es útil para la evaluación del daño producido por cargas de naturaleza aleatoria.

Por otra parte, algunos investigadores coinciden en que el fallo por fatiga se produce cuando la longitud de la grieta se hace igual al espesor de la pieza estudiada (Kirkemo [34], Zhao y otros [35]), mientras que otros establecen este límite para la mitad del espesor (Cremona [36])

2.7.2. Metodología

La evaluación del daño por fatiga basado en el uso de la Mecánica de la Fractura esta recogido por la BS 7910 [33]. Esta norma se basa en la expresión más simple de la ley de Paris, calculando el número de ciclos mediante integración de la misma:

$$\frac{da}{dN} = C (\Delta K)^m = C (\Delta S \sqrt{\pi a} F(a))^m, \Delta K > \Delta K_0 \quad (2.13)$$

$$N = \frac{1}{C} \int_{a_0}^{a_c} \frac{da}{(\Delta S \sqrt{\pi a} F(a))^m} \quad (2.14)$$

Donde C y m son parámetros del material en unas condiciones determinadas, ΔK es el incremento del FIT en el frente de grieta, a_0 es la profundidad inicial de la grieta y a_c es la profundidad de la grieta crítica. $F(a)$ es una función que dependerá en función de la geometría de la unión y de la grieta.

En [33] se recomiendan valores para las constantes C y m así como el valor umbral para el rango del Factor de Intensidad de Tensiones a partir del cual se produce propagación, ΔK_0 . Se proponen dos alternativas para la relación entre la tasa de crecimiento da/dN y el FIT en escala logarítmica.

La primera alternativa se basa en una única relación lineal mientras que en la segunda alternativa se propone una relación bi-lineal. El objetivo de la relación bi-lineal radica en la disminución gradual en la tasa de crecimiento para valores bajos del FIT.

En la relación lineal, la BS7910 [33] recomienda un valor de $C = 5,21 \times 10^{-13}$ y una pendiente $m = 3$. Por otra parte, para el uso de la relación bi-lineal establece un cambio de pendiente al alcanzar $363 N/mm^{3/2}$, estableciendo para la primera recta $C_1 = 4,37 \times 10^{-26}$ y $m_2 = 8,16$ mientras que para la segunda $C_2 = 6,77 \times 10^{-13}$ y $m_1 = 2,88$. En ambos casos, se establece un límite inferior de $63 N/mm^{3/2}$ por debajo del cual no se considera que produzca un crecimiento de grieta.

En las investigaciones existentes se propone el uso de grietas semi-elípticas como las de la Figura 2.24 como grieta inicial [37]. Según los avances realizados en [32], se concluye que estableciendo una

relación lineal, este método de evaluación de fatiga es consistente para la predicción de vida a fatiga usando como grietas con una profundidad inicial de 0.015 mm. No obstante, el IIW [3] propone una profundidad de grieta inicial de al menos 0.15 mm y una relación de aspecto $a : 2c = 0,1$ a falta de más información. En [37] se propone un tamaño de grieta inicial de 0.11 mm, del mismo orden de magnitud que el propuesto por el IIW y otros autores.

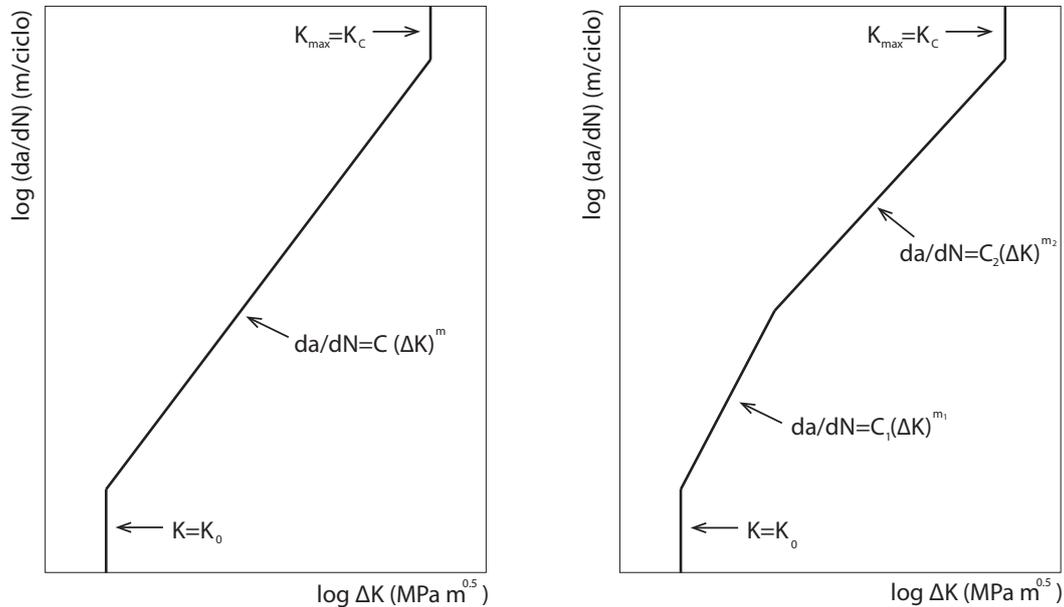


Figura 2.25: Ejemplos de relación lineal (a) y bi-lineal(b)

La relación bi-lineal entre da/dN y el FIT para una escala logarítmica también ofrece una buena aproximación el crecimiento de grietas. Sin embargo, la estimaciones de crecimiento son demasiado altas para cargas de baja tensión [32].

2.8. Estado de la normativa

Son muchos los países que disponen de una normativa que regula, en mayor o menor medida, el cálculo de la vida a fatiga de determinadas estructuras. En Europa, los Eurocódigos están sustituyendo paulatinamente las normas particulares de cálculo de estructuras de cada país. El Eurocódigo 3 sobre diseño de estructuras de acero y el Eurocódigo 9 sobre diseño de estructuras de aluminio dedican un capítulo al fenómeno de la fatiga. En España, además de los Eurocódigos, son de aplicación las Instrucciones de Hormigón y Acero Estructural (EHE y EAE) y el Código Técnico de la Edificación (CTE).

2.8.1. Código Técnico de la Edificación (CTE)

El Documento Básico de Seguridad Estructural dice así: "La comprobación a fatiga de otros elementos sometidos a acciones variables repetidas procedentes de maquinarias, oleaje, cargas de tráfico y vibraciones producidas por el viento, se hará de acuerdo con los valores y modelos que se establecen de cada acción en el documento respectivo que la regula" y, en consonancia con el mismo, en el documento concerniente al acero (CTE-DB-SE-A) establece que "debe comprobarse la seguridad frente a fatiga de los elementos que soportan maquinarias de elevación o cargas móviles o que están sometidos a vibraciones producidas por sobrecargas de carácter dinámico" y que "las estructuras en las que las acciones variables puedan incluir vibraciones deberán concebirse de modo que se evite los

posibles fenómenos de resonancia que podrían provocar roturas por fatiga o afectar negativamente la resistencia última”.

En el anejo C de este Documento Básico se incluye el método de las curvas S-N para la comprobación a fatiga, “basado en ensayos sobre probetas a gran escala que incluyen los efectos geométricos y de imperfecciones estructurales debidas a la fabricación y montaje de la estructura”. El método es aplicable a todos los tipos de acero estructural, acero inoxidable y aceros con resistencia mejorada a la corrosión a menos que se indique lo contrario en la clasificación correspondiente. Se establece como criterio de comprobación la regla de Palmgren-Miner.

2.8.2. Norma Española de Acero Estructural (EAE)

Esta norma es de aplicación a todos los cálculos de estructuras de acero en el territorio español. Define el daño por fatiga en un elemento estructural como “la iniciación y/o propagación de fisuras provocadas por la variación repetida de tensiones.”

Al igual que el CTE, utiliza el método de las curvas S-N basado en ensayos en las mismas condiciones. Indica que “El uso de detalles constructivos que permitan el flujo de tensiones sin originar fuertes gradientes, así como una ejecución cuidadosa, reducen la probabilidad de iniciación y propagación de fisuras por fatiga”. Para cada detalle constructivo susceptible de experimentar daño por fatiga, se comprobará que el daño acumulado por el detalle como resultado de los ciclos de carga que deba soportar es igual o inferior a la unidad, tal y como establece la regla de Palmgren-Miner.

2.8.3. Eurocódigos

Para estructuras de acero, la norma EN-1993-1-9 proporciona métodos de cálculo de resistencia a fatiga de miembros, uniones y juntas. Esta define la fatiga como “el proceso de iniciación y propagación de grietas a través de un miembro estructural debido a la acción de una carga variable”. No abarca métodos basados en las deformaciones o en la Mecánica de Fractura sino que se basa en la relación entre tensión y número de ciclos estableciendo un procedimiento de cálculo para cargas aleatorias igual al propuesto en la EAE.

CAPÍTULO 3

Introducción al entorno Salomé-Meca

3.1. Code_Aster

Code_Aster, acrónimo de “Analysis of Structures and Thermomechanics for Studies and Research”, es un software gratuito y de código abierto para el Análisis de Elementos finitos y simulación numérica en mecánica estructural desarrollado por EDF (Électricité de France, Francia).

Basado en la teoría de los elementos finitos, esta herramienta cubre una amplia gama de aplicaciones: análisis térmicos 3D, análisis mecánicos en la estática y dinámica con comportamiento lineal y no lineal, etc. Más allá de las funcionalidades estándar de un software de elementos finitos para la mecánica de sólidos, Code_Aster desarrolla investigaciones específicas en diversos campos donde destaca el daño por fatiga, la mecánica de la fractura, el contacto entre sólidos o el uso de medios porosos.

Actualmente, es ampliamente utilizado por EDF para el cálculo y el mantenimiento de las centrales nucleares y redes eléctricas. Su desarrollo comenzó en 1989, pero no fue hasta el año 2001 cuando EDF tomó la decisión poco habitual, para un software de este tamaño y posibilidades, de liberarlo bajo los términos de la Licencia Pública General de GNU. Contiene 1,5 millones de líneas de código fuente, la mayor parte en lenguaje Fortran y Python, y se está desarrollando constantemente actualizando y mejorándose con nuevos modelos. Desarrollado en su concepción para el cálculo necesario en la industria nuclear, la gran mayoría del software ha sido validado por comparaciones independientes con resultados analíticos o experimentales. El software se proporciona con cerca de 2000 pruebas de verificación, así como unas 14000 páginas con manuales de usuario, problemas de ejemplo y manuales de compilación. La gran mayoría de la documentación está en francés, aunque también hay disponible una versión traducida al inglés de forma automática.

Code_Aster es un software muy complejo con una interfaz de usuario poco intuitiva, lo cual hace que la primera toma de contacto sea difícil. En sí, Code_Aster no proporciona ninguna herramienta para el pre o post-procesamiento, se deja esta tarea a otros software específicos para estas funciones, como por ejemplo Salomé, que también se encuentra bajo licencia GNU GPL.

3.2. Salomé

Salomé es un software de código abierto que proporciona una plataforma genérica para el pre y post-procesamiento de simulaciones numéricas. Se basa en una arquitectura abierta y flexible que ofrece al usuario la capacidad de configurar los módulos instalados. Es posible integrar el paquete de Code_Aster en *Salomé*, de hecho, existe una variante denominada *Salomé-Meca*, que ya lo trae incorporado por defecto.

Salomé se basa en un modelo de componentes construidos sobre el estándar CORBA¹ como una arquitectura que aglutina componentes independientes. Se pueden distinguir dos niveles diferentes dentro de su arquitectura:

- **Nivel base:** Incorpora funcionalidades centrales del KERNEL², la interfaz gráfica de usuario y la gestión de los estudios. Estos servicios son manejados por el KERNEL y GUI³.
- **Nivel de módulos:** Aquí se encuentran los distintos componentes construidos sobre los servicios proporcionados por el nivel base. Realizan funciones específicas que se necesitan para alcanzar el objetivo general de *Salomé*. Entre los módulos principales destacan GEOM, MESH y ParaVis.

3.2.1. Módulo GEOM

Este módulo proporciona funcionalidades versátiles para la creación, visualización y modificación de la geometría de los modelos. Se trata de una herramienta para el diseño asistido por ordenador bastante potente que incluso permite importar y exportar modelos en formatos *.IGES, *.STP y *.BREP. Esto es muy interesante ya que permite la comunicación del módulo GEOM con programas comerciales específicos para el diseño, más adecuados para trabajar con geometrías complejas donde GEOM empieza a tener problemas.

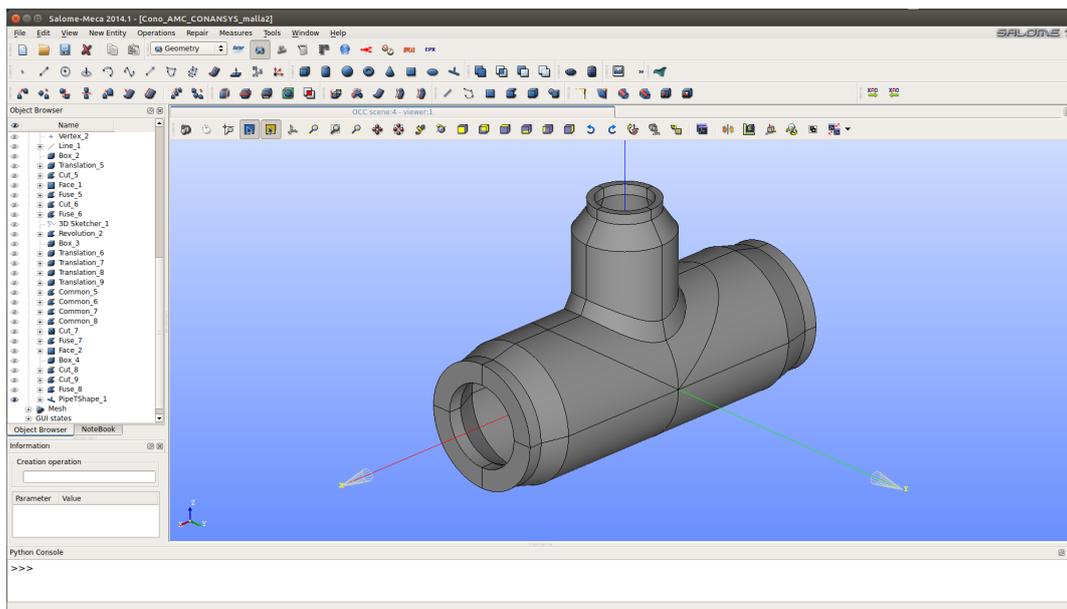


Figura 3.1: Ejemplo de uso del módulo GEOM

3.2.2. Módulo MESH

El objetivo de este módulo es la creación de mallas sobre la base de los modelos geométricos creados o importados al módulo GEOM. Éste módulo cuenta con un conjunto de algoritmos de mado para generar las mallas de los modelos. Además, permite importar y exportar mallas desde malladores externos, siendo compatible con los principales formatos existentes. Este aspecto es muy

¹Common Object Request Broker Architecture (CORBA) es un estándar definido por Object Management Group (OMG) que permite que diversos componentes de software escritos en múltiples lenguajes de programación y que corren en diferentes computadoras puedan trabajar juntos; es decir, facilita el desarrollo conjunto de aplicaciones distribuidas en entornos heterogéneos.

²Es el principal responsable de facilitar a los distintos programas acceso seguro al hardware del ordenador

³Se trata de un programa informático que actúa de interfaz de usuario, utilizando un conjunto de imágenes y objetos gráficos para representar la información y acciones disponibles en la interfaz.

importante, ya que los algoritmos de mallado estándar del módulo MESH no son muy potentes para el mallado con elementos hexaédricos, de gran importancia como se irá viendo a lo largo de este proyecto.

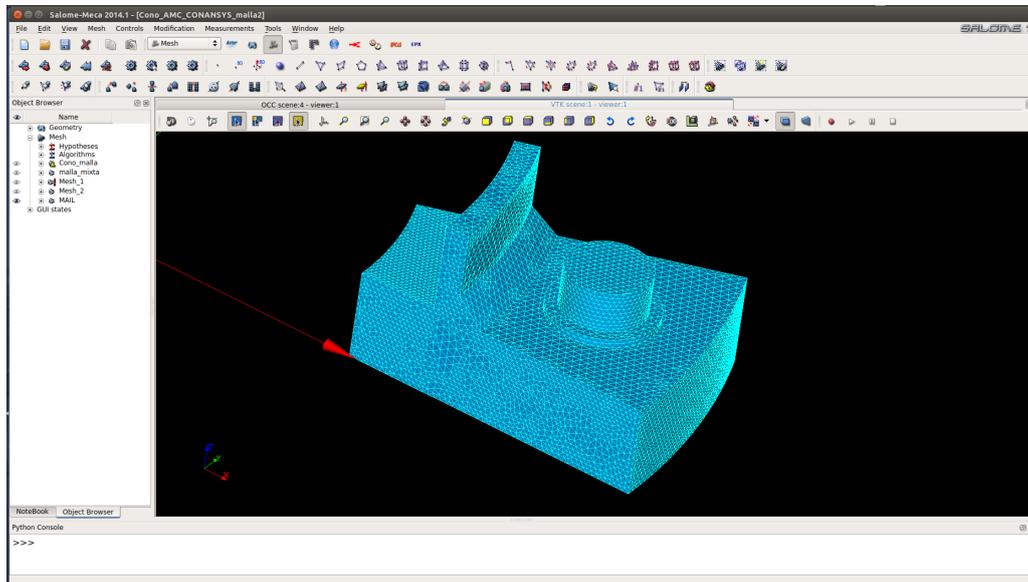


Figura 3.2: Ejemplo de uso de módulo MESH

3.2.3. ParaVis

Desarrollado en Los Álamos (USA), el propósito de este módulo es proporcionar herramientas de visualización para analizar los resultados emitidos desde un programa de simulación numérica. El módulo ParaVis contiene funcionalidades estándar para mostrar la información a través de una amplia gama de opciones que nos permiten visualizar los campos calculados (Desplazamientos, tensiones, deformaciones...) así como evaluar los resultados a lo largo del tiempo (carga variable) en un determinado punto o línea.

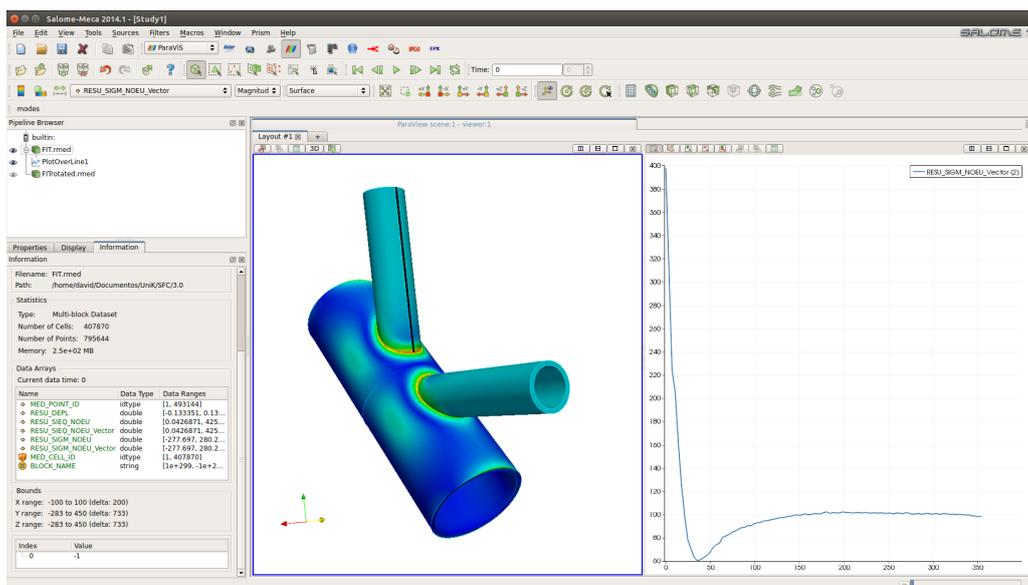


Figura 3.3: Ejemplo de uso de módulo ParaVis

3.3. Análisis de elementos finitos usando Salomé-Meca

3.3.1. Introducción

Un análisis de elementos finitos se realiza generalmente para prever el comportamiento mecánico de una estructura, o parte de ella, en la etapa de diseño. Para ello, se realiza un modelo idealizado a partir de los planos de la estructura, entendiendo por idealizado que cada parte del modelo debe estar representada por componentes o elementos que sean comprensibles por el software de elementos finitos. Posteriormente, se le aplican las cargas y condiciones de contorno al modelo y se realiza la simulación numérica propiamente dicha. En último lugar, se post-procesan los resultados obtenidos y se comprueba si se cumple con los requisitos establecidos por las distintas normas que regulen la estructura estudiada.

3.3.2. Pre-proceso: Geometría y Malla iniciales

La geometría del problema se prepara a partir de los croquis o planos existentes. Puede ser importada a partir de un programa de diseño o directamente producida en el módulo GEOM de Salomé. Inevitablemente, la geometría tiene que ser modificada para poder generar una malla válida, pero siempre se debe respetar el funcionamiento real de la estructura.

Definida la geometría, pasamos al módulo MESH para generar la malla a partir de la geometría definida, pudiendo elegir el tipo de elemento para el mallado en función de la geometría así como el tamaño máximo de dichos elementos. La malla no es más que una subdivisión en sólidos elementales de la geometría de partida. En la Figura 3.4 se muestran los elementos con los que cuenta el módulo MESH para el proceso de mallado, diferenciándose entre elementos lineales y elementos cuadráticos o de orden superior, que son aquellos que incluyen un nodo adicional entre los nodos que forman los vértices del elemento.

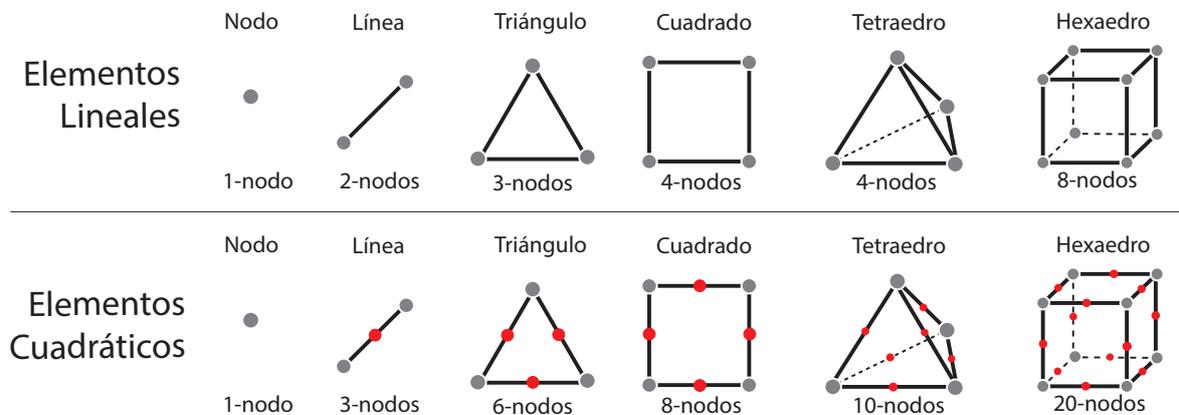


Figura 3.4: Clasificación de los elementos utilizados para el mallado

3.3.3. Archivo de Órdenes

La malla solo constituye una entidad topológica⁴, por tanto, es necesario indicarle a Code_Aster qué hacer con ella con el fin de resolver el modelo y mostrar los resultados. Esto se hace con un archivo de comandos, el llamado archivo *.comm*, que es esencialmente una cadena de operaciones escritas en lenguaje Code_Aster⁵. Como mínimo, este archivo debe contar con los siguientes bloques:

⁴Nodos, elementos y grupos

⁵Este lenguaje es un paquete específico del lenguaje de programación Python

- Lectura y modificación de la malla
- Asignación del modelo de elementos finitos a la malla
- Definición de las propiedades de los materiales del modelo
- Asignación de los materiales al modelo
- Asignación de propiedades geométricas para algunos elementos (espesor, sección, etc)
- Establecimiento de las condiciones de contorno y cargas
- Elección del tipo de análisis
- Calculo de los resultados deseados: fuerzas, tensiones, deformaciones, etc.
- Escritura de los resultados en los archivos de salida.

El módulo de Code_Aster proporciona el editor Efficas para facilitar la elaboración del archivo de órdenes.

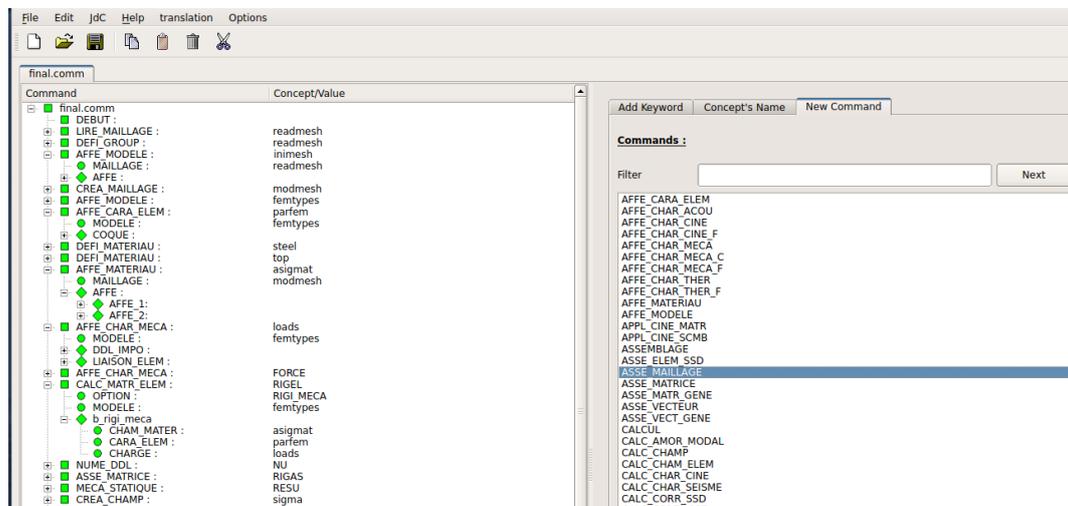


Figura 3.5: Ejemplo de uso del editor Efficas

3.3.4. Simulación numérica

Con el archivo de órdenes y la malla se puede ejecutar la simulación numérica del modelo. Este proceso se puede hacer de varias formas, aquí se describen las tres más comunes:

- Mediante la interfaz gráfica de Salomé-Meca, fácil y simple, pero limitada en opciones.
- En la interfaz ASTK que proporciona el módulo de Code_Aster, más compleja pero más potente, permite configurar el número de archivos de salida así como la memoria RAM y el tiempo máximo cálculo.
- En la línea de comandos con el comando "as_run", útil cuando se trabaja en máquinas con conexión remota.

3.3.5. Post-proceso: Visualización de los resultados

Una vez que el cálculo se realiza, se generan una serie de archivos de salida que pueden ser desde archivos de texto hasta mallas con distintos campos de resultados implementados. Con el módulo ParaVis se pueden visualizar todos los resultados implementados en la malla de inicio de forma gráfica para comprender mejor la solución obtenida. Este módulo es bastante potente, en el desarrollo de este proyecto se irá comprobando cómo es capaz de extraer soluciones a lo largo de líneas concretas, evaluar campos de tensiones que evolucionan con el tiempo o realizar planos de sección.

CAPÍTULO 4

Calibración

4.1. Introducción

En este capítulo se van a resolver diferentes casos de estudio para comprobar la capacidad de Code_Aster frente a problemas relacionados con la evaluación del daño por fatiga. A parte, se van a resolver otros casos menos relacionados con la fatiga, dando una visión más general de la potencia de este software.

4.2. Viga en voladizo

Como primer ejemplo, se va a calcular la flecha máxima alcanzada por una viga en voladizo utilizando las distintas posibilidades que ofrece Code_Aster para, al final, poder hacer una comparativa de los resultados obtenidos. Se va a estudiar el caso de una viga de longitud $L = 5000mm$ y sección cuadrada de $200 \times 200mm$ empotrada en un extremo y libre en el otro. Se aplica una carga en su extremo libre de $1N$ y se obtiene la solución utilizando como material un acero de comportamiento elástico lineal ($E = 200000N/mm^2$, $\nu = 0,3$).

4.2.1. Solución analítica

Es conocido que la flecha de una viga en voladizo como la que se muestra en la Figura 4.1 con una carga puntual en su extremo es igual a:

$$F = \frac{-PL^3}{3EI} \quad (4.1)$$

dónde:

- $I = 1/12 \cdot 200 \cdot 200^3 = 133333333,3mm^4$
- $E = 200000N/mm^2$
- $L = 5000mm$

Por tanto, para una carga de $1N$ ($P=1N$), la flecha será:

$$F = \frac{-PL^3}{3EI} = \frac{-1 \cdot 5000^3}{3 \cdot 200000 \cdot 133333333,3333} = 0,0015625mm \quad (4.2)$$

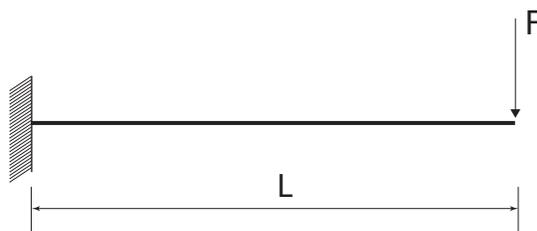


Figura 4.1: Viga en voladizo estudiada

4.2.2. Solución en Salomé-Meca con modelo 3d de elementos lineales

En el módulo GEOM se reproduce la geometría de la viga de estudio. A continuación, en el módulo MESH, se utilizan hexaedros lineales de 25 mm de lado para el mallado.

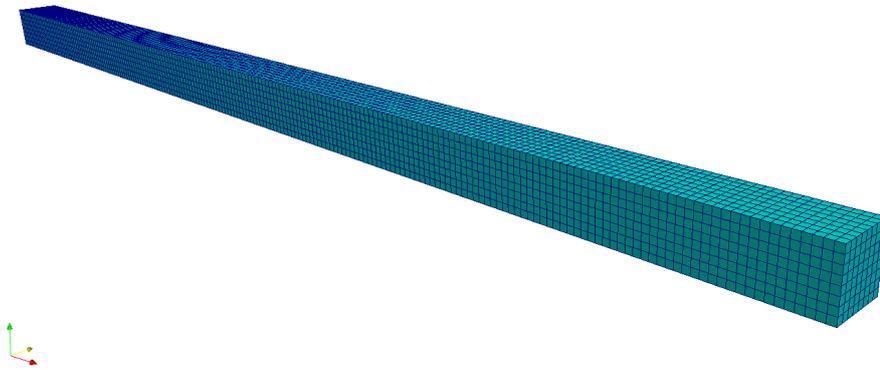


Figura 4.2: Malla 3d para modelo de viga en voladizo

La malla obtenida tiene un total de 16281 nodos y 12800 hexaedros. Esta información es ofrecida por el módulo MESH de Salomé tal y como se muestra en la Figura 4.3.

Mesh Information			
Base Info	Element Info	Additional Info	Qualit
Name:	Mesh_1		
Object:	Mesh		
Nodes:	16281		
Elements:	Total	Linear	Quadratic
	20192	20192	0
0D:	0		
Balls:	0		
1D (edges):	864	864	0
2D (faces):	6528	6528	0
Triangles:	0	0	0
Quadrangles:	6528	6528	0
Polygons:	0		
3D (volumes):	12800	12800	0
Tetrahedrons:	0	0	0
Hexahedrons:	12800	12800	0
Pyramids:	0	0	0
Prisms:	0	0	0
Hexagonal Prisms:	0		
Polyhedrons:	0		

Figura 4.3: Propiedades de la malla del modelo 3d para la viga en voladizo

En el archivo de órdenes *.comm* le asignamos una condición de empotramiento ($D_x=D_y=D_z=0$) en una de las caras y en la otra le aplicamos una carga puntual perpendicular a la directriz en el nodo central de la cara. Obtenemos los resultados mostrados en la Figura 4.4

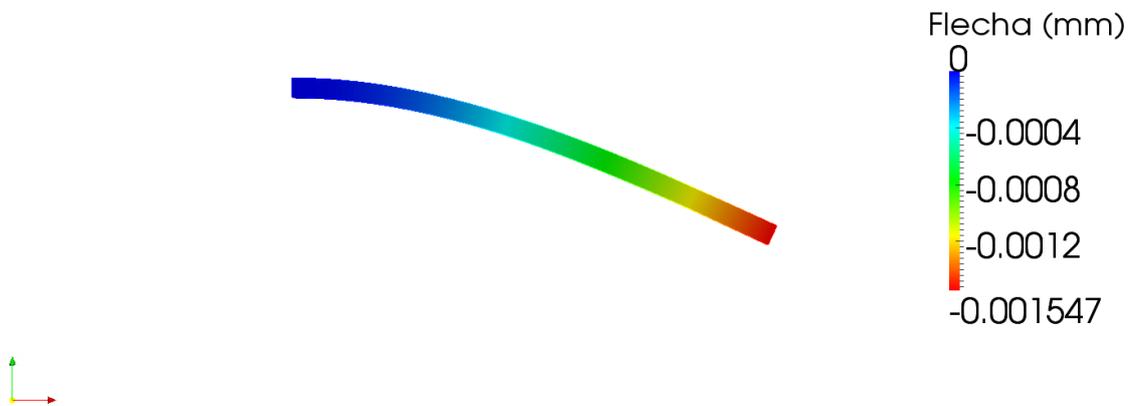


Figura 4.4: Deformada con campo de deformaciones verticales implementado. Escala x100000

4.2.3. Solución en Salomé-Meca con modelo 3d de elementos cuadráticos

En este caso se trabaja con la misma geometría que en el anterior, el único cambio es la transformación de los elementos lineales en cuadráticos para comprobar el efecto que este tipo de elementos tiene sobre el resultado. La apariencia de la malla es idéntica a la de la Figura 4.2 pero en sus propiedades se observa que los elementos ahora son cuadráticos.

Mesh Information				
	Base Info	Element Info	Additional Info	Qualit
Name:	Mesh_1			
Object:	Mesh			
Nodes:	61425			
Elements:	<i>Total</i>	<i>Linear</i>	<i>Quadratic</i>	
	20192	0	20192	
0D:	0			
Balls:	0			
1D (edges):	864	0	864	
2D (faces):	6528	0	6528	
Triangles:	0	0	0	
Quadrangles:	6528	0	6528	
Polygons:	0			
3D (volumes):	12800	0	12800	
Tetrahedrons:	0	0	0	
Hexahedrons:	12800	0	12800	
Pyramids:	0	0	0	
Prisms:	0	0	0	
Hexagonal Prisms:	0			
Polyhedrons:	0			

Figura 4.5: Propiedades de la malla 3d con elementos cuadráticos para viga en voladizo

Se resuelve el modelo con el mismo archivo *.comm* que en el caso anterior ya que es igualmente útil para mallas lineales y cuadráticas. En la Figura 4.6 se muestran los resultados obtenidos:

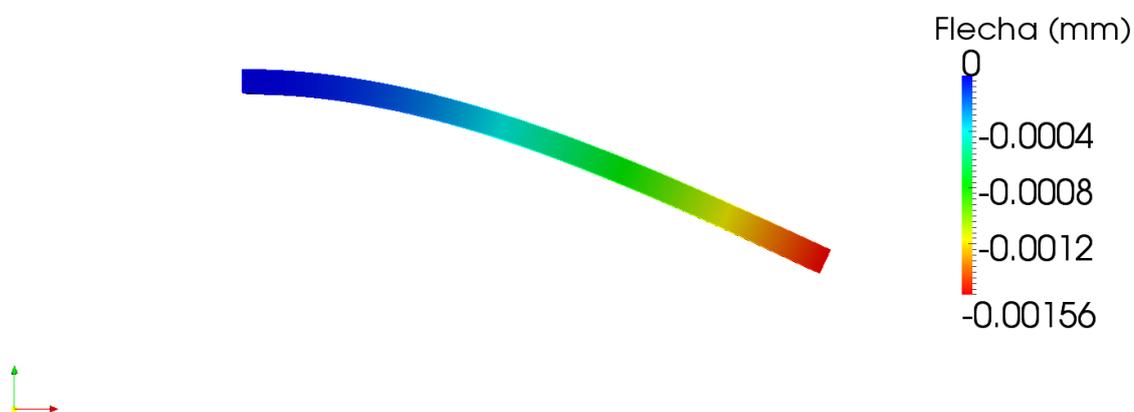


Figura 4.6: Deformada con campo de deformaciones verticales implementado. Escala x100000

4.2.4. Solución en Salomé-Meca con modelo lineal

Code_Aster permite incluir en el archivo *.comm* las características geométricas de una sección de forma que basta con definir una malla en la que solo esté la directriz de la viga para resolver el problema que se está abordando. Esta metodología tiene una ventaja clara y es que, al trabajar con una malla mucho más ligera, se acelera la velocidad de cálculo. No obstante, también tiene el problema de no poder extraer toda la información que ofrece un análisis 3d o, al menos, no de forma tan inmediata.

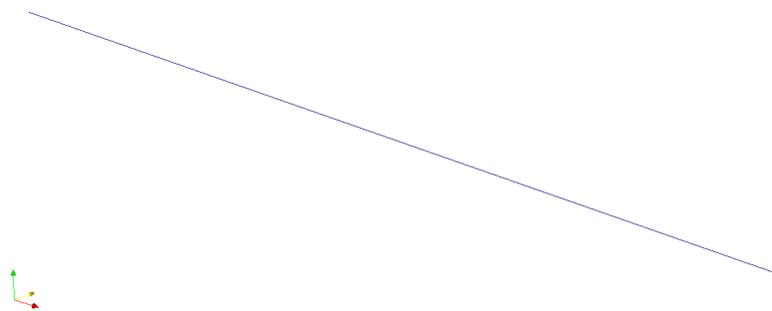


Figura 4.7: Malla para modelo lineal de viga en voladizo

Definida la malla, la cual se divide en 10 segmentos, se resuelve el modelo obteniendo los resultados mostrados en la Figura 4.8

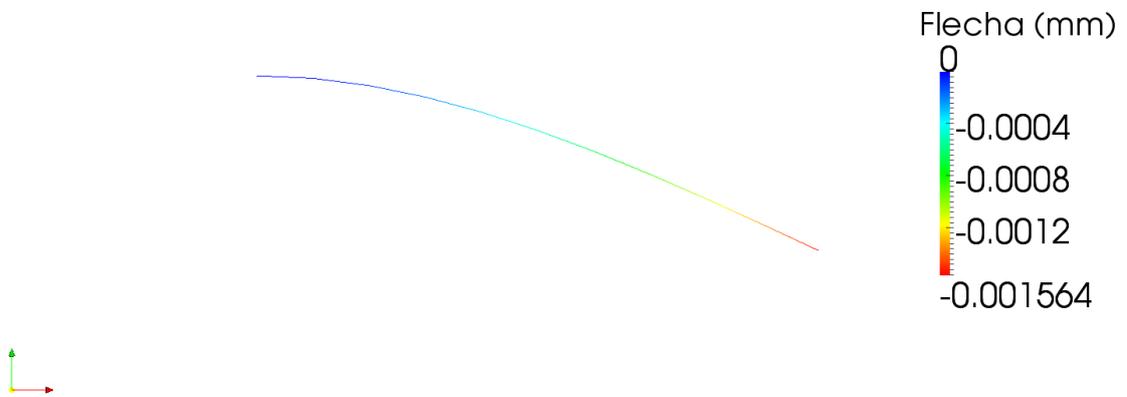


Figura 4.8: Deformada con campo de deformaciones verticales implementado. Escala x100000

4.2.5. Solución en Salomé-Meca con modelo mixto lineal-3d de elementos lineales

Code_Aster ofrece la oportunidad de poder ligar un modelo lineal con uno 3d y aprovechar así las ventajas de ambos: se reduce el tiempo de cálculo y se obtiene mayor detalle de resultados en aquellas zonas modeladas en 3d que, evidentemente, se colocarán en las zonas de mayor interés.

En este caso se modelan los primeros 2500mm de la viga con un modelo 3d de malla análoga a la utilizada en el apartado 4.2.3 y los 2500 mm restantes con una malla lineal a la que se le asignara las condiciones de sección adecuadas al caso de estudio. La malla utilizada se puede observar en la Figura 4.9 obteniendo los resultados que se muestran en la Figura 4.10.

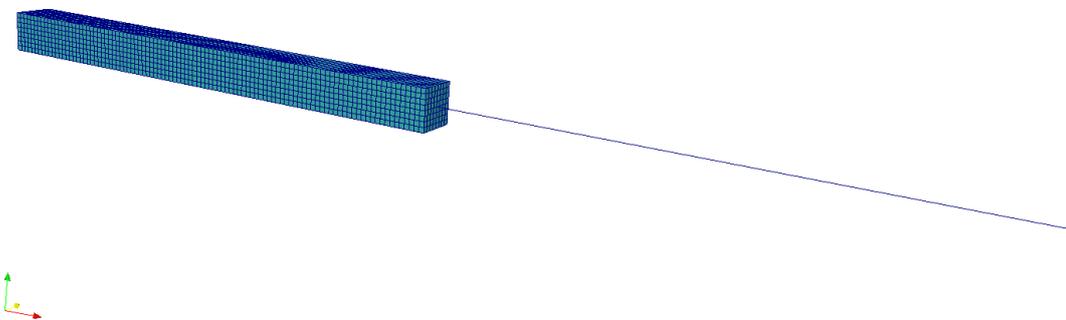


Figura 4.9: Malla mixta

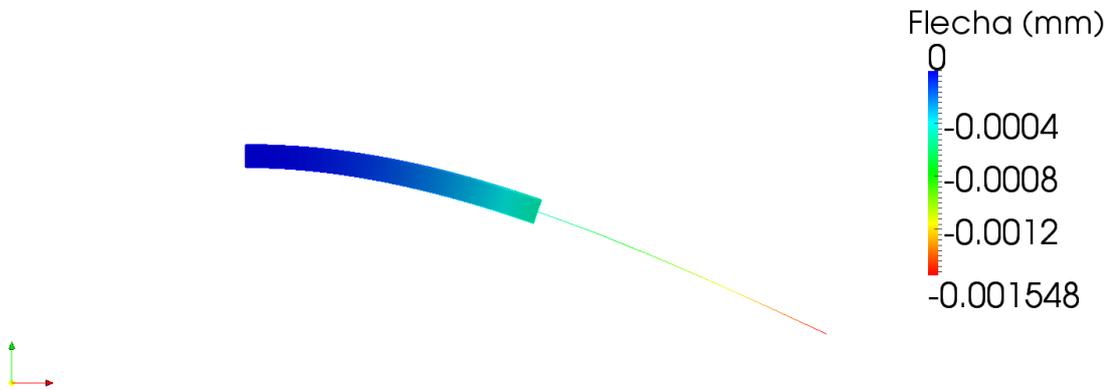


Figura 4.10: Deformada con campo de desplazamientos verticales. Escala $\times 100000$

4.2.6. Resumen de resultados

Análisis	Flecha obtenida	Error relativo	Tiempo CPU
Solución analítica	0.0015625 mm	0	–
3d elementos lineales	0.001547 mm	0.99 %	2.96 s
3d elementos cuadráticos	0.001561 mm	0.096 %	24.74 s
Lineal	0.001564 mm	0.096 %	0.34 s
Mixto 3d-lineal	0.001548 mm	0.93 %	2.55 s

Tabla 4.1: Resultados obtenidos para la flecha de viga en voladizo con carga puntual

4.2.7. Conclusiones

- En todos los modelos analizados el error ha sido menor al 1 %. Es necesario señalar aquí que la malla utilizada ha sido bastante grosera en todos los casos pudiéndose haber hallado una solución mucho más cercana a la analítica.
- Si se compara los modelos 3d con elementos lineales y cuadráticos se observa como la solución con elementos cuadráticos del mismo tamaño que los elementos lineales tiene un orden de magnitud menos de error que la solución obtenida con elementos lineales. También se observa como el tiempo empleado en el cálculo es mucho mayor para elementos cuadráticos.
- El modelo lineal tiene tan buena aproximación como el modelo 3d con elementos cuadráticos y además tiene el menor tiempo de computación debido a los pocos elementos que contiene su malla. La única desventaja es la falta de información que ofrece a nivel de sección transversal.
- El modelo mixto 3d-lineal reduce un poco el tiempo de computación respecto al modelo 3d lineal completo al igual que también reduce el error. Tiene la ventaja de que en la zona 3d ofrece todo tipo de resultados.

4.3. Placa rectangular con cavidad circular sometida a tensiones nominales uniformes

Se trata de otro problema cuya solución es conocida de forma analítica. En este apartado, además de verificar si Code_Aster da un resultado acorde con la solución analítica, se va a abordar la sensibilidad del resultado obtenido en función del tamaño de malla así como el uso del mallado adaptativo y su influencia en los resultados. Estudiamos una placa con un agujero circular de tamaño tan pequeño que se puede considerar en un medio infinito. Se somete la placa a tensión constante en una de sus direcciones principales y se evalúa la sobre-tensión experimentada en el borde de la cavidad circular en sentido paralelo a la carga.

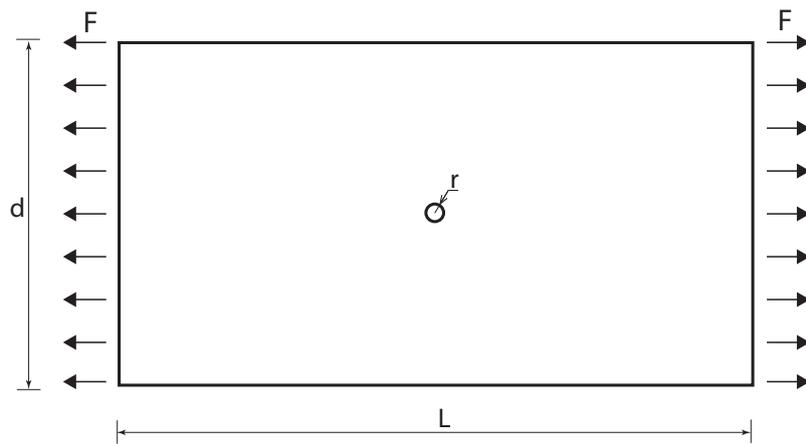


Figura 4.11: Placa rectangular con cavidad circular

4.3.1. Solución analítica

Este problema está resuelto en la literatura dedicada a la Mecánica de la Fractura y no se va a desarrollar en este apartado. La forma de obtener la solución para las tensiones normales alrededor del borde de la cavidad circular se puede consultar en [19] y responde a la siguiente expresión:

$$\sigma = \sigma_{\theta\theta}(r, \pi/2) = \sigma_0 \left(1 + \frac{1}{2} \frac{a^2}{r^2} + \frac{3}{2} \frac{a^4}{r^4} \right) \quad (4.3)$$

Si se sustituye en la ecuación 4.3 para $r = a$, siendo a el radio de la cavidad circular, se tiene que la tensión normal en el borde de la imperfección circular es de $\sigma_{\theta\theta}(a, \pi/2) = 3 \cdot \sigma_0$.

4.3.2. Solución obtenida con el entorno Salomé-Meca

Como geometría, se define una placa de 300x150 mm con un agujero circular en su centro de gravedad de $r=3$ mm, obteniendo un ratio $2r/d = 6/150 = 0,04$, por lo que se puede considerar que estamos en la situación de imperfección circular en un medio infinito.

Como condiciones de contorno se ha empotrado una arista de la placa y se ha aplicado una tensión constante de 100 MPa en la arista opuesta. No se ha reproducido el planteamiento analítico a la perfección puesto que en todo modelo de elementos finitos es necesario definir unas condiciones de contorno que fijen todos los grados de libertad del modelo. No obstante, es trivial comprobar que el estado de tensiones en la placa es análogo al planteado en el caso analítico.

Para el mallado se han elegido elementos triangulares ante la imposibilidad de mallar con elementos cuadrados¹. Se ha definido un tamaño máximo de elemento de 5mm.

¹Para mallar con elementos cuadrados las superficies a mallar deben tener cuatro lados

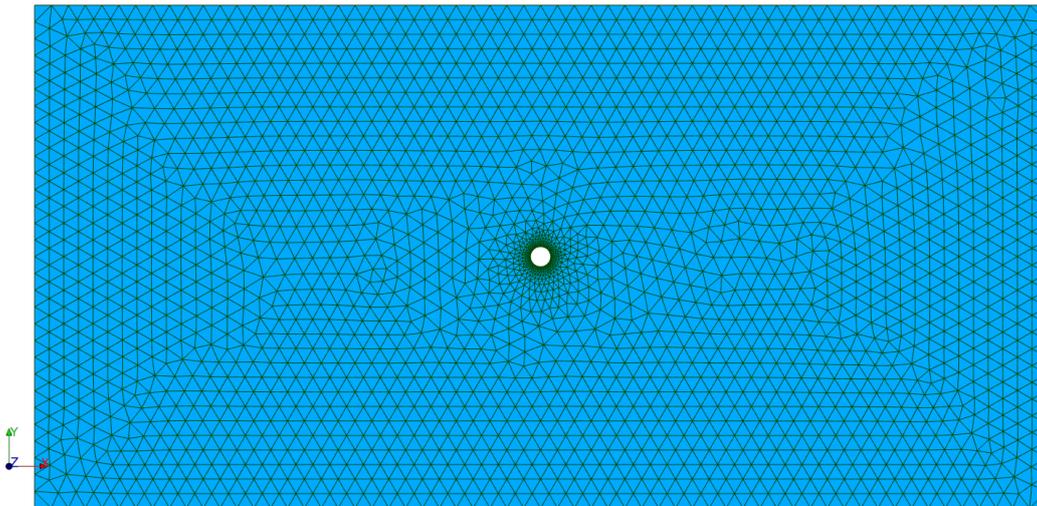


Figura 4.12: Malla inicial

En el archivo de órdenes *.comm* se ha establecido un bucle de refinado de malla de acuerdo al campo de tensiones experimentado. Esto significa que Code_Aster resolverá el modelo, evaluará las tensiones y generará una malla más fina en las zonas donde se experimenten las mayores tensiones. Igualmente, este proceso de refinado se puede hacer acorde a otros campos obtenidos de la solución del problema como podrían ser los desplazamientos, las deformaciones, etc.

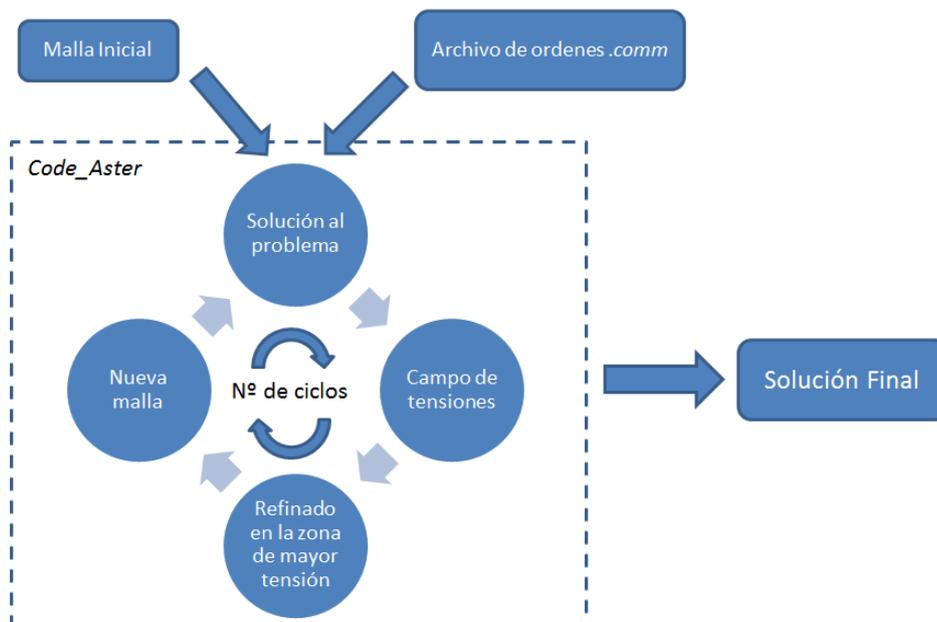


Figura 4.13: Esquema de bucle de refinado de malla

Este bucle se puede repetir cuantas veces se quiera con el riesgo de que la malla obtenida sea muy pesada y se produzcan problemas de computación. Se muestran a continuación los resultados obtenidos con la malla inicial además de los resultados obtenidos con 1 y 2 refinados de malla adaptativos:

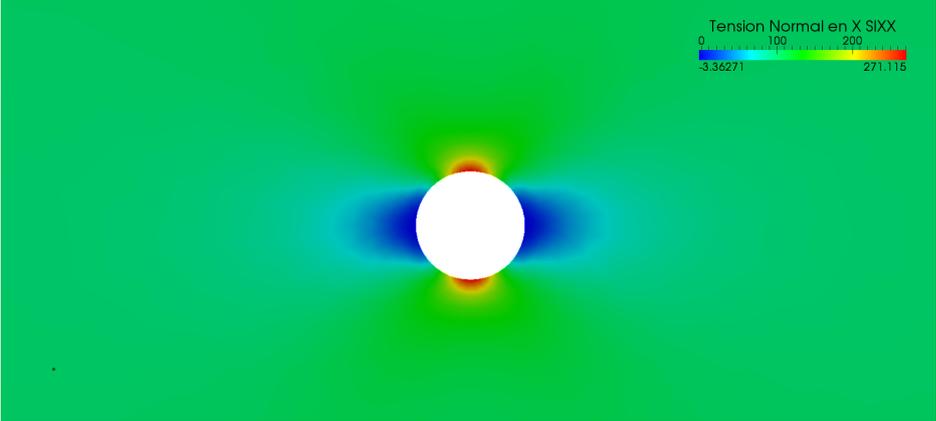


Figura 4.14: Tensiones con malla no refinada

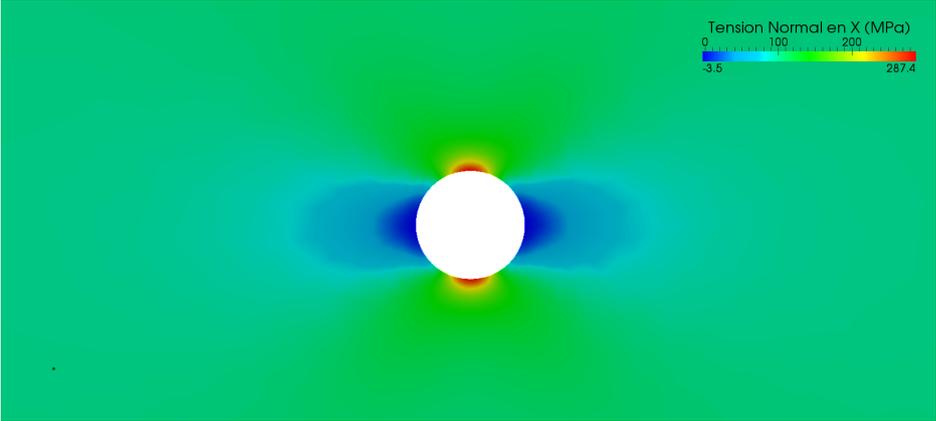


Figura 4.15: Tensiones con malla refinada x1

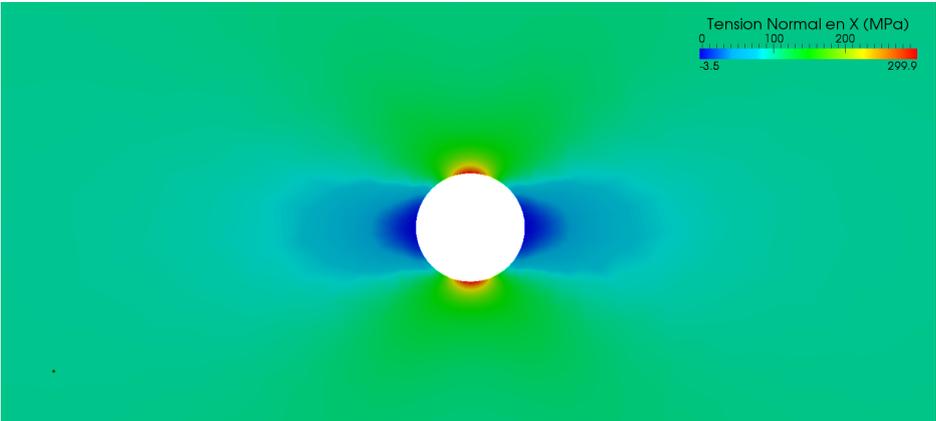


Figura 4.16: Tensiones con malla refinada x2

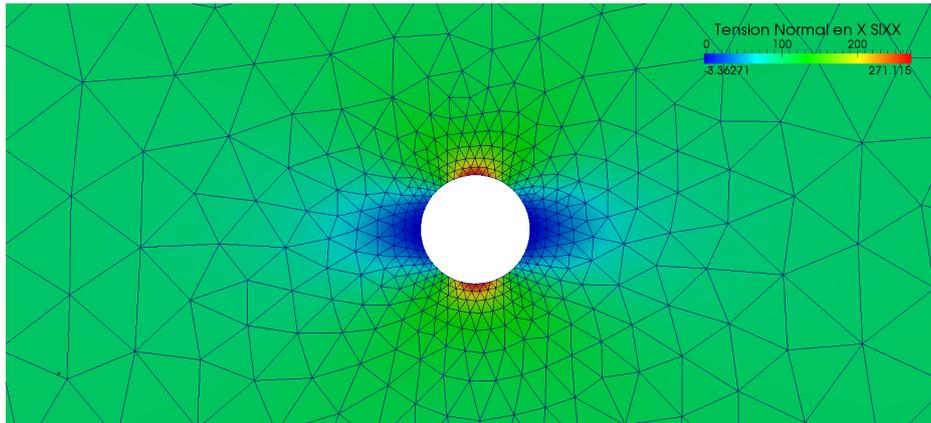


Figura 4.17: Malla sin refinar

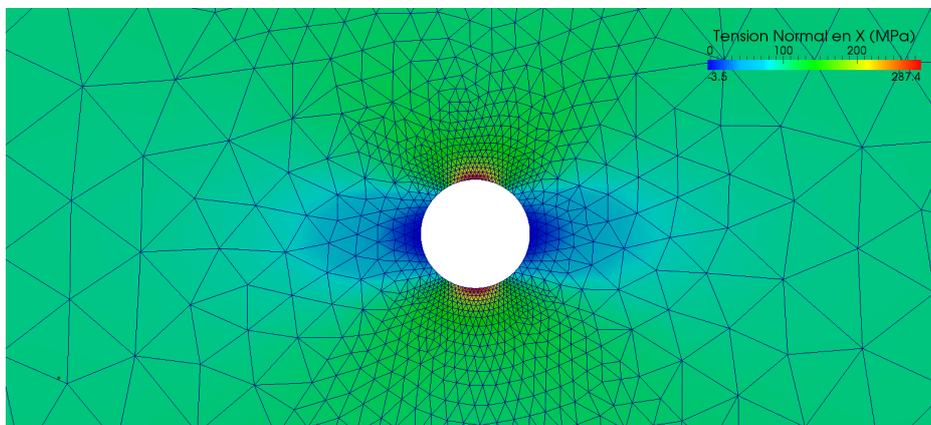


Figura 4.18: Malla refinada x1

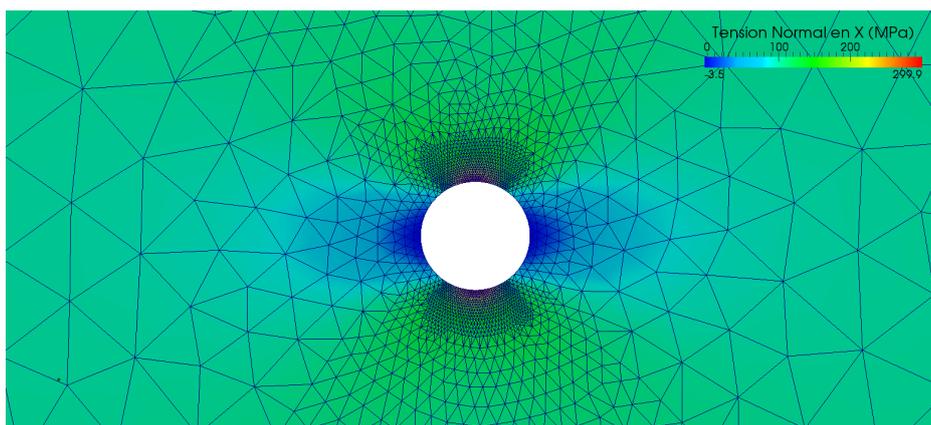


Figura 4.19: Malla refinada x2

Con dos refinados de malla se puede afirmar que prácticamente se ha conseguido converger al valor exacto del problema. Hasta ahora, se ha trabajado con una malla lineal refinada en las zonas de interés. Se verá a continuación que con una malla de elementos cuadráticos se consigue el mismo

resultado sin necesidad de refinar. Para demostrar este aspecto, se parte de la misma malla no refinada que se partió en el caso anterior pero con elementos cuadráticos. El archivo de órdenes será el mismo.

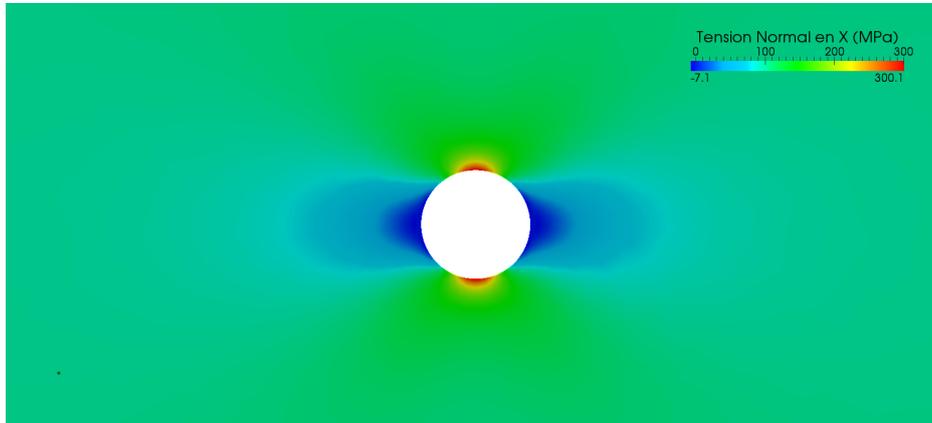


Figura 4.20: Tensiones en malla cuadrática sin refinar

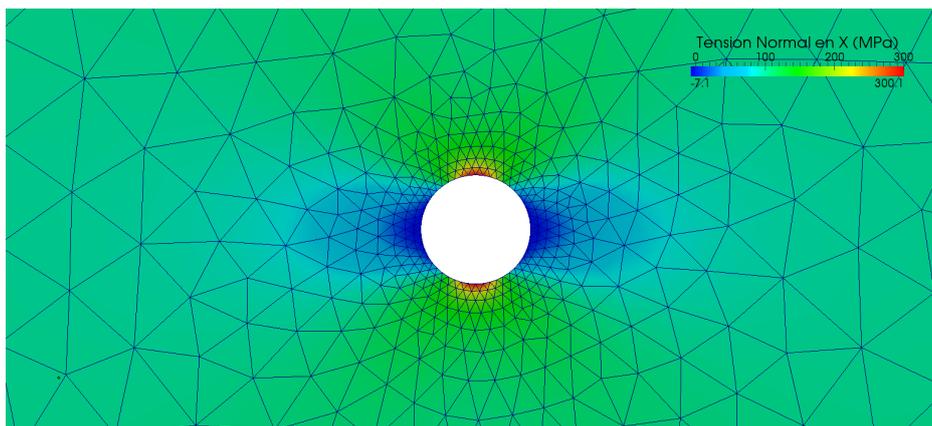


Figura 4.21: Malla cuadrática sin refinar

4.3.3. Resumen de resultados

Análisis	Tensión Normal en X	Error relativo
Solución analítica	300 MPa	0
Malla lineal no refinada	271.12 MPa	9.62 %
Malla lineal refinada x1	287.4 MPa	4.20 %
Malla lineal refinada x2	299.9 MPa	0.03 %
Malla cuadrática no refinada	300.1 MPa	0.03 %

Tabla 4.2: Resultados obtenidos en la tensión en el borde de la cavidad

4.3.4. Conclusiones

- Con una malla lineal, tras dos refinados de malla, la solución obtenida es casi idéntica a la solución analítica.
- Utilizando elementos cuadráticos se obtiene la misma aproximación que con la malla lineal refinada. No obstante, es importante dominar el uso de elementos lineales ya que ciertos modelos no admiten el uso de elementos cuadráticos como ocurre en los problemas de grietas.

4.4. Cálculo de FIT y propagación de grieta en 2 dimensiones

4.4.1. Introducción

En este apartado se va a comprobar la potencia que tiene Code_Aster para trabajar con modelos X-FEM. En primer lugar, se plantea un caso de estudio en 2d formado por una placa de 1000x10000 mm a la que se le introduce una grieta de 50 mm. Se comparará el Factor de Intensidad de Tensiones obtenido con el Factor de Intensidad de Tensiones teórico. Posteriormente, se comprobará la posibilidad de propagar la grieta y los resultados obtenidos.

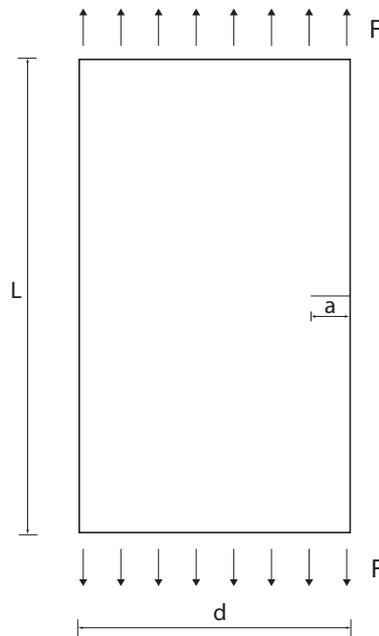


Figura 4.22: Grieta superficial en placa rectangular

4.4.2. Solución Analítica

En la literatura existente [19] se puede encontrar la solución al problema analizado. Tal y como se observa en la Figura 4.22, se trata de una placa rectangular a tracción con una grieta superficial. La expresión del Factor de Intensidad de Tensiones puede escribirse de la siguiente forma:

$$K_I = Y\sigma_0\sqrt{\pi a} \quad (4.4)$$

Donde:

- σ_0 es la tensión media aplicada
- a es la longitud de la grieta
- Y es un factor adimensional que recoge la influencia de la geometría

Para el caso de una grieta superficial en un dominio semi-infinito como el problema que estamos verificando, el factor adimensional Y tiene un valor de 1,12.

$$K_I = 1,12\sigma_0\sqrt{\pi a} \quad (4.5)$$

En aquellos casos donde no se puede considerar un dominio semi-infinito, existe una fórmula polinómica que implica un error del 0,5% para valores $a/d \leq 0,3$.

$$Y = 1,112 - 0,231 \frac{a}{d} + 10,550 \left(\frac{a}{d}\right)^2 - 21,710 \left(\frac{a}{d}\right)^3 + 30,382 \left(\frac{a}{d}\right)^4 \quad (4.6)$$

Si en el caso de estudio, donde $a/d = 0,05$, se evalúa la expresión anterior se obtiene que $Y = 1,124$, confirmando que el caso de estudio corresponde a un dominio semi-infinito. Definido el caso de estudio, podemos calcular el Factor de Intensidad de Tensiones teórico:

$$K_I = 1,12 \cdot 100\sqrt{\pi 50} = 1403,71 \quad (4.7)$$

4.4.3. Solución con Salomé-Meca

En primer lugar, se define una placa de 1000x10000 a partir de la cual se genera la malla sana² del modelo con elementos cuadrados. Code_Aster utiliza el modelado X-FEM para resolver problemas de la Mecánica de la Fractura, este nuevo enfoque requiere una serie de comandos especiales en el archivo de órdenes.

El primer comando a destacar es *DEFI_FISS_XFEM*, permite definir la grieta utilizando el método set-level para posicionar la imperfección en la malla. Code_Aster cuenta con 4 opciones para introducir la grieta en la malla:

- **Funciones analíticas** : Es muy rápido pero es difícil definir una geometría compleja. Solo se recomienda para geometrías muy simples.
- **Geometrías pre-definidas**: Es el método más recomendado. Code_Aster ofrece una gran cantidad de geometrías pre-definidas en las que el usuario solo indica la situación y el tamaño de la misma.
- **Proyección sobre grupo de elementos**: Consiste en crear la grieta sobre grupos existentes en la malla. Tiene como ventaja que se puede representar cualquier grieta pero es muy laborioso elaborar el grupo para definir la grieta.
- **Leer un campo pre-calculado**: Lee un campo creado por una grieta existente en el que están definidos los level-sets, únicos y suficientes para definir una grieta.

Definida la grieta, se crea un modelo de elementos finitos enriquecidos (X-FEM). Para ello, se utiliza el comando *MODI_MODELE_XFEM* donde se unen la malla sana con la grieta ya definida y se incluyen las funciones especiales en el entorno de la grieta, quedando la malla tal y como se muestra en la Figura 4.23.

Se pasa ahora a la resolución del problema, Code_Aster es capaz de resolver modelos X-FEM en problemas no lineales, lineales y térmicos. Mediante los comandos *CALC_G* o *POST_K1_K2_K3* se calculan los Factores de Intensidad de Tensiones a lo largo del frente de grieta. En la fase de post-proceso estos comandos devuelven una tabla con los Factores de Intensidad de Tensiones en las tres direcciones del espacio. Es importante señalar en este apartado que la malla debe ser suficientemente fina para obtener un FIT adecuado. Esto se consigue refinando la malla sana utilizando el mismo

²Se entiende por *malla sana* aquella que no tiene definida la geometría de ninguna grieta

bucle que se describe en la Figura 4.13 pero en este caso se utiliza como criterio de refinamiento el área de influencia de la grieta.

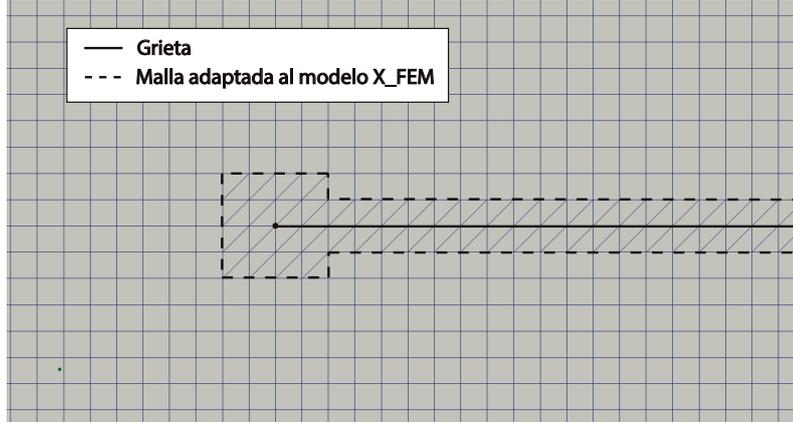


Figura 4.23: Malla con grieta añadida

Finalmente, para visualizar la malla en el software de post-proceso adecuado, es necesario proyectar los resultados sobre una malla “dañada” por la grieta debido a que la *malla sana* no se ajusta a los desplazamientos experimentados. Para el caso de estudio, Code_Aster ofrece como solución un $FIT_{aster} = 1399,49$, lo cual supone un error relativo del 0.68 % respecto a la solución analítica.

Antes de analizar los resultados y sacar conclusiones, se va a proceder a propagar la grieta para ver que nuevos FIT se obtienen para las grietas propagadas y como se lleva a cabo este procedimiento.

4.4.4. Propagación de la grieta

Code_Aster también tiene implementado un método para la propagación de grietas con amplitud constante mediante el comando *PROPA_FISS*. Este comando tiene como datos de entrada el FIT de la grieta existente, los parámetros dependientes del material y el crecimiento máximo que se impone, dando como resultado la grieta con el crecimiento indicado y los ciclos de carga constante que se han aplicado para conseguir este crecimiento de grieta impuesto. Para el cálculo de la propagación hacen falta tres factores:

- Una ley de propagación que defina el avance de la grieta.

La ley de propagación que ofrece Code_Aster es la ley de Paris:

$$\frac{da}{dN} = C (\Delta K_{eq})^m \quad (4.8)$$

Donde

- C y m son parámetros del material
- K_{eq} es el factor de intensidad de tensiones equivalente $K_{eq} = \sqrt{K_I^2 + K_{II}^2 + \frac{1+\nu^2}{1-\nu^2} K_{III}^2}$
- La propagación se fija mediante el avance máximo de la grieta Δa_{max}
- Criterio de bifurcación: Este criterio establece el ángulo que forma la grieta propagada con la grieta existente. Code_aster aplica el “Maximum Hoop Strees” propuesto por Erdogan y Sih en [38]. El ángulo de propagación viene determinado por:

$$\beta = 2 \arctan \left[\frac{1}{4} \left(\frac{K_I}{K_{II}} - \text{sign}(K_{III}) \sqrt{\left(\frac{K_I}{K_{II}} \right)^2 + 8} \right) \right] \quad (4.9)$$

- Actualización de la grieta

Es necesario definir la geometría de la grieta generada en la malla sana. Esto se consigue actualizando las funciones level-sets, para lo que Code_Aster cuenta con varios métodos disponibles en función de la precisión que se requiera.

Se han evaluado dos crecimientos de grieta, cada uno de 100 mm. Se muestra a continuación un gráfico donde se recogen los resultados comparados con su valor analítico. Igualmente se muestra la evolución de la deformada para las tres grietas evaluadas.

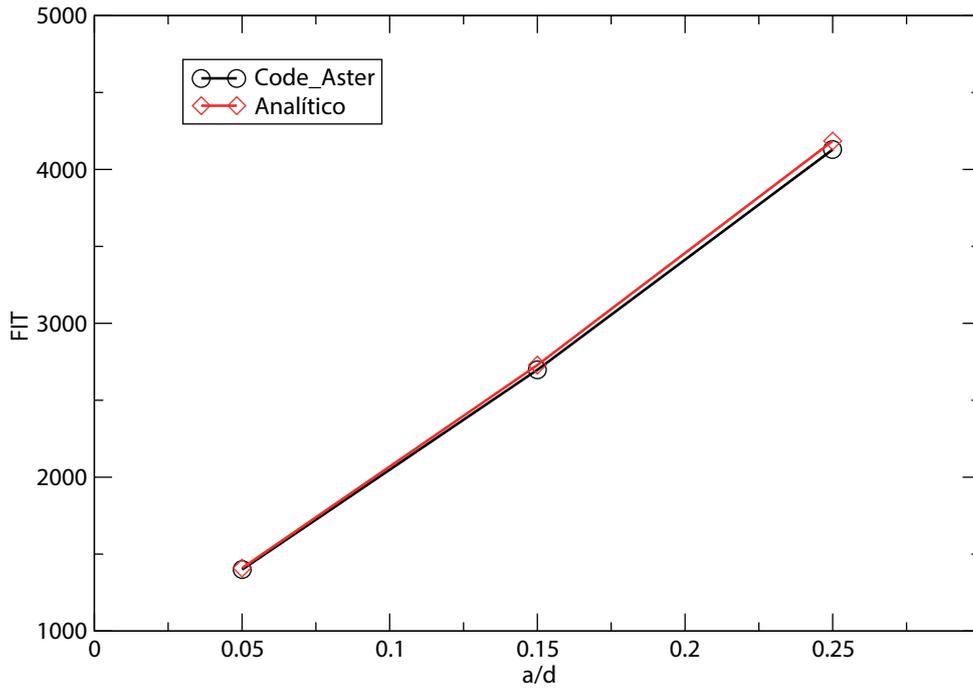


Figura 4.24: Gráfico comparativo del FIT analítico y calculado con Code_Aster

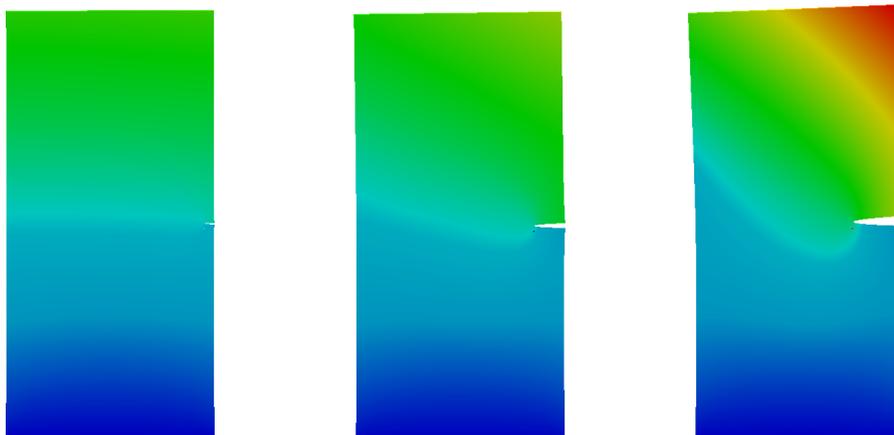


Figura 4.25: Deformada para cada propagación de grieta. Escala x50

4.4.5. Conclusiones

- El resultado del FIT para la grieta inicial se acerca en gran medida a la solución analítica, teniendo un error relativo inferior al 1 %.
- En el gráfico de la Figura 4.24 se observa como la predicción del FIT para los distintos tamaños de grieta esta cercana a la solución analítica si bien, conforme aumenta el tamaño de grieta, baja la exactitud del cálculo. También se observa como la solución no evoluciona de forma lineal, adaptándose a la influencia del factor adimensional Y .
- En la Figura 4.25 se observa como la grieta se propaga de forma perpendicular a la carga, orientación lógica en función de las cargas y condiciones de contorno.

4.5. Cálculo del Factor de Intensidad de Tensiones en 3 dimensiones

4.5.1. Introducción

Pese al gran desarrollo de la Mecánica de la Fractura, el estudio de cálculo del FIT para problemas 3d no ha sido muy desarrollado [39]. Al trabajar en 3d se debe prestar especial importancia a los elementos que se usan para el mallado ya que el resultado es muy sensible a las funciones de forma de los elementos. Se deben elegir elementos que contengan funciones de forma cuyos desplazamientos coincidan con los experimentados por la grieta.

Se recomienda que el frente de grieta coincida con los nodos de los elementos planteados, aunque la posibilidad de mallar de esta forma dependerá de la complejidad de la geometría de la pieza y de la grieta planteada [39]. En este apartado se pretende comprobar la fiabilidad que tiene Code_Aster para estimar el Factor de Intensidad de Tensiones en función de la densidad de malla comparado con algunas de las soluciones analíticas existentes.

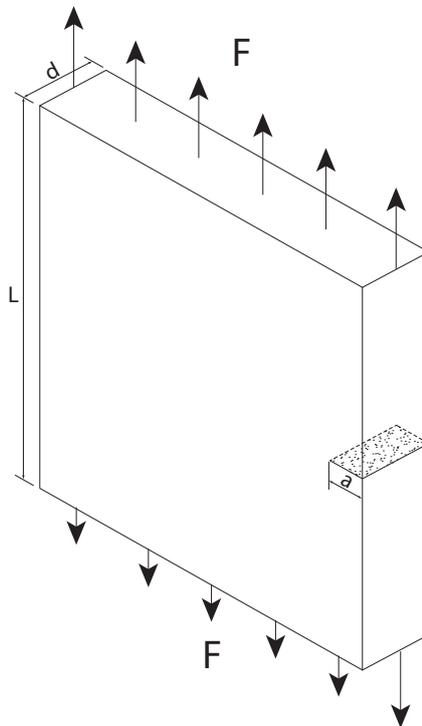


Figura 4.26: Placa 3d con grieta superficial

4.5.2. Grieta plana en espacio semi-infinito

Se resuelve aquí un caso similar al planteado en la sección 4.4, pero esta vez se modela la placa con un espesor definido. Se ha elegido una placa cuadrada de longitud $L = 100\text{mm}$ y espesor $d = 20\text{mm}$ a la que se somete a una tracción de 100 MPa. La grieta propuesta tiene una profundidad de $a = 10\text{mm}$.

La solución analítica a este problema es idéntica a la planteada en el apartado 4.4, que para la geometría propuesta tiene un valor de:

$$K_I = Y\sigma_0\sqrt{\pi a} = 1,17 \cdot 100 \cdot \sqrt{\pi 10} = 655,78 \quad (4.10)$$

En cuanto a la estrategia de cálculo, se han planteado varias soluciones con distintos refinados de malla. Ya se ha hablado de la importancia del refinado en las zonas de concentración de tensiones y, en especial, en los frentes de grietas. La malla original está formada por hexaedros de 2.5 mm de lado, se han elegido tres refinados distintos:

1. **Refinado bajo:** Se ha fijado 0.75 mm como tamaño objetivo en el entorno del frente de grieta
2. **Refinado medio:** Se ha fijado 0.50 mm como tamaño objetivo en el entorno del frente de grieta
3. **Refinado alto:** Se ha fijado 0.25 mm como tamaño objetivo en el entorno del frente de grieta

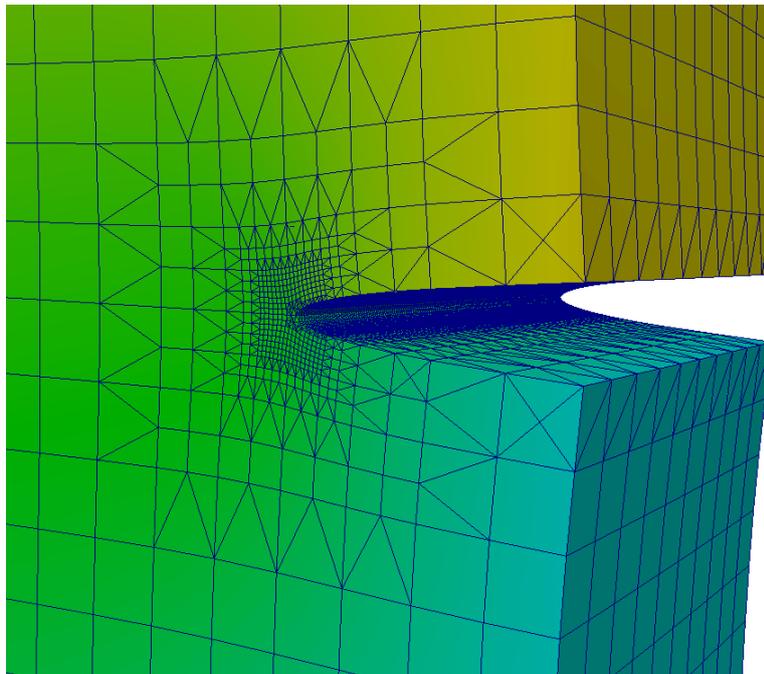


Figura 4.27: Malla con refinado alto

En la Figura 4.28 se compara el resultado obtenido para los distintos refinados de malla con la solución analítica, se observa como la solución se va aproximando a la analítica a medida que se aumenta el refinado de malla.

4.5.3. Conclusiones

- En las gráficas se observa como para un refinado bajo el error es bastante alto, sobre todo en las zonas de la grieta que están cercanas al principio y final del frente donde el error llega a ser hasta del 25%.
- En cambio, para un alto grado de refinamiento, el error se reduce drásticamente, pasando a ser del orden del 7% en los bordes y del 2.5% a lo largo del frente de grieta.

- Queda demostrada la importancia del refinado de malla en la zona del frente de grieta para una buena aproximación del Factor de Intensidad de Tensiones.
- Observando la evolución de la gráfica según el aumento del refinado de malla, es fácil deducir que la solución tiende a la solución analítica. El problema de aumentar el refinado es el coste de computación que conlleva.

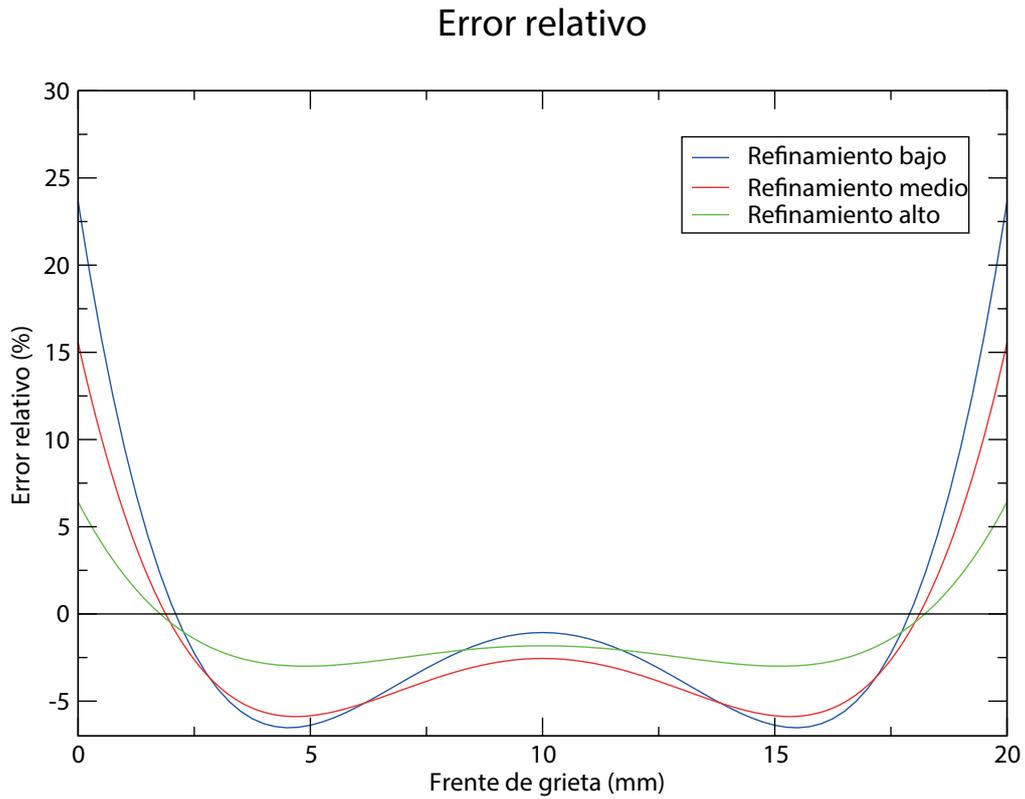


Figura 4.28: Error relativo en la obtención del FIT para pieza 3d

4.6. Tensión medida en Hot-Spot para unión en K

4.6.1. Introducción

En general, no es posible el uso de métodos analíticos para obtener la tensión en el Hot-Spot de los detalles y discontinuidades en estructuras. Para algunos casos existen fórmulas paramétricas, pero lo habitual es aplicar el método de los elementos finitos [3]. En este apartado se va a calcular la tensión medida en el "Hot-Spot" en una unión en forma de K para posteriormente compararla con los valores recomendados por DNV[1], donde se aportan fórmulas paramétricas para el caso de estudio.

La unión analizada consiste en dos diagonales de diámetro 90mm y espesor 8mm que se unen a un cordón de diámetro 200mm y espesor 10mm con un ángulo de 45° sin existencia de montante. Se le aplica una carga de 100MPa de compresión en una diagonal y 100MPa de tracción en la otra de forma que el nudo esta equilibrado. Las caras libres del cordón se consideran empotradas.

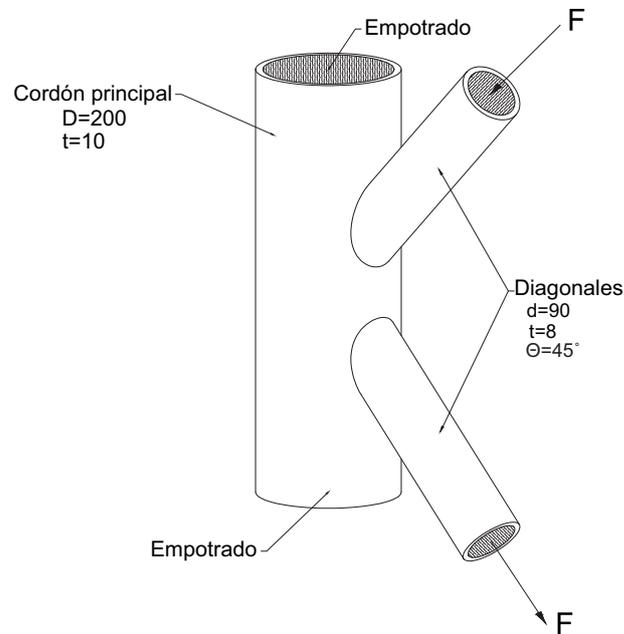


Figura 4.29: Unión K estudiada

4.6.2. Factor de concentración de tensiones según DNV

En el apéndice B del documento DNV – RP – C203, (*SCF's for Tubular Joints*) [1], se proporcionan expresiones para el cálculo de factor de concentración de tensiones en una unión en K equilibrada:

$$SFC_{Chord} = \tau^{0,9} \gamma^{0,5} \left(0,67 - \beta^2 + 1,16\beta \right) \sin \theta \left(\frac{\sin \theta_{max}}{\sin \theta_{min}} \right)^{0,30} \left(\frac{\beta_{max}}{\beta_{min}} \right)^{0,30} \cdot \left(1,64 + 0,29\beta^{-0,38} \operatorname{atan}(8\zeta) \right) \quad (4.11)$$

$$SFC_{Brace} = 1 + \left(1,97 - 1,57\beta^{0,25} \right) \tau^{-0,14} (\sin \theta)^{0,7} \cdot \left(\operatorname{Ecuacin}4,11 \right) + \sin^{1,8}(\theta_{max} + \theta_{min}) \cdot \left(0,131 - 0,084 \operatorname{atan}(14\zeta + 4,2\beta) \right) \cdot C \beta^{1,5} \gamma^{0,5} \tau^{-1,22} \quad (4.12)$$

Dónde:

- $C = 0$ para uniones sin solape
- $C = 1$ para la diagonal inferior en uniones con solape
- $C = 0,5$ para diagonales superior en uniones con solape
- El resto de valores de entrada aparecen en la Figura 4.30

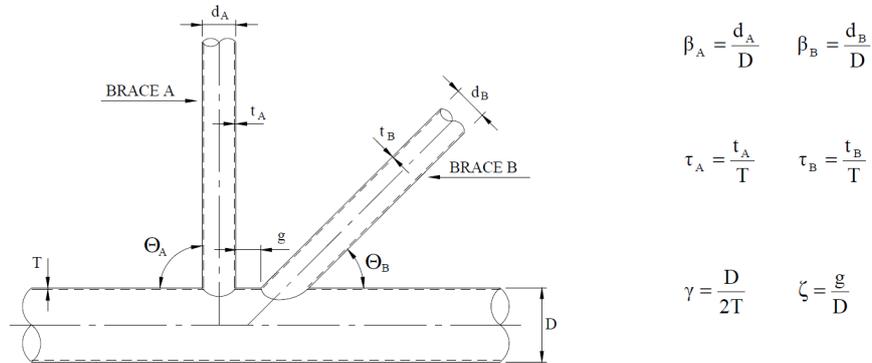


Figura 4.30: Definición de valores para la expresión propuesta por DNV [1]

Evaluando las ecuaciones 4.11 y 4.12 para el caso estudiado, se obtienen los resultados mostrados en la tabla 4.3:

Localización	Factor de Concentración de Tensiones
Diagonal (Brace)	3.13
Cordón (Chord)	3.78

Tabla 4.3: Factor de Concentración de Tensiones para unión K estudiada según DNV [1]

4.6.3. Solución obtenida con Salomé-Meca

Se modela la unión en K con los datos de partida utilizando elementos de segundo orden tetraédricos de tamaño máximo 5 mm. Como condiciones de contorno se han empotrado las dos caras del cordón y se ha aplicado una tensión de compresión de 100 MPa en una diagonal y de tracción de 100 MPa en la otra.

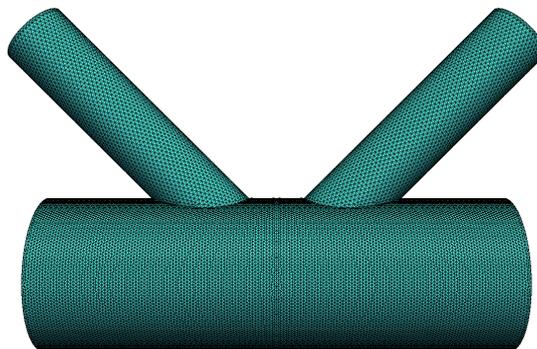


Figura 4.31: Malla del modelo

Realizada la simulación, la tensión en el Hot-Spot se determina mediante extrapolación a partir de tensiones medidas en puntos de referencia. Si se usan mallas finas, el refinado no solo debe estar presente en la superficie de medida, sino que también debe estar presente en el espesor de la pieza. También es posible el uso de mallas gruesas con elementos de orden superior y tamaño constante [3]

De acuerdo con DNV [1] se propone un método de extrapolación para aquellos casos en los que se quiera calcular la tensión en el Hot-Spot a partir de un modelo de elementos finitos. Consiste en evaluar las tensiones a lo largo de la línea de estudio para posteriormente extrapolar con los valores de tensiones medidas a $0,5t$ y a $1,5t$ de la unión de la diagonal con el cordón, tal y como se muestra en la Figura 4.32.

Este método de extrapolación coincide con el propuesto por el *International Institute of Welding* en su documento [3], donde se recomienda el uso de extrapolación lineal para mallas gruesas, entendiendo por gruesas aquellas cuyos elementos son superiores a $0,4t$, donde t es el espesor de la pieza donde se miden las tensiones. En nuestro caso, donde existe un espesor mínimo de 8 mm, para considerar una malla fina se deberían usar elementos de 3,2 mm. Además, los elementos recomendados por [3] son los cuadrados frente a los triangulares que se han usado en nuestro caso debido a la geometría de la unión en K, por lo que se debería usar elementos de menor tamaño aun.

En el caso de tener una malla que cumpla las condiciones de *malla fina* y se observe que la tensión se comporta de una forma marcadamente no-lineal, como ocurre en nuestro caso, el *International Institute of Welding* si recomienda la extrapolación cuadrática como mejor aproximación para el cálculo de la tensión Hot-Spot.

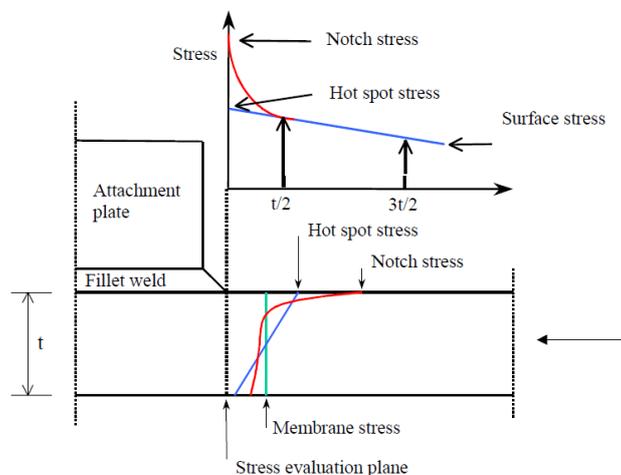


Figura 4.32: Extrapolación para el cálculo de la tensión Hot Spot según DNV [1]

Calculada la solución con Code_Aster, pasamos al post-procesado en ParaVis, donde se miden las tensiones a lo largo de varias líneas candidatas a tener la máxima tensión en el Hot-Spot tanto en la diagonal como en el cordón.

4.6.4. Cálculo de la tensión Hot-Spot en la diagonal

En primer lugar, hay que localizar las tensiones normales a la diagonal donde se ha ejercido la tracción en el módulo ParaVis. Posteriormente, se determinan las tensiones a lo largo de una línea paralela a la diagonal tal y como se muestra en la Figura 4.33. En este caso, donde el nudo está equilibrado con cargas axiales, es claro que a lo largo de la línea mostrada en la Figura 4.33 se va a producir el mayor incremento de tensiones. Para casos de carga más complicados donde no es fácil

determinar la mayor tensión en el Hot-Spot, es necesario post-procesar a lo largo de varias líneas, al menos 8, repartidas por toda la superficie de la diagonal [1].

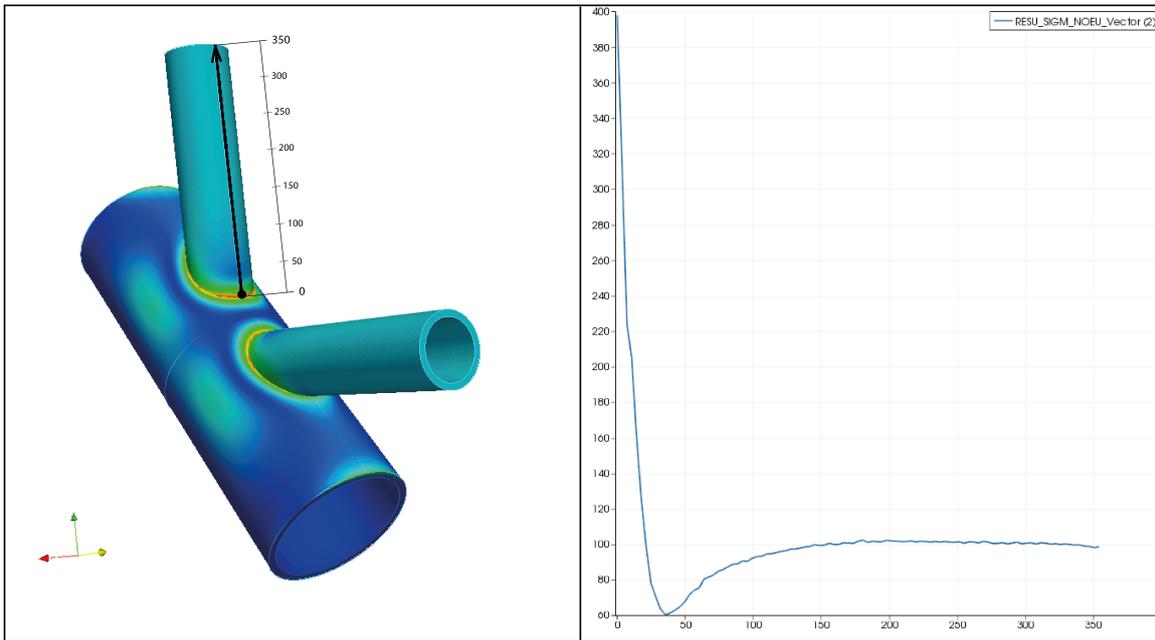


Figura 4.33: Post-proceso de tensiones normales a la diagonal de la unión en K

Una vez determinadas las tensiones, se aplican la extrapolación lineal propuesta por DNV [1] y la extrapolación cuadrática propuesta por IIW [3] para, posteriormente, comparar los resultados obtenidos por ambos procedimientos.

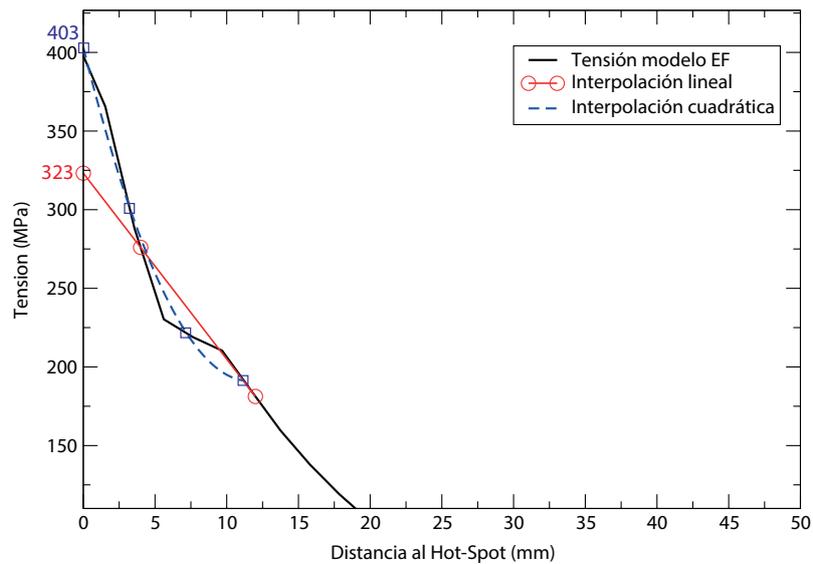


Figura 4.34: Tensión Hot-Spot para malla sin refinar en la diagonal

Este proceso se repite refinando la malla para observar cómo van cambiando los resultados en función del tamaño de elemento y para comprobar el comportamiento de ambos tipos de extrapolación para los distintos tipos de tamaño de elemento.

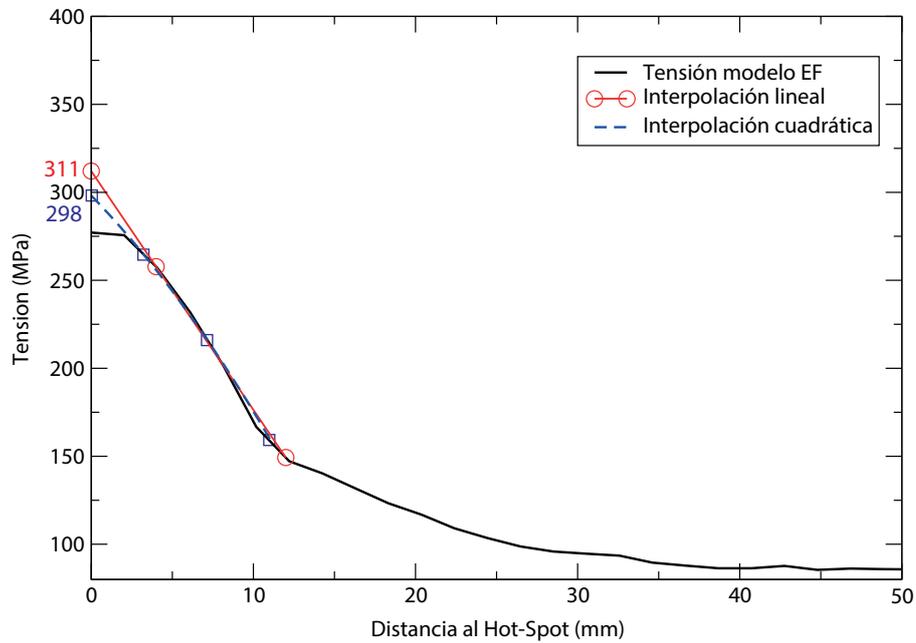


Figura 4.35: Tensión Hot-Spot para malla refinada x1

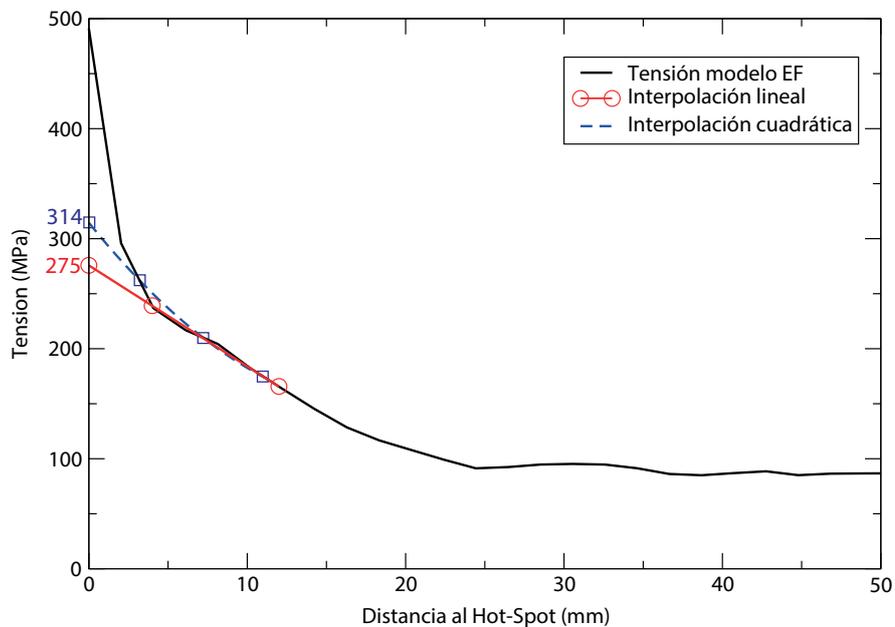


Figura 4.36: Tensión Hot-Spot para malla refinada x3

En la tabla 4.4 se recogen todos los resultados obtenidos con las distintas mallas y modos de extrapolación de tensiones.

Malla	E. Lineal (Error relativo)	E. Cuadrática (Error relativo)
Malla sin refinar	3.23 (3.25 %)	4.03 (28.82 %)
Malla refinada x1	3.12 (0.32 %)	2.98 (4.75 %)
Malla refinada x2	2.83 (9.32 %)	3.23 (3.36 %)
Malla refinada x3	2.75 (11.91 %)	3.14 (0.48 %)

Tabla 4.4: Resumen de resultados obtenidos en la diagonal

4.6.5. Cálculo de la tensión Hot-Spot en el cordón principal

En este caso, el procedimiento y las indicaciones son análogas a las ya mencionadas para la diagonal. Se muestran algunas figuras explicativas y el cuadro final de resultados para el cordón principal.

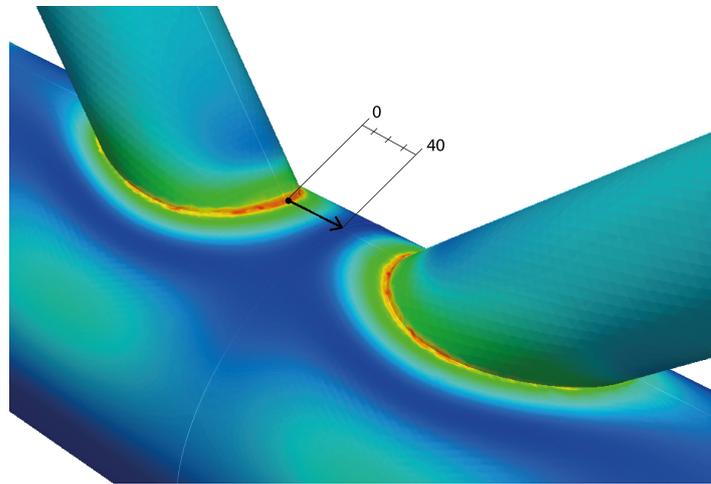


Figura 4.37: Línea de post-proceso de tensiones en el cordón

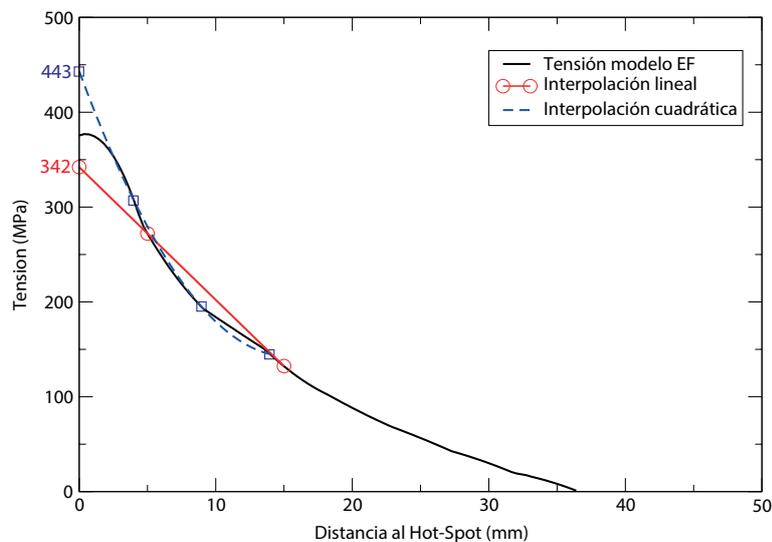


Figura 4.38: Tensión Hot-Spot en el cordón principal con malla sin refinado

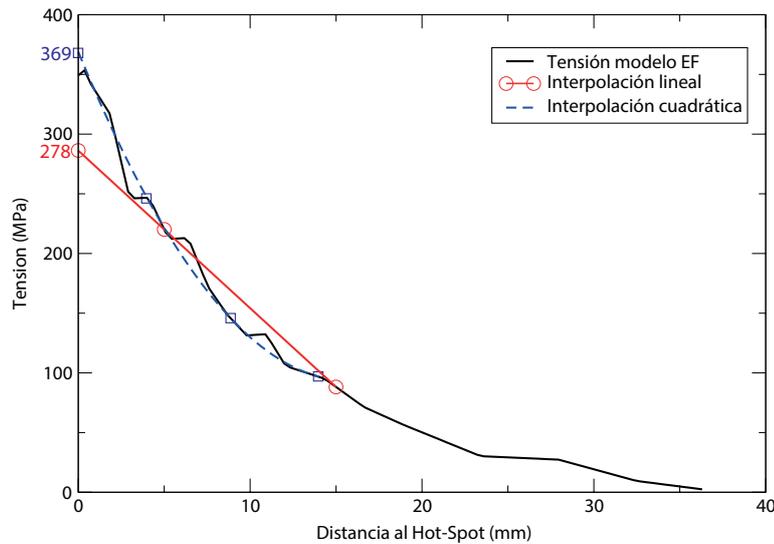


Figura 4.39: Tensión Hot-Spot en el cordón principal con malla refinada x3

Malla	E.Lineal (Error relativo)	E.Cuadrática (Error relativo)
Malla sin refinar	3.42 (9.50 %)	4.43 (17.29 %)
Malla refinada x1	3.26 (13.75 %)	3.17 (16.13 %)
Malla refinada x2	3.03 (19.84 %)	3.23 (6.34 %)
Malla refinada x3	2.78 (26.34 %)	3.68 (2.38 %)

Tabla 4.5: Resumen de resultados obtenidos para el cordón principal

4.6.6. Conclusiones

- Según [3] se recomienda el uso de la extrapolación lineal para mallas poco finas, entendiendo por poco finas aquellas inferiores a $0.4x_t$, es decir, 3.2 mm. El tamaño de malla sin refinar es de 5 mm (elementos cuadráticos) y además, son tetraedros y no hexaedros, por lo que parece adecuado considerarla como una malla grosera en los casos sin refinamiento.
- Observando los resultados en las tablas 4.4 y 4.5 se demuestra que la extrapolación lineal funciona mejor en mallas gruesas. Por el contrario, conforme aumenta el refinado de malla el error baja para la extrapolación cuadrática, obteniendo errores menores al 1% para 3 refinados de malla.
- En el caso de la diagonal, se ha obtenido un valor con error relativo del 0.32% con extrapolación lineal y malla con un refinado y del 0.48% con extrapolación cuadrática y una malla con 3 refinados.
- En el caso del cordón, se ha obtenido un valor con error relativo del 9.50% con extrapolación lineal y un refinado de malla y un error relativo del 2.38% con extrapolación cuadrática y malla con 3 refinados.
- En ambos casos, los resultados obtenidos para la extrapolación cuadrática son buenos, no ocurre lo mismo para la extrapolación lineal en el caso del cordón, que tiene un error bastante alto.

- Existen varios factores que influyen en los resultados, como el uso de una malla de elementos tetraédricos cuando se recomiendan hexaedros, omisión del cordón de soldadura, etc. A parte, se han tomado como valores de referencia los resultantes de fórmulas paramétricas, y no analíticas, propuestas por DNV para diversas uniones en K que cumplen una serie de requisitos.

4.7. Evaluación de la tensión en el Notch

4.7.1. Introducción

El método basado en la tensión evaluada en el Notch para determinar el factor de concentración de tensiones en soldaduras consiste en la correlación que existe entre la tensión aplicada y las tensiones medidas en una superficie de acuerdo entre el pie o la raíz de la soldadura y las piezas que se unen. Como ya se comentó en la sección 2.4.3, la principal ventaja de este método es comprobar la resistencia a fatiga con una sola curva S-N para cualquier geometría.

Este apartado se va a realizar según las recomendaciones del IIW [6]. Para el uso de esta metodología mediante el método de los elementos finitos, se recomienda que el tamaño de elemento de malla, tanto para la zona del acuerdo como para las superficies adyacentes, sea de no más de $1/6$ del radio de acuerdo en caso de usar elementos lineales y de no más de $1/4$ del radio de acuerdo en caso de usar elementos de orden superior.

El caso de estudio consiste en la unión soldada de dos placas de 8 mm formando una cruz. El cordón de soldadura, modelado como un chaflán de 8 mm, incluye los radios de acuerdo de 1 mm entre las superficies que unen. Se someterá a una de las dos placas a una tracción de 100 MPa y se observará la tensión principal experimentada en la superficie de acuerdo entre la soldadura y la placa en la que se ejerce la tracción.

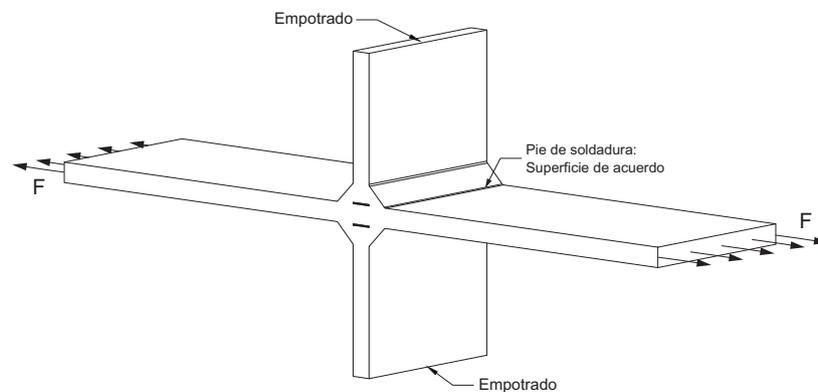


Figura 4.40: Caso de estudio para la evaluación de la tensión en el Notch

4.7.2. Solución de referencia

El caso estudiado mostrado en la Figura 4.40 fue calculado en [40], donde se ofrece como solución un factor de concentración de tensiones de 2,35 sobre la tensión nominal. Como consecuencia del avance de la potencia de cálculo, han surgido numerosos artículos que re-calculan los valores ya conocidos con nuevas máquinas, en [15] se vuelve a calcular el mismo problema y se confirma el mismo valor para el factor de concentración de tensiones.

4.7.3. Solución con el entorno Salomé-Meca

Se comienza por generar una geometría análoga a la mostrada en la Figura 4.40, prestando especial atención al radio de 1 mm entre las superficies de la soldadura y de la pieza. Para la malla inicial se ha partido de elementos formados por tetraedros de orden superior de 5 mm de tamaño máximo, pero se ha implementado un bucle de refinado de malla para que la malla de estudio tenga un tamaño máximo de elemento de 0.2 mm en la zona del acuerdo de superficies, cumpliendo así con las recomendaciones del IIW.

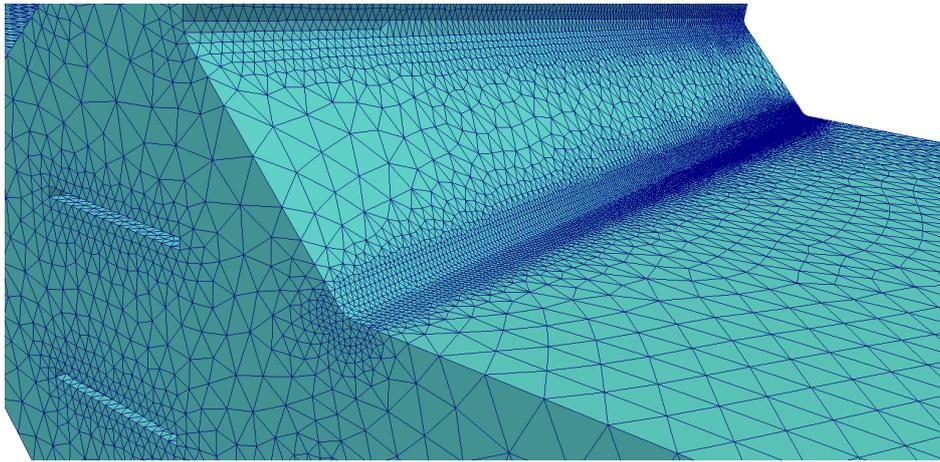


Figura 4.41: Detalle del refinado de malla en la zona del radio de acuerdo

En el archivo *.comm*, además del ya mencionado bucle de refinado, se ha especificado como material el acero ($E = 210000\text{MPa}$, $\nu = 0,3$) con comportamiento lineal. La tensión de tracción aplicada es de 100 MPa.

Con el archivo de órdenes y la malla se lanza el modelo que converge sin problemas. En ParaVis se post-procesan las tensiones principales, obteniéndose una tensión máxima de $235,4\text{MPa}$ y, por tanto, un factor de concentración de tensiones de $FCT_{notch} = 235,4/100 = 2,354$. Este valor es muy cercano al obtenido por [15] y [40], lo cual demuestra la consistencia del método.

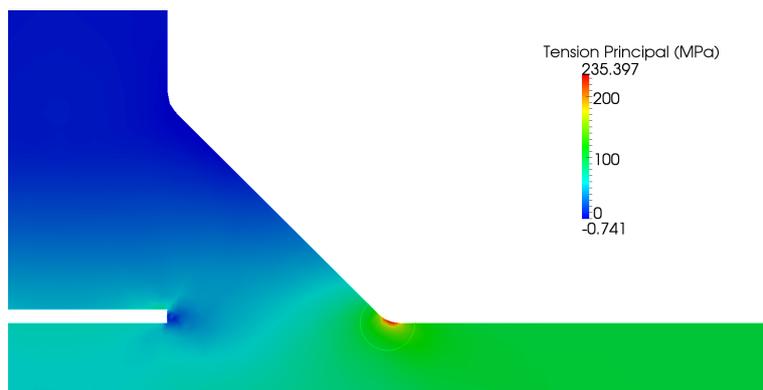


Figura 4.42: Detalle Post-Procesado de las Tensiones Principales

4.7.4. Efecto del tipo de malla

Cuando se representa el campo de tensiones en un software de post-proceso la escala de valores muestra desde el valor mínimo hasta el valor máximo existentes en el modelo, aunque solo se produzcan en puntos singulares. Por ejemplo, si se observan los resultados mostrados en la Figura 4.43,

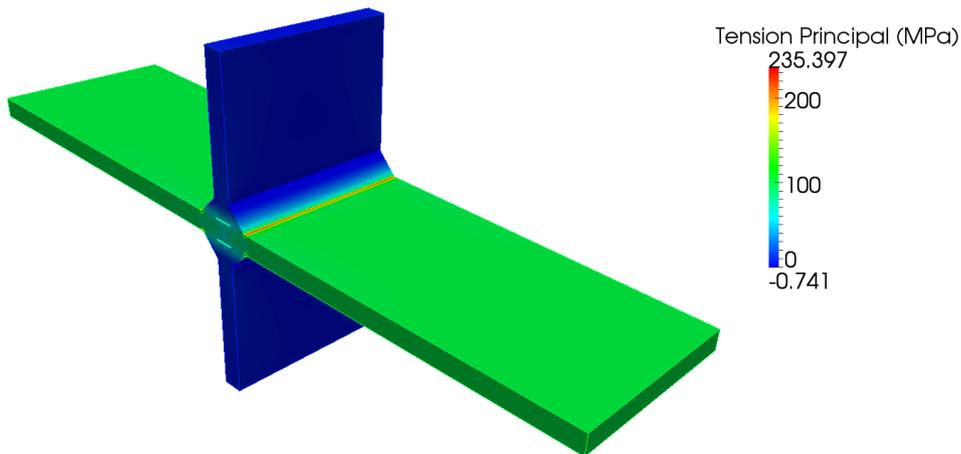


Figura 4.43: Post-Procesado de las Tensiones Principales

el mayor valor de tensión es de 235.4 MPa pero este valor no es constante a lo largo de todo el cordón de soldadura sino que es variable pese a ser un caso con geometría simétrica y cargas simétricas.

Esto ocurre debido a que la malla, al estar formada por tetraedros que se colocan de forma aleatoria, es asimétrica. Por este motivo siempre se recomienda el uso de hexaedros que si pueden generar mallas simétricas además de tener más nodos por elemento. La dificultad radica en como mallar geometrías complejas con este tipo de elementos que, a diferencia de los tetraedros, no se adaptan fácilmente a geometrías complicadas.

Otro aspecto a tener en cuenta es que, para sólidos con un ancho considerable como nuestro caso (70 mm de ancho), el efecto del coeficiente de poisson provoca que las tensiones medidas en la cara libre varíen respecto a las medidas en el centro de la placa a causa de las deformaciones generadas en sentido perpendicular a la carga. En la Figura 4.45 se observa como en el centro de la placa las tensiones en la soldadura son menores que en las zonas del exterior.

Para comprobar todos estos efectos, se va a seccionar la solución obtenida por 6 planos distribuidos a lo largo de su ancho de forma simétrica y se van a comparar las tensiones obtenidas en cada corte.

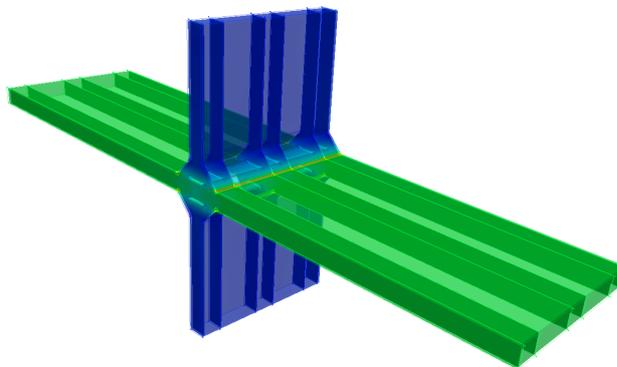


Figura 4.44: Secciones de estudio

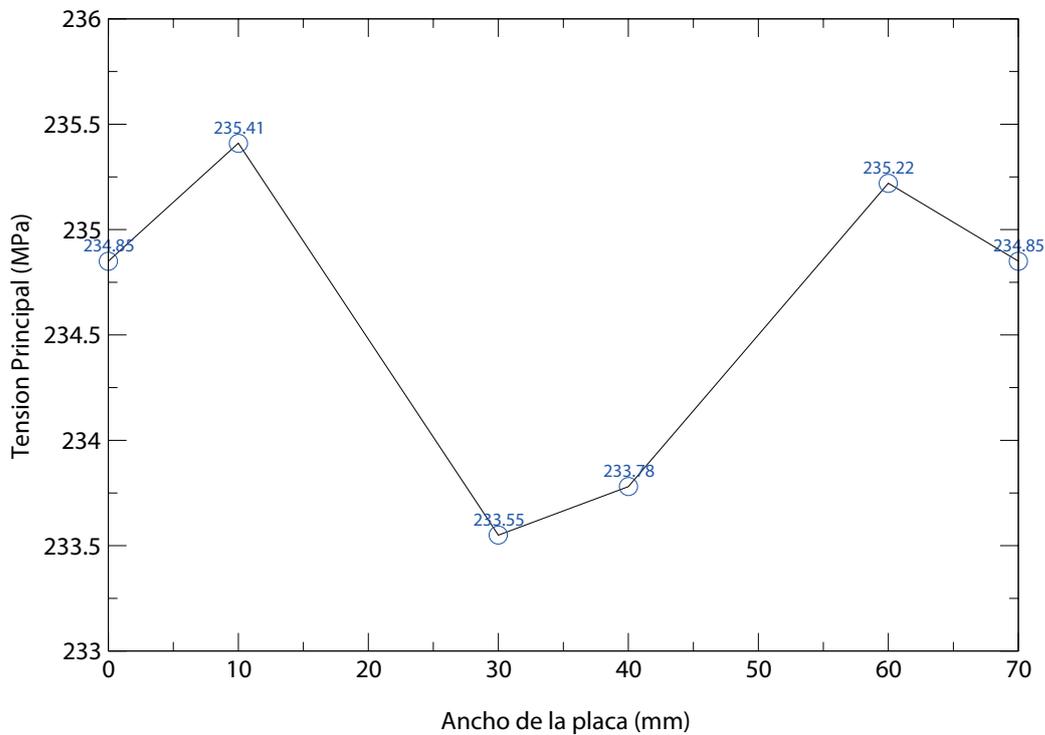


Figura 4.45: Tensiones medidas en los planos de sección

4.7.5. Conclusiones

- El resultado obtenido con Code_Aster se encuentra en el mismo rango que los resultados de referencia existentes, por tanto, se da por bueno el uso de este método para determinar el Factor de Concentración de Tensiones mediante este software.
- Aunque se ha cumplido con las recomendaciones del IIW, un tamaño de malla aún más fino en el entorno del acuerdo daría unos resultados aún más cercanos al valor de referencia. A parte, sería posible ofrecer un resultado más simétrico respecto al centro de la placa.
- En la gráfica de la Figura 4.45 se observa como las tensiones más altas se encuentran a 10 mm de los bordes libres de la placa y las tensiones menores en el centro. No obstante, la variación de las tensiones en las distintas secciones es menor a 2 MPa ($1,86MPa$).

4.8. Transición cónica. Análisis elástico, plástico y modos de pandeo

4.8.1. Introducción

Este tipo de detalle se utiliza para reducir el diámetro en perfiles circulares en un punto determinado de una estructura. Es de utilidad en construcciones en altura mediante perfiles circulares donde, a medida que se gana altura, no se necesita un diámetro tan grande como el de partida. El uso de este detalle es típico en estructuras esbeltas y está contemplado por DNV [1] como un elemento de especial interés.

No obstante, en este caso de estudio se van a dejar de lado los objetivos de este proyecto para mostrar otras capacidades de Code_Aster no relacionadas con la evaluación de la resistencia a fatiga. Para unas condiciones de contorno y de carga determinadas, se va a realizar un análisis elástico, un análisis plástico y, por último, se determinaran los primeros 4 modos de pandeo de la transición cónica.

La transición cónica estudiada consiste en un perfil circular de 323.9 mm de diámetro, con espesor de 10 mm, que pasa a otro de 219.1 mm de diámetro, con espesor de 12 mm, separados por una altura de 270 mm donde se produce la transición cónica con un espesor de 12 mm. Se somete al detalle a una carga axial ($N= 980000 \text{ N}$), un cortante ($V= 25000 \text{ N}$) y un Momento ($M= 210000000 \text{ N mm}$) tal y como se muestra en la Figura 4.46 para realizar los distintos análisis propuestos.

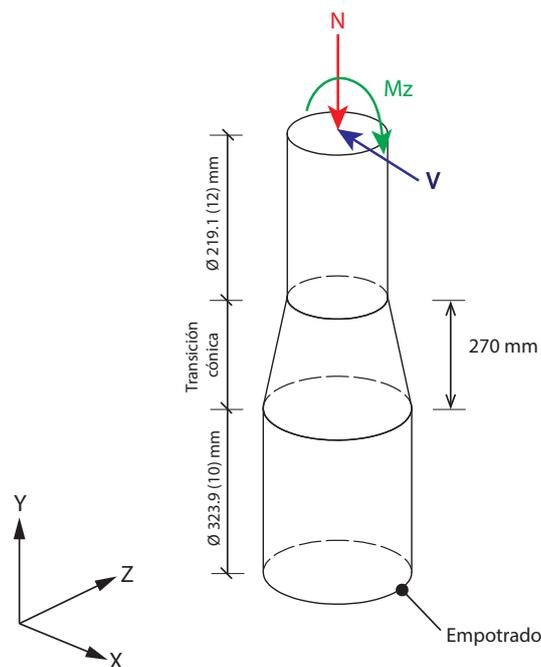


Figura 4.46: Transición cónica estudiada

4.8.2. Modelo de elementos finitos

En el modelo del detalle se han utilizado elementos tipo *Shell* representado solo la línea media de los distintos elementos y asignado el espesor correspondiente en el archivo de órdenes *.comm*. Se ha reproducido la geometría propuesta en la Figura 4.46 con una malla de elementos cuadrados de 8 nodos a la que en el archivo *.comm* se le añade un nodo central, teniendo finalmente elementos de 9 nodos de 5 mm de lado. Este nodo central es necesario para trabajar con modelos tipo SHELL y elementos cuadráticos.

Puesto que se trata de un problema simétrico tanto en geometría como en cargas, sólo se va a estudiar la mitad de la transición cónica a la que se le aplican la mitad de las cargas propuestas y condiciones de contorno adecuadas a lo largo del plano de simetría.

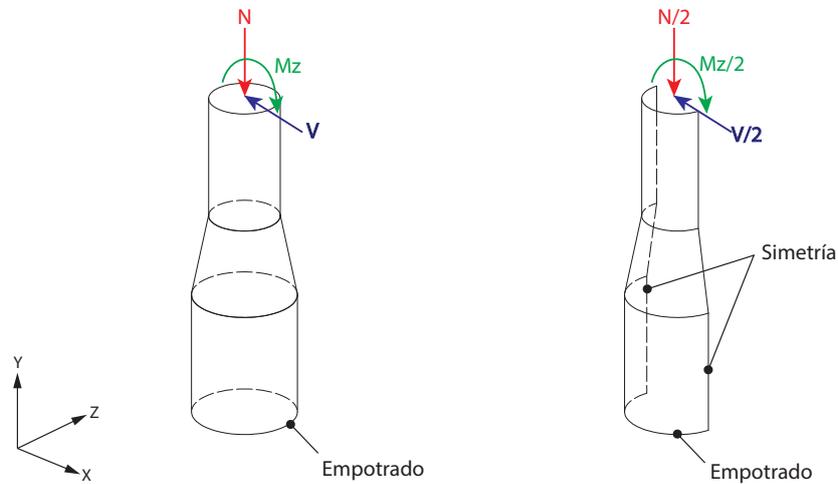


Figura 4.47: Simetría en Transición cónica estudiada

4.8.3. Análisis elástico

Para el análisis elástico se establece como material un acero S275 ($E = 210000\text{MPa}$; $\nu = 0,3$) con comportamiento elástico-lineal. En los resultados obtenidos se observa como la transición rota en el sentido del momento aplicado a la par que experimenta una compresión generalizada. En cuanto a las tensiones, es en el perfil de menor diámetro donde se producen los valores más altos, concretamente en la zona donde el momento produce compresión. Por otra parte, en la zona de cambio de espesor entre el tubo de mayor diámetro y el comienzo de la transición cónica también se produce un aumento de las tensiones.

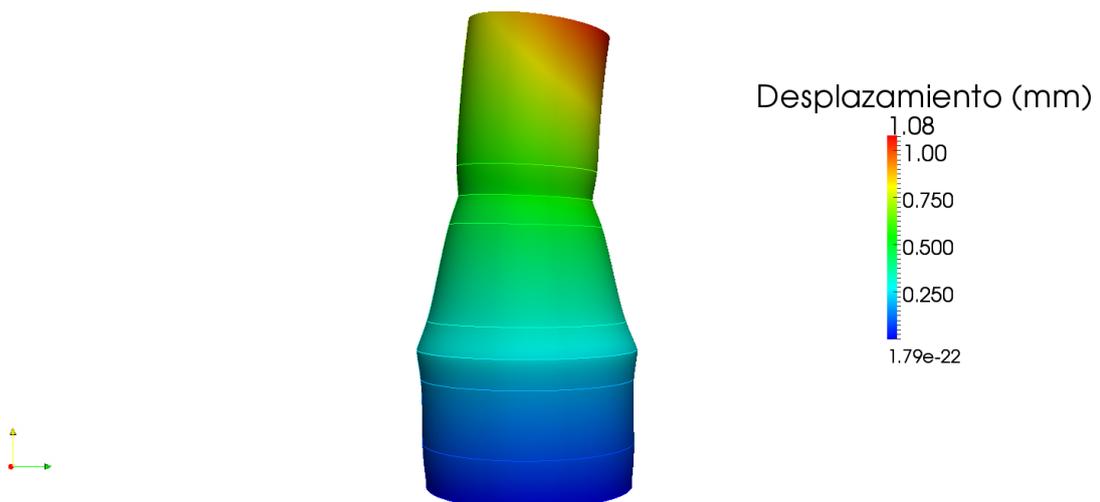


Figura 4.48: Deformada con campo de desplazamientos (magnitud) implementado para caso elástico. Escala x100.

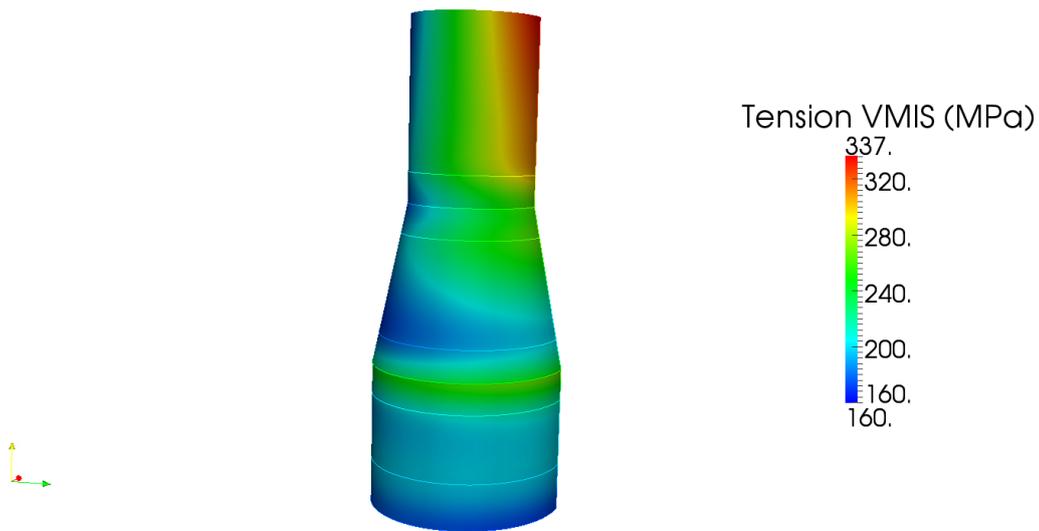


Figura 4.49: Tensiones de Von Mises para el caso elástico

4.8.4. Análisis plástico

Se considera comportamiento plástico basado en las tensiones de Von Mises de acuerdo al Eurocódigo 3 (EN-1993-1-5) que permite el uso de una curva de comportamiento bi-lineal para simplificar el comportamiento del acero. Como límite elástico para el acero S275 se toma $f_y = 275 MPa$, con una pendiente inicial de $E_1 = 210000 MPa$ y una pendiente secundaria, superado el límite elástico, de $E_2 = 2100 MPa$.

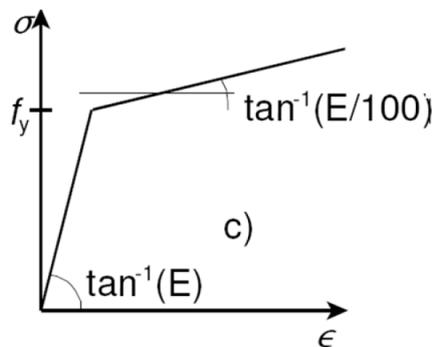


Figura 4.50: Comportamiento bi-lineal según Eurocódigo 3

En la deformada obtenida (Figura 4.51) llama la atención la existencia de una deformación plástica local en la zona superior de la pieza, producida por las elevadas tensiones alcanzadas en el lugar donde se aplican las cargas. No obstante, este efecto local no influye en la solución obtenida en la zona de la transición cónica que, tal y como se observa, se comporta de forma adecuada. En cuanto a las tensiones (Figura 4.52, se ha producido una distribución plástica en la zona donde el momento produce compresión. El límite elástico se ha superado y se ha recorrido la rama plástica hasta alcanzar un máximo de 287 MPa.

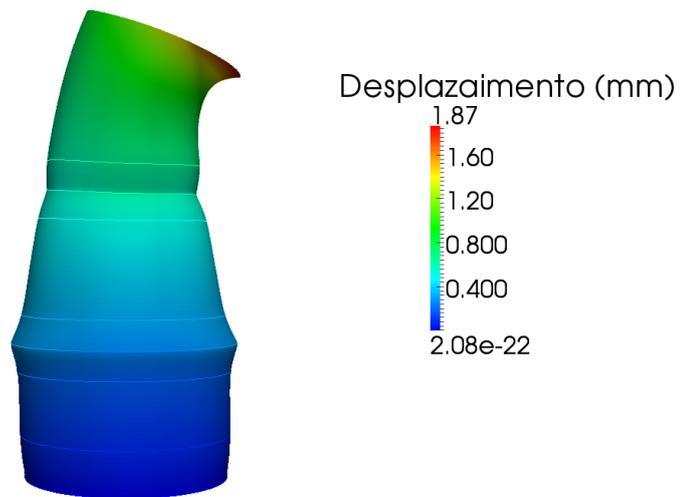


Figura 4.51: Deformada con campo de desplazamientos (magnitud) implementado para caso plástico. Escala x100.

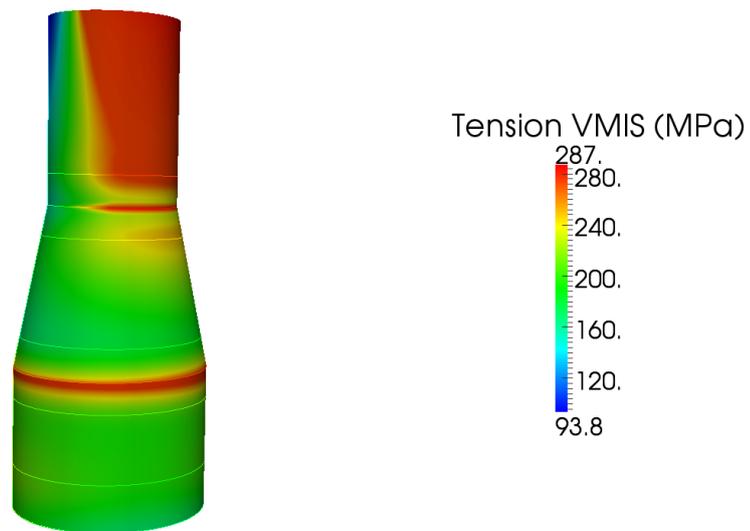
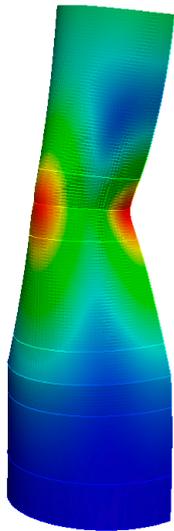


Figura 4.52: Tensiones de Von Mises para el caso plástico

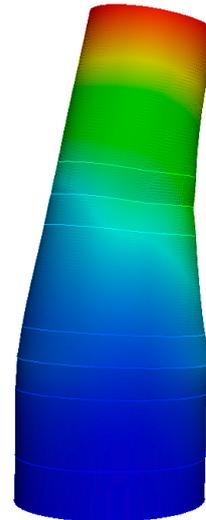
4.8.5. Modos de pandeo

Para terminar con el análisis de la transición cónica, se muestran los primeros 4 modos de pandeo para el estado de cargas propuesto. En este caso, al trabajar en 3 dimensiones, algunos modos de pandeo no son tan previsibles como en el análisis de dos dimensiones y pueden obtenerse modos de pandeo locales que no son de interés. Es trabajo del calculista determinar que modos de pandeo son de importancia para el detalle estructural estudiado.

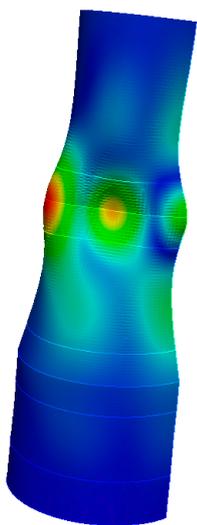
- **Modo 1:** Corresponde a una deformación en la parte superior de la transición cónica donde la sección circular se convierte en una elipse cuyo eje menor coincide con el plano de simetría.
- **Modo 2:** Aquí aparece un giro del perfil de menor diámetro articulado en la parte superior de la transición cónica.
- **Modo 3:** Aparecen abolladuras salientes y entrantes en la parte superior de la transición cónica.
- **Modo 4:** En este caso las abolladuras aparecen en el tubo de mayor diámetro con cierta orientación torsional.



Modo 1



Modo 2



Modo 3



Modo 4

Figura 4.53: Modos de pandeo obtenidos en la Transición Cónica

4.8.6. Conclusiones

- Queda comprobado el buen comportamiento de Code_Aster para el cálculo en régimen plástico, siendo los resultados coherentes con el resultado elástico obtenido y con la ley de comportamiento bi-lineal indicada.
- También se muestra la capacidad de Code_Aster para determinar los modos de pandeo para una pieza compleja planteada en 3 dimensiones. Los modos obtenidos son coherentes con las cargas aplicadas.
- El modelado con elementos SHELL es muy útil para piezas tipo placa, acelerando los cálculos al solo tener que mallar la línea media de los elementos pero con la desventaja de no poder introducir los cordones de soldadura que darían mayor rigidez a la estructura. Para introducirlos habría que optar por un modelo 3d que llevaría a un mayor esfuerzo de modelado y calculo.

4.9. Contacto en unión mediante bridas

4.9.1. Introducción

En este caso se estudia el comportamiento de una unión mediante bridas para dos perfiles circulares sometidos a tracción. Es importante determinar si se produce deslizamiento o despegue entre las bridas durante su funcionamiento ya que estos factores influyen en el Factor de Concentración de Tensiones en la soldadura ejecutada entre la brida y el perfil.

Para estudiar el comportamiento de la brida, en una primera fase, se pretensan los tornillos y se observa si la brida desliza como consecuencia de la presión ejercida. En la segunda fase, partiendo de la situación de tornillos pretensados, se aplica una tensión de tracción en los perfiles unidos a la brida y se observa si existe despegue del plano base de la brida. Además, se comprobará la tensión final alcanzada en el vástago del tornillo que se carga como consecuencia del momento secundario que produce el esfuerzo de tracción aplicado en los perfiles. Este resultado se comparará con el obtenido en un manual del software COMPSOL para un caso de estudio similar.

Las bridas consideradas tienen un diámetro exterior de 360 mm con un canto de 30 mm. A ellas se les unen perfiles circulares de 220 mm, con espesor de 20 mm. Están unidas mediante 4 tornillos M24 que se consideran pretensados al 80 % de su límite elástico. Supuesto que son tornillos clase 8.8, su límite de elástico es de 640 MPa, por lo que la fuerza de pretensado será de $640 \cdot 0,8 = 512 MPa$.

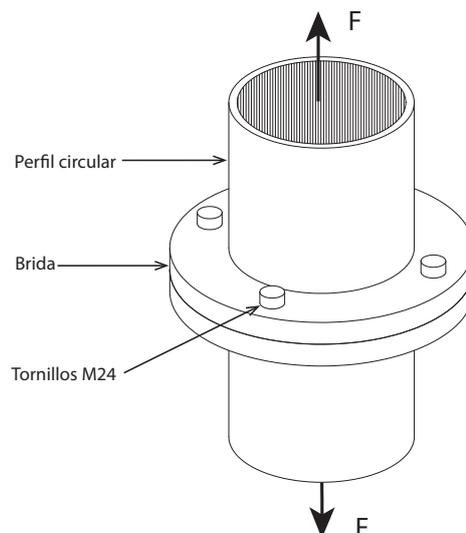


Figura 4.54: Unión propuesta

4.9.2. Modelo de elementos finitos

En este problema existe simetría axial a 45° respecto del eje que contiene a los perfiles circulares, por tanto, se estudia una porción de 45° de unión. Además existe simetría respecto del plano que separa ambas bridas, por lo que se estudia solo una brida apoyada sobre una placa cuadrada para simplificar el problema. Para el mallado de la brida y la placa de apoyo se utilizan tetraedros de orden superior de 5 mm de lado. Para el mallado del tornillo, que se ha simplificado mediante dos cilindros que simulan cabeza, arandela y vástago, se han utilizado elementos tipo cúbicos de orden superior (20 nodos) de tamaños variables para adaptarse a la geometría del tornillo pero, en cualquier caso, de menor tamaño que los tetraedros.

Como condiciones de contorno se han establecido condiciones de simetría en las caras resultantes de la simetría axial y se ha empotrado la cara inferior de la placa de apoyo. Se han establecido relaciones de contacto entre la cara superior de la placa de apoyo y la base de la brida y entre la cabeza del tornillo y la brida. Este contacto se ha establecido sin rozamiento entre superficies para simplicidad del problema, pero para modelar correctamente habría que estudiar los coeficientes de rozamiento entre ambas superficies.

Las cargas, en la primera fase, se aplican de forma que la tensión en el vástago del tornillo sea de aproximadamente 512 MPa mediante un acortamiento del mismo. En la segunda fase se ejerce una fuerza de tracción en el perfil circular hasta que alcanza una tensión nominal de 80 MPa.

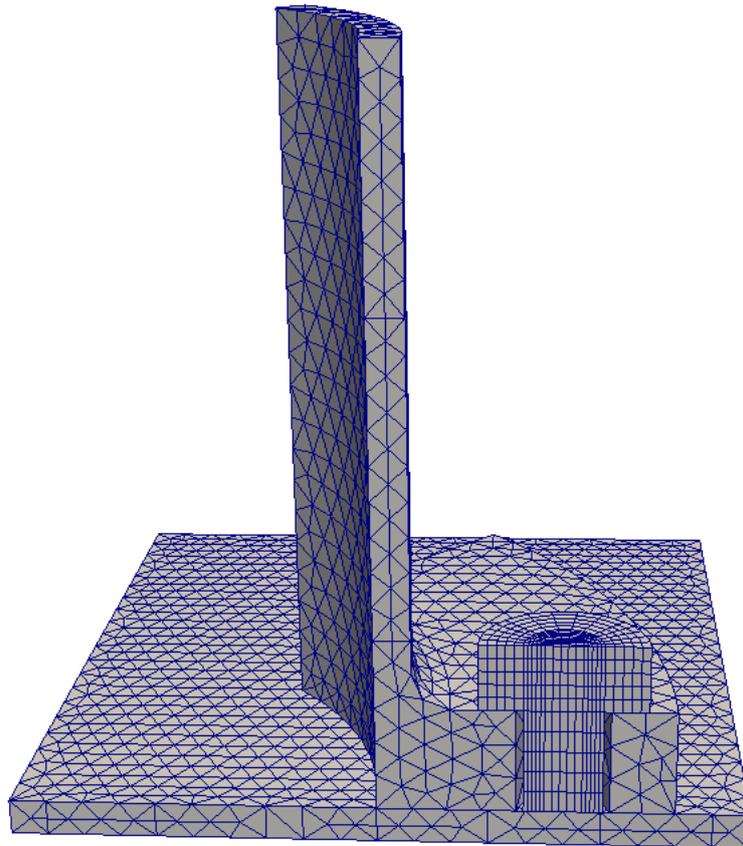


Figura 4.55: Malla utilizada para el modelo de contacto entre bridas

4.9.3. Primera fase: Pre-tensado

Se le aplica al vástago del tornillo una deformación hasta que se encuentre aproximadamente a 512 MPa. Debido a las interacciones que aparecen como consecuencia del contacto entre la cabeza del tornillo y la brida es complicado alcanzar los 512 MPa de forma constante a lo largo de todo el vástago, por tanto, se toma este valor de 512 MPa como un dato orientativo. En la deformada se observa como la cabeza del tornillo intenta “clavarse” en la brida, transmitiéndole la tensión de pre-tensado mediante el contacto de entre la cabeza y la brida.

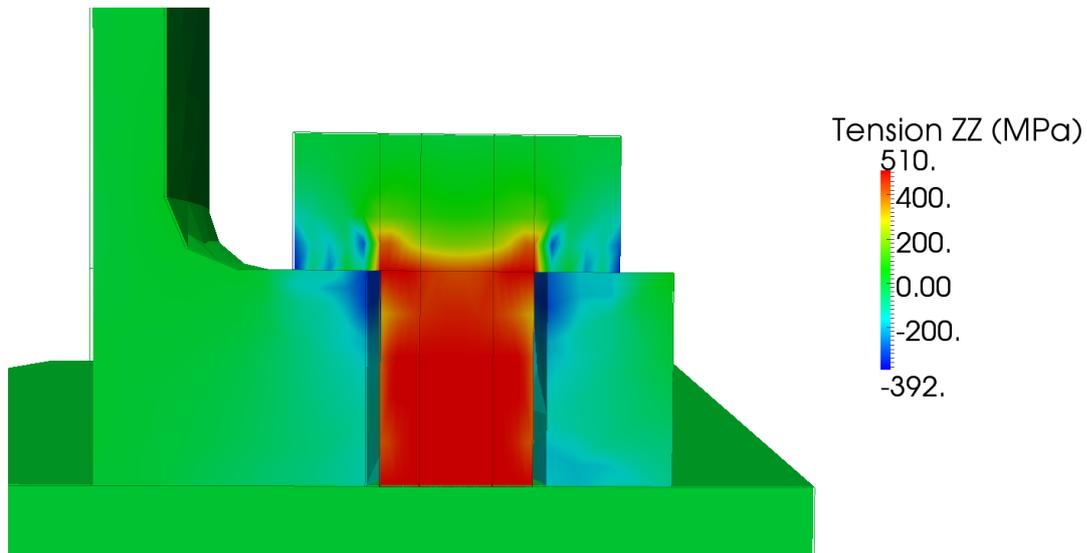


Figura 4.56: Tensiones en la componente Z en el tornillo después de pre-tensado

4.9.4. Segunda fase: Tracción

Se va aplicando el esfuerzo de tracción hasta alcanzar los 80 MPa en el perfil circular. En la Figura 4.59 se observa el estado de tensiones final, donde el vástago del tornillo se ha cargado en su extremo exterior como consecuencia del momento de palanca que aparece. Este aumento de tensión se registra en una gráfica en función del aumento de la tensión de tracción en la Figura 4.60, medido en la zona que se indica en la Figura 4.59. La deformada del estado final (Figura 4.58) evidencia que en el caso estudiado se produce despegue en las zonas alejada del tornillo.

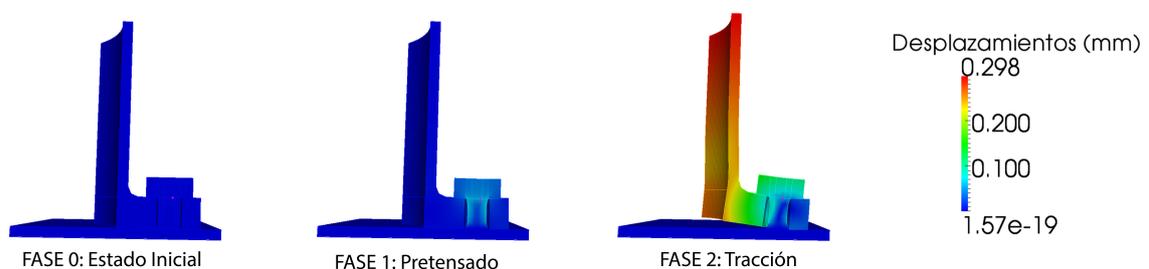


Figura 4.57: Evolución de la deformada para las distintas fases

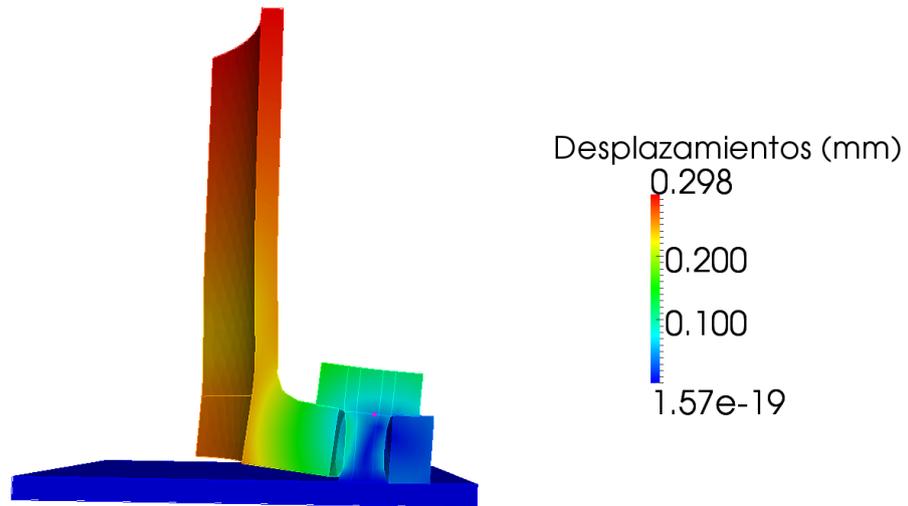


Figura 4.58: Deformada para el estado final de tracción

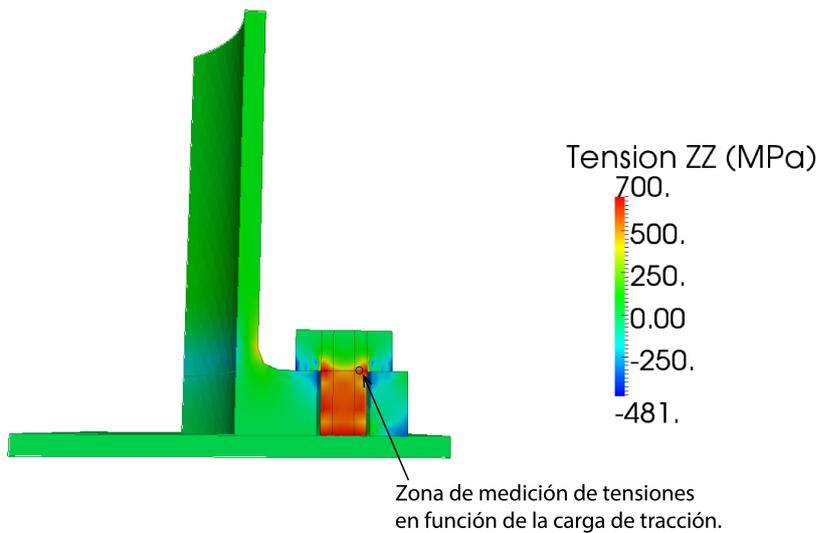


Figura 4.59: Tensiones para el estado final de tracción

En la Figura 4.60 se compara la evolución de las tensiones en el vástago del tornillo con el resultado obtenido para un caso de estudio similar llevado a cabo con el software COMSOL (*Prestressed Bolts in a Tube Connection*). Aunque en el caso desarrollado en este proyecto se han realizado varias simplificaciones que hacen que no coincida el resultado de forma exacta, sí que se puede observar como las tensiones evolucionan forma similar en ambos análisis.

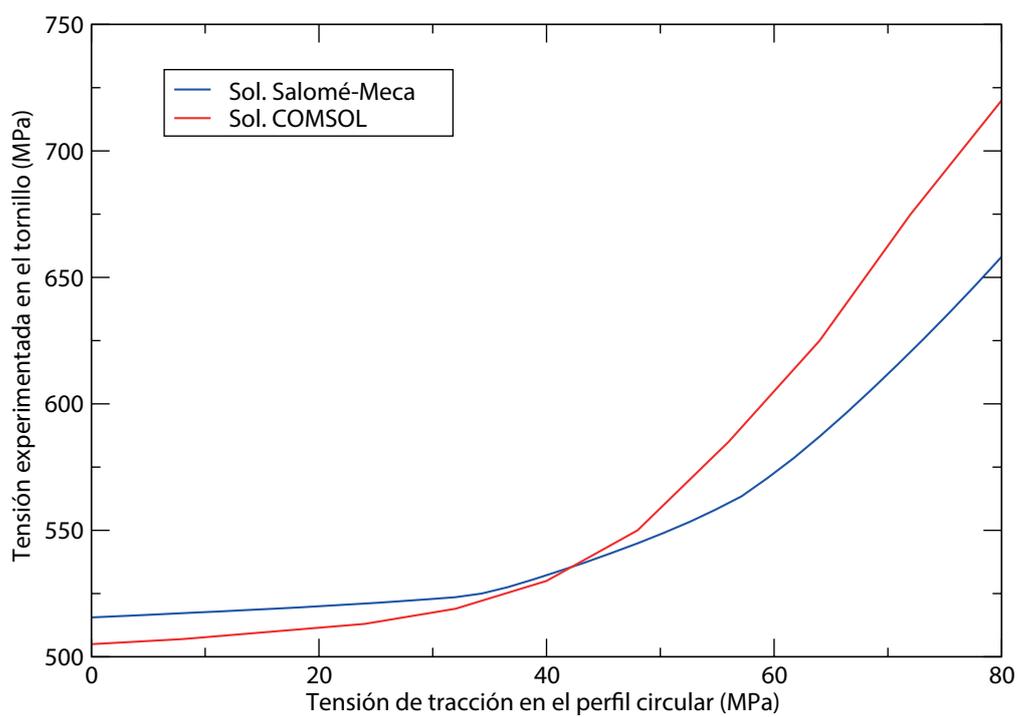


Figura 4.60: Gráfica que relaciona la evolución de las tensiones en el tornillo con el aumento de la tracción en el perfil circular

CAPÍTULO 5

Evaluación del daño por fatiga en puente de ferrocarril de alta velocidad

5.1. Introducción

La alta velocidad plantea uno de los campos de la ingeniería de mayor interés en la Europa actual. España, con más de 2600 km de líneas de alta velocidad, es el primer país de Europa y el segundo del mundo en kilómetros construidos, siendo además pionera en el sector del I+D+I ferroviario. El fomento que está experimentando este sector va acompañado de un aumento en la construcción de puentes para salvar los distintos accidentes geográficos que se presentan.

Estas estructuras tienen unas condiciones de carga y geometría mucho más exigentes que los puentes de carretera por lo que su diseño suele llevar al uso de tipologías estructurales singulares. Debido a la naturaleza cíclica y aleatoria de las cargas producidas por el paso de un tren, el estado límite de fatiga es uno de los más importantes a considerar. A parte, otras acciones como el viento, también producen cargas de carácter fluctuante pero, por simplicidad y sin afectar a los objetivos de este proyecto, sólo se van a considerar las cargas producidas por el paso de trenes durante la vida útil de la estructura.

Actualmente el análisis de fatiga en la construcción de puentes se basa casi exclusivamente en el enfoque basado en las curvas S-N y el daño acumulado [37]. En este capítulo, además de usar esta metodología en sus distintas variantes, se evaluará el daño por fatiga según los fundamentos de la Mecánica de la Fractura, metodología recogida por el IIW [3]. Este enfoque, además de ser más realista, tiene la ventaja de que también se puede utilizar para el control de grietas existentes, optimizando los trabajos de inspección y mantenimiento.

Como referencia para el puente de ferrocarril de estudio se utilizará el puente arco de Santa Ana situado en la línea de alta velocidad Córdoba-Málaga. A partir de los datos ofrecidos en [4] se elaborará un modelo de forma simplificada en SAP2000 para generar las series de axiles correspondientes al paso de un tren. Con estas cargas se evaluará el daño por fatiga en el nudo formado en la parte superior del arco con los perfiles que lo unen al tablero. El diseño de este nudo es de elaboración propia, estando inspirado en los nudos originales del puente de referencia.

El procedimiento a seguir, una vez definidas la geometría y cargas del caso de estudio, será evaluar el daño por fatiga mediante los distintos métodos existentes para periodos de retorno de 50 y 100 años. Finalmente, se compararán los resultados obtenidos y la capacidad del software para cada uno de los enfoques utilizados.

5.2. Puente de referencia: El puente arco de Santa Ana

Para la evaluación del daño por fatiga en un puente de ferrocarril se va a tomar como referencia el puente arco de Santa Ana sobre la línea de alta velocidad Córdoba-Málaga. El motivo de la elección

se debe a la existencia de una serie de condicionantes que llevan a la elección de un puente arco superior tipo bow-string de 86,40 m de luz para el vano principal [4].

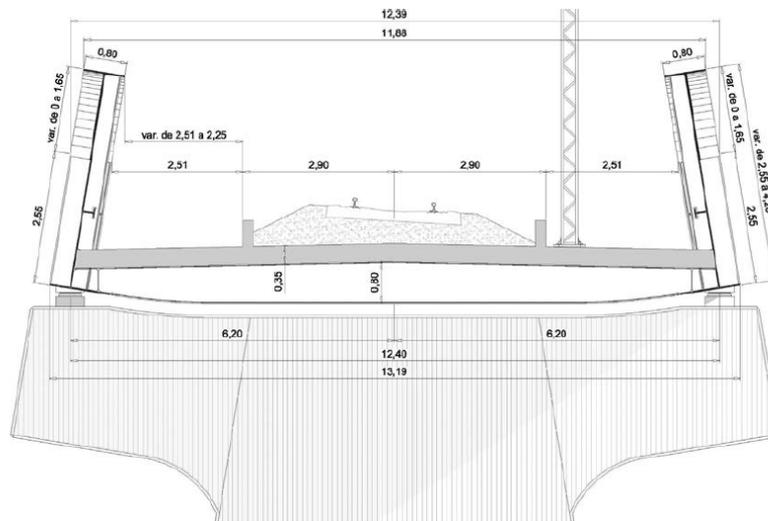


Figura 5.1: Sección transversal tipo sobre pilas de vano central [4]

El tablero se define mediante dos vigas metálicas longitudinales exteriores en doble T rigidizadas continuas en toda la longitud del viaducto. En el vano central cada viga cuenta con un arco metálico inclinado 9° respecto a la vertical, al igual que las vigas longitudinales, para dotar de mayor rigidez al conjunto [4]. Cada arco se describe mediante una viga metálica de sección cajón de $0,8 \times 1,50$ m y está conectado a las vigas longitudinales mediante perfiles tubulares metálicos, describiendo una celosía [4]. Las características singulares del tablero, que lo hacen especialmente sensible a vibraciones dinámicas, obligaron a realizar un laborioso y complejo estudio dinámico de la estructura hasta llegar al diseño definitivo de la misma [4].

Los vanos de acceso al arco poseen luces de 32,40 y 27,00 m a ambos lados del vano principal, dando una longitud total de 205,20 metros. El peso total de acero estructural S 355 del tablero es ligeramente superior a 900 t [4].

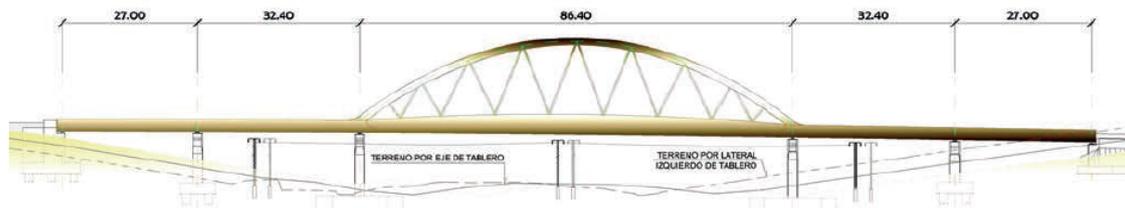
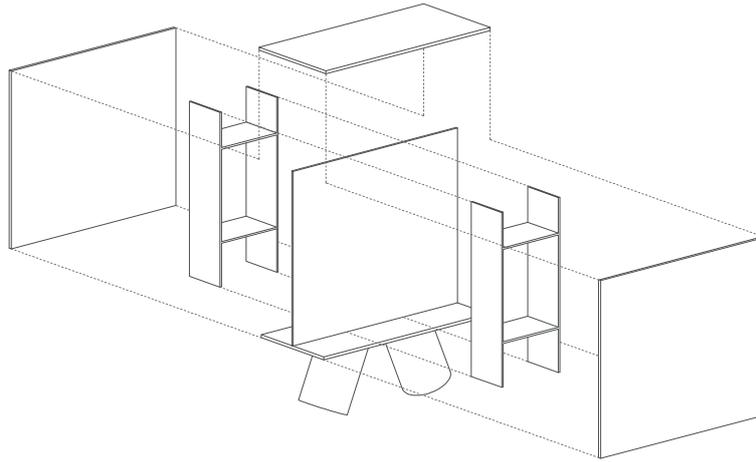


Figura 5.2: Vista general de puente de referencia [4]

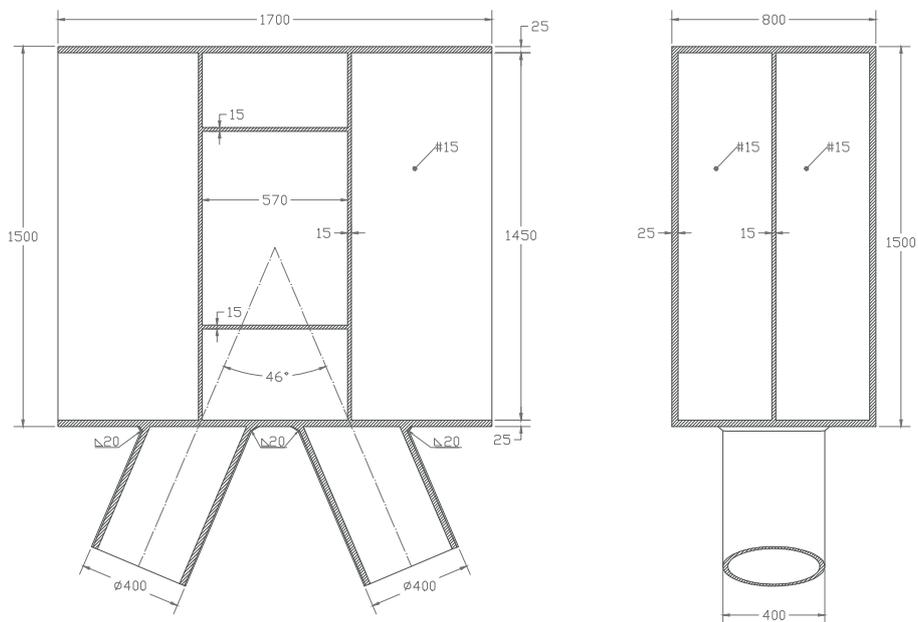
5.3. Descripción geométrica del nudo de estudio

El detalle del puente considerado como caso de estudio está localizado en uno de los nudos formados en la parte alta del arco. Consiste en un cordón principal formado por una viga en cajón de $0,8 \times 1,5$ m al que llegan dos diagonales con sección circular que forman parte de la celosía que se forma entre el arco del puente y el tablero. Las diagonales, inclinadas 23° respecto a la vertical, son

de sección circular con un diámetro de 400 mm y un espesor de 20 mm. El cordón cuenta con un rigidizador longitudinal que pasa por su plano de simetría. Además, posee dos rigidizadores transversales situados de forma que coinciden con la unión de las diagonales con el cordón principal. Para completar los rigidizadores, se han colocado dos rigidizadores horizontales entre los rigidizadores verticales, dando lugar a la configuración mostrada en la Figura 5.3.



Despiece volumétrico



Sección longitudinal

Vista lateral

Figura 5.3: Geometría del nudo propuesto para estudio

5.4. Modelo en SAP2000 para generación de series temporales de tensiones

Las acciones con las que se va a estudiar la fatiga en el nudo se generan a partir de un modelo del puente de referencia en SAP2000. Este modelo ha sido proporcionado por Alejandro E. Martínez Castro, tutor del proyecto. Para generar la serie de tensiones se simula el paso por el puente de un tren AVE a 210 Km/h, extrayendo la serie temporal de axiles que se genera en una de las diagonales que llegan al nudo de estudio.

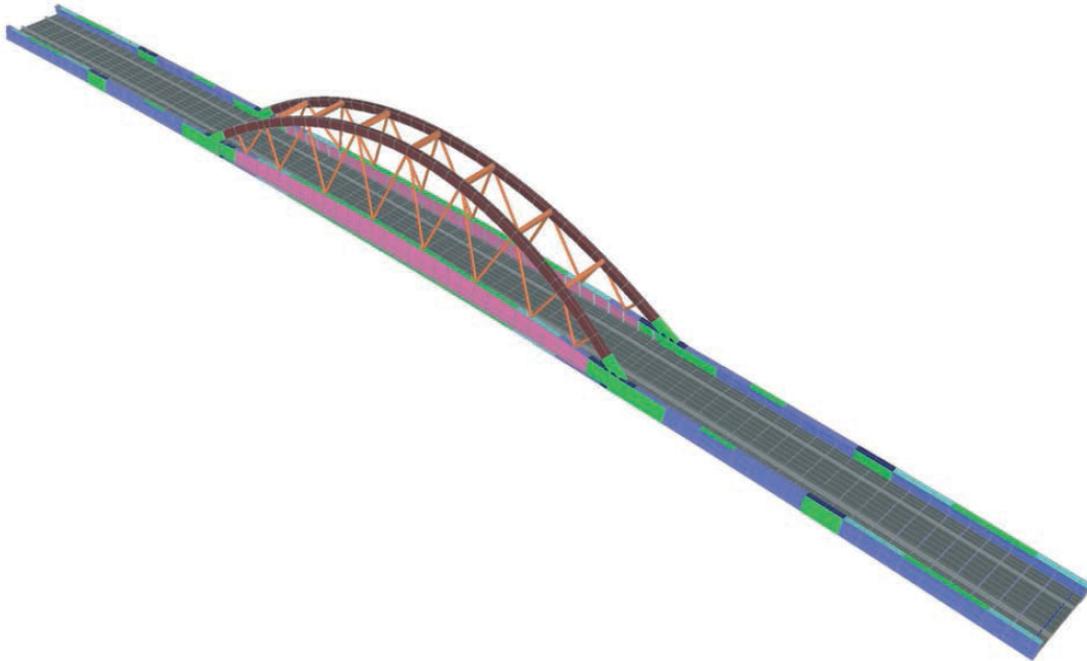


Figura 5.4: Modelo en SAP2000 del Arco de Santa Ana [4]

Para el estudio de la fatiga en los periodos de retorno de 50 y 100 años se considerará que un tren como el utilizado para la simulación de las tensiones recorre el puente cada 15 minutos, estando operativo desde las 7:00 hasta las 23:00 horas todos los días de la semana.

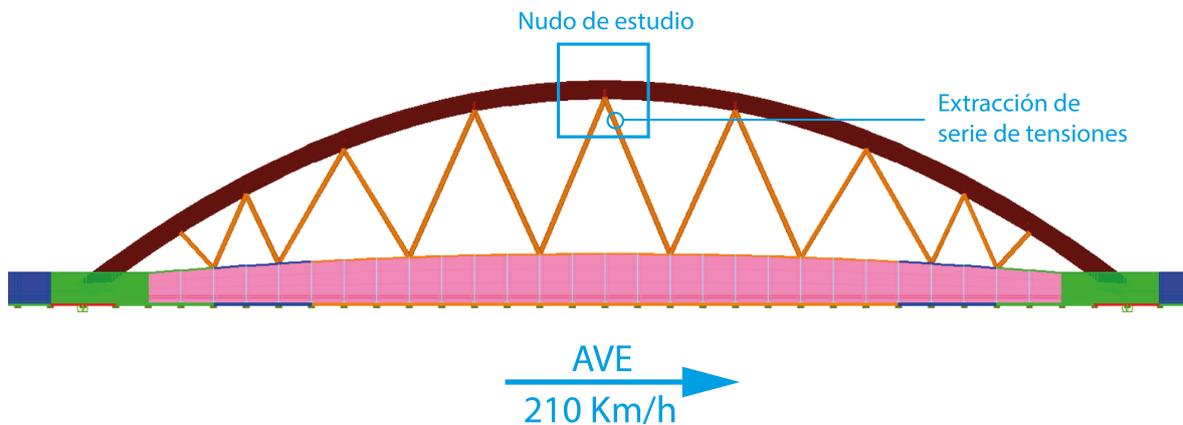


Figura 5.5: Detalle de extracción de tensiones en modelo SAP2000

5.5. Serie temporal de tensiones

Del modelo creado en SAP2000 se obtiene la serie temporal de tensiones en uno de los tirantes de coronación del puente para el paso de un tren AVE a 210 Km/h. Tal y como se muestra en la Figura 5.3, la sección circular del tirante cuenta con un diámetro exterior de 400 mm y un espesor de 20 mm, teniendo un área de $0,0239m^2$.

La serie temporal generada tiene en abscisas el tiempo en segundos y en ordenadas el esfuerzo Axil en Newton, es inmediato obtener las tensiones en Mega-Pascales:

$$\sigma(MPa) = \frac{Axil(N)}{Area(m^2) \cdot 1x10^6} \quad (5.1)$$

La serie temporal en el otro tirante de coronación es prácticamente idéntica a la mostrada en la Figura 5.6 y, por tanto, se va a trabajar con la misma serie de tensiones para simplificar los cálculos sin afectar a los objetivos del proyecto.

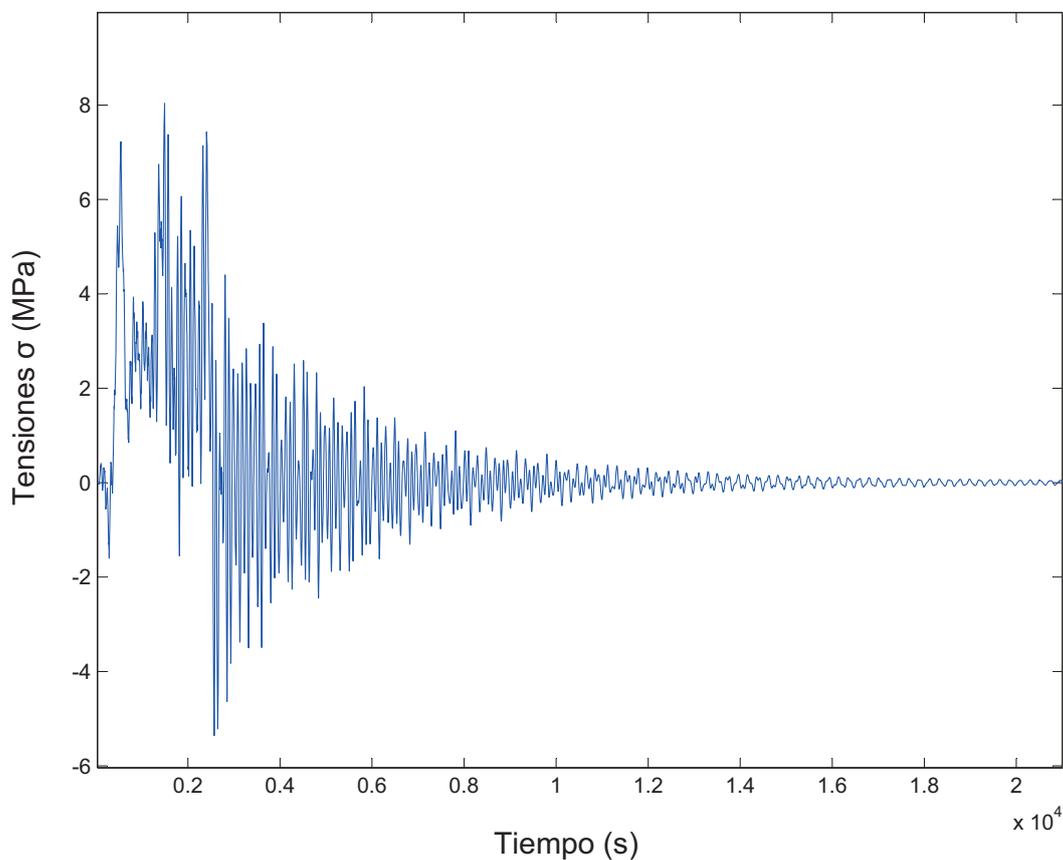


Figura 5.6: Serie temporal de tensiones en el tirante de coronación para el paso de un tren AVE

Para poder llevar a cabo el análisis de fatiga es necesario transformar la serie temporal de tensiones en ciclos de amplitud constante. Este proceso se lleva a cabo con la ayuda de un paquete específico implementado en Matlab que tiene como dato de entrada la serie temporal de tensiones y como dato de salida el número de ciclos para cada escalón de carga de amplitud constante según el método Rainflow. El número de escalones en que se divide la serie temporal para ser evaluada

mediante el algoritmo es definido por el usuario. En este caso se han definido 20 escalones de carga siguiendo las recomendaciones del IIW [3].

Es importante tener en cuenta que Matlab da como salida la amplitud de los escalones de carga y para el análisis de fatiga se necesitan los rangos de tensiones. Para pasar de amplitud a rango de tensiones basta con multiplicar la amplitud por 2 puesto que se está trabajando con amplitudes constantes.

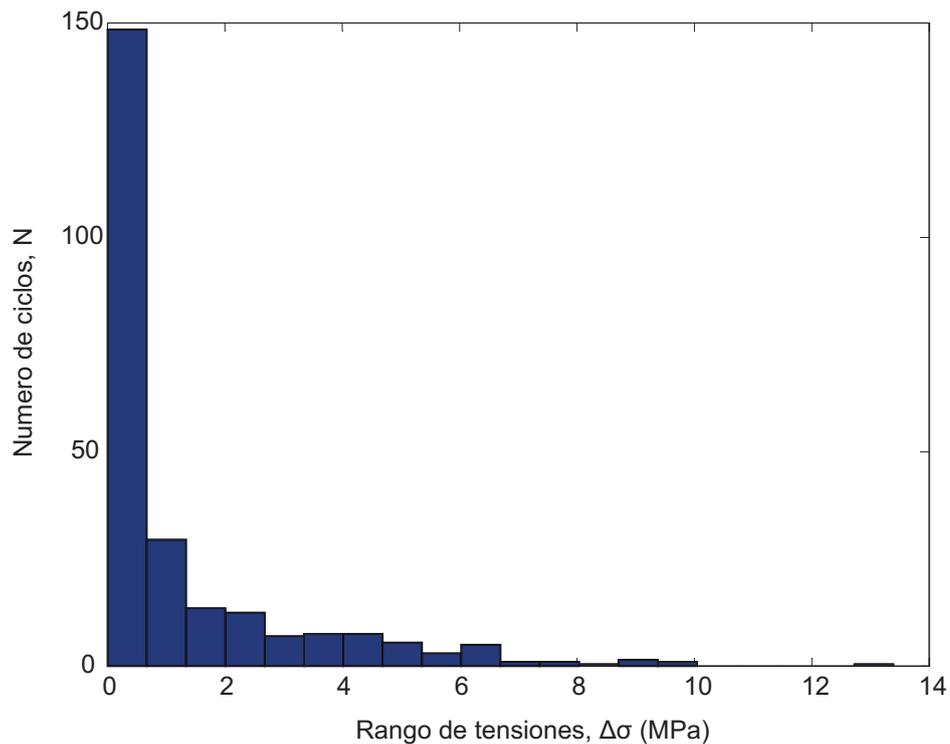


Figura 5.7: Histograma generado por el conteo Rainflow con 20 escalones de carga

Los datos mostrados en la Figura 5.7 corresponden al paso de un tren AVE. Ahora falta por determinar el número de ciclos generados para periodos de retorno de 50 y 100 años. Esto se obtiene determinando el número de trenes que pasan por el puente en dichos periodos de tiempo. El registro de un tren se produce cada 15 minutos, siendo 16 el número de horas operativas al día (7:00 hasta 23:00), por tanto, $16 \cdot 4 = 64$ repeticiones al día. Esto supone $365 \cdot 64 = 23360$ repeticiones al año, $50 \cdot 23360 = 1,16 \times 10^6$ repeticiones en 50 años y $2 \cdot 1,16 \times 10^6 = 2,32 \times 10^6$ repeticiones en 100 años. Multiplicando los valores obtenidos en la Figura 5.7 por el número de repeticiones obtenidas para 50 y 100 años se obtiene el número de ciclos total para los periodos de retorno considerados. En la tabla 5.1 se muestra el número de ciclos para cada rango de tensiones.

Como se verá más adelante, la metodología basada en la Mecánica de la Fractura necesita de un proceso iterativo en cada escalón de carga. Debido a lo laborioso que resulta cada iteración se ha optado por dividir la carga en 10 escalones para la evaluación de este método. En este caso no afecta a los resultados puesto que la gran mayoría de las tensiones se concentran en un rango determinado. En el caso de que el histograma estuviera muy repartido entre los distintos escalones de carga esta

$\Delta\sigma$ (MPa)	n^{50}	n^{100}
0,3348	173448000	346896000
1,0045	34456000	68912000
1,6742	15768000	31536000
2,3439	14600000	29200000
3,0136	8176000	16352000
3,6832	8760000	17520000
4,3529	8760000	17520000
5,0226	6424000	12848000
5,6923	3504000	7008000
6,3619	5840000	11680000
7,0316	1168000	2336000
7,7013	1168000	2336000
8,3709	584000	1168000
9,0406	1752000	3504000
9,7103	1168000	2336000
10,3799	0	0
11,0496	0	0
11,7193	0	0
12,3890	0	0
13,0587	584000	1168000

Tabla 5.1: Número de ciclos para periodos de retorno de 50 y 100 años con 20 escalones

simplificación no sería válida. Siguiendo el mismo procedimiento que para la división en 20 escalones, se obtiene el número de ciclos correspondientes a cada rango de tensiones para los periodos de retorno de 50 y 100 años.

5.6. Evaluación del daño por fatiga mediante el método Hot-Spot

En este apartado se evalúa el daño por fatiga para periodos de retorno de 50 y 100 años. En primer lugar, se realiza el modelo de elementos finitos para determinar la tensión en el Hot-Spot y se comprueba la capacidad de Salomé-Meca para llevar a cabo un análisis de este tipo. Posteriormente se calcula el daño por fatiga utilizando la curva S-N adecuada y la regla de Palmgren-Miner.

5.6.1. Modelo de elementos finitos

En el modelo de elementos finitos se ha reproducido la geometría descrita en la Figura 5.3. Para el mallado de las diagonales y la base del cordón se han utilizado hexaedros de 20 nodos con un tamaño de $t/2 \times t/2$ siendo t el espesor de las diagonales o de la base del cordón, según corresponda. Se cumple así con las recomendaciones de DNV [1], IIW [3] y otros para posteriormente llevar a cabo una extrapolación lineal. En el resto del nudo, zona de menor importancia, se ha optado por una malla de tetraedros cuadráticos de mayor tamaño.

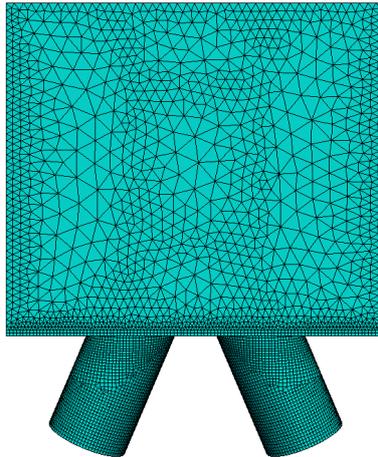


Figura 5.8: Malla del modelo para evaluación Hot-Spot

La malla de la Figura 5.8 cuenta con 524797 nodos, 299256 tetraedros cuadráticos y 26256 hexaedros cuadráticos. Como condiciones de carga y contorno se empotran las caras libres del cordón principal y se somete a cada una de las diagonales a una tensión normal de 100 MPa, estando una diagonal a tracción y la otra a compresión.

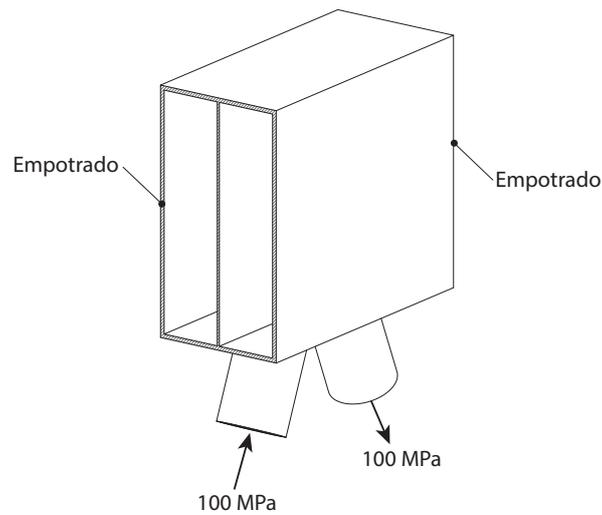


Figura 5.9: Condiciones de contorno para el caso de estudio

Finalmente, se lleva a cabo el análisis de elementos finitos imponiendo como material acero ($E = 210000\text{MPa}$, $\nu = 0,3$) con comportamiento elástico lineal. El problema converge sin problemas y da como solución los campos de tensiones para su post-proceso.

5.6.2. Evaluación del entorno Salomé-Meca para el análisis Hot-Spot

En líneas generales se puede afirmar que no ha habido grandes dificultades para llevar a cabo el análisis. El módulo GEOM de Salomé es eficaz para generar este tipo de geometrías, destaca las herramientas específicas para introducir el cordón de soldadura. Es en la generación de la malla donde se han encontrado más problemas, ya que el módulo MESH es poco operativo para el mallado con hexaedros de geometrías complejas como puede ser la unión de las diagonales con la base del cordón principal.

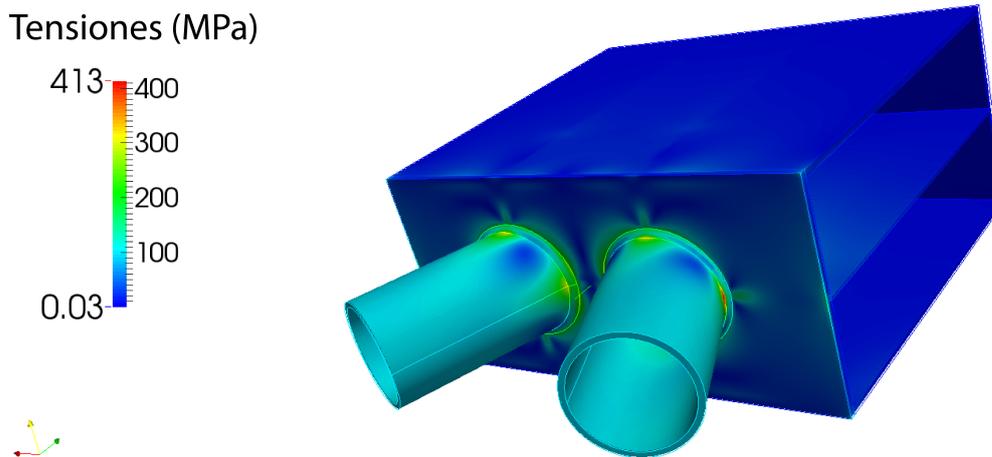


Figura 5.10: Campo de tensiones para el método Hot-Spot

Para solucionar este problema se ha seguido un procedimiento de mallado manual, mallando primero aristas, luego superficies y, por último, volúmenes. Esta tarea es laboriosa y requiere bastante tiempo en comparación con los algoritmos automáticos de mallado. El resto de procesos, como la elaboración del archivo de órdenes *.comm*, realización de la simulación y post-proceso se han llevado a cabo sin problemas, destacando la potencia del módulo ParaVis para la evaluación de tensiones a lo largo de líneas situadas en superficies como se verá en el siguiente apartado.

5.6.3. Post-proceso: Máxima tensión Hot-spot

En esta fase hay que determinar la zona donde se produce la mayor tensión en el Hot-Spot. Debido a la existencia de los distintos rigidizadores, esta tarea se complica y es necesaria la evaluación de las tensiones a lo largo de distintas líneas tanto en las diagonales como en el cordón de soldadura. En la Figura 5.11 se muestran las líneas de evaluación utilizadas en este caso.

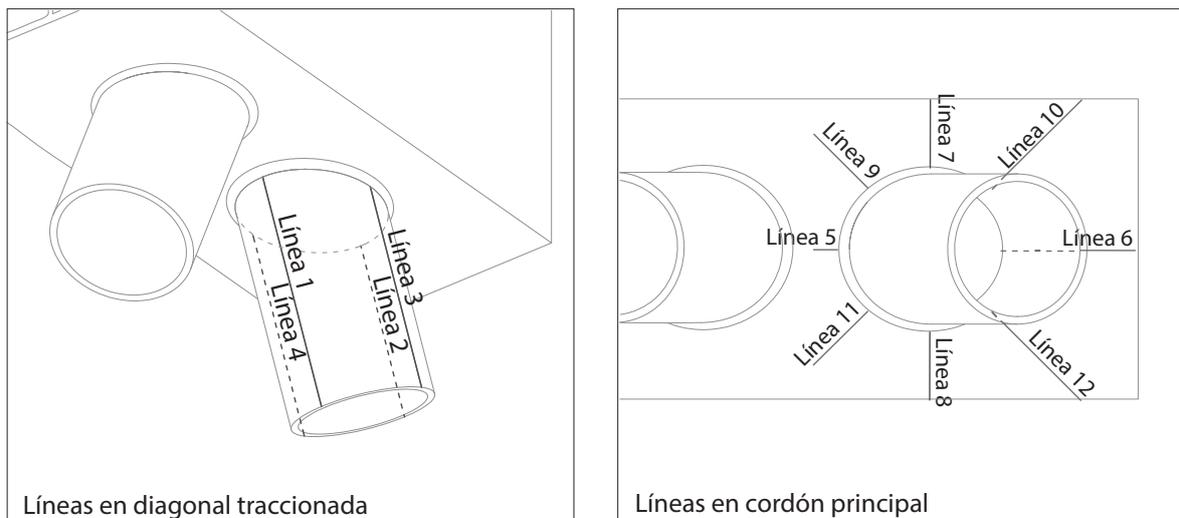


Figura 5.11: Líneas para evaluación de tensión Hot-spot

Puesto que en la mayoría de los casos las tensiones medidas no son tensiones principales es necesario, antes de su evaluación, transformar la matriz de tensiones que proporciona el módulo ParaVis en tensiones normales según la dirección de la línea evaluada. Esto se consigue con la siguiente operación:

$$\sigma_n = \vec{n}^T \cdot \vec{\sigma} \cdot \vec{n} = (n_1, n_2, n_3) \begin{pmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} & \sigma_{13} \\ \sigma_{12} & \sigma_{22} & \sigma_{23} \\ \sigma_{13} & \sigma_{23} & \sigma_{33} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} n_1 \\ n_2 \\ n_3 \end{pmatrix}$$

Obtenidas las tensiones normales se lleva a cabo el proceso de extrapolación lineal, obteniendo la mayor tensión Hot-spot en la línea 2. En la tabla 5.2 se resumen los resultados obtenidos:

línea	Tensión en el Hot-Spot (MPa)
1	333.6
2	426.6
3	316.6
4	318.0
5	121.9
6	-12.4
7	92.6
8	91.1
9	195.6
10	122.2
11	186.2
12	109.8

Tabla 5.2: Tensión Hot-Spot en las líneas evaluadas

Las gráficas de extrapolación de tensiones para la obtención de los resultados mostrados en la tabla 5.2 se pueden consultar en el Apéndice A.

5.6.4. Evaluación del daño a fatiga

La curva S-N utilizada para el análisis es la curva T según la clasificación de DNV [1], indicada para uniones oblicuas de perfiles circulares. Esta curva tiene una pendiente $m=3$ y un punto de inflexión a los $N = 10^7$ ciclos y $\Delta\sigma = 52,64MPa$, a partir del cual la pendiente pasa a ser 5.

Para entrar en esta curva y obtener el número de ciclos de fallo para cada rango de tensiones se multiplican los rangos de tensiones nominales por el Factor de Concentración de Tensiones según la tensión obtenida en el Hot-Spot:

$$FCT_{Hot-Spot} = \frac{Tension\ Hot - Spot}{Tension\ Nominal} = \frac{426MPa}{100MPa} = 4,26 \quad (5.2)$$

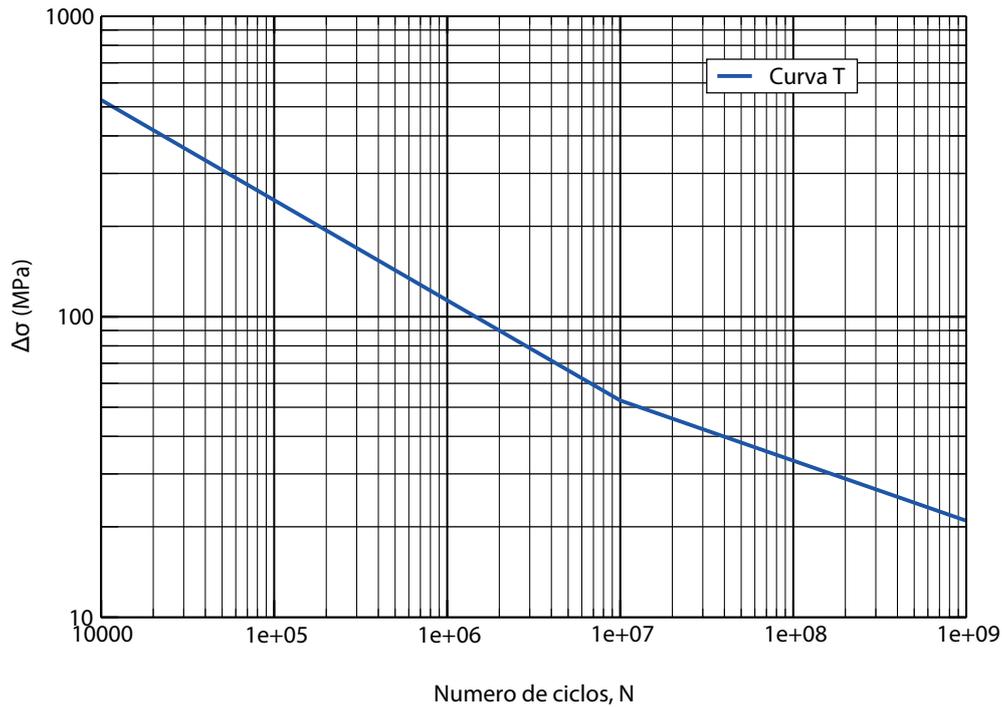


Figura 5.12: Curva T según clasificación de DNV [1]

Por tanto, los rangos de tensiones de entrada en la curva S-N serán:

$$\Delta\sigma_{Hot-Spot} = FCT_{Hot-Spot} \cdot \Delta\sigma_{nominales} \quad (5.3)$$

Con $\Delta\sigma_{Hot-Spot}$ se determinan los ciclos resistentes N_i para cada rango de tensiones entrando en la curva S-N indicada. Determinados los ciclos N_i , se aplica la regla de daño acumulado y se obtienen los siguientes resultados:

$$D_{50} = \sum_{i=1}^{20} \frac{n_i^{50}}{N_i} = 0,2106 \quad (5.4)$$

$$D_{100} = \sum_{i=1}^{20} \frac{n_i^{100}}{N_i} = 0,4212 \quad (5.5)$$

5.7. Evaluación del daño por fatiga mediante el método de la tensión en el Notch

En este caso se evalúa el daño por fatiga para periodos de retorno de 50 y 100 años mediante el método de la tensión en el Notch. Se planteará el modelo de elementos finitos para determinar la tensión en el Notch y los problemas experimentados en este proceso con el uso del entorno Salomé-Meca. Posteriormente se calcula el daño por fatiga utilizando la curva S-N adecuada y la regla de Palmgren-Miner, discutiendo los resultados obtenidos con las distintas curvas propuestas en la literatura para este análisis.

5.7.1. Modelo de elementos finitos

Para elaborar el modelo de elementos finitos se ha añadido una superficie de acuerdo entre las soldaduras y las piezas que unen de $r=1$ mm según la definición de tensión en el Notch. Como malla inicial se ha planteado una malla de elementos tipo tetraedro debido a los problemas que presentan las mallas formadas por cubos tanto para el mallado en la zona de acuerdo como para el proceso de refinado.

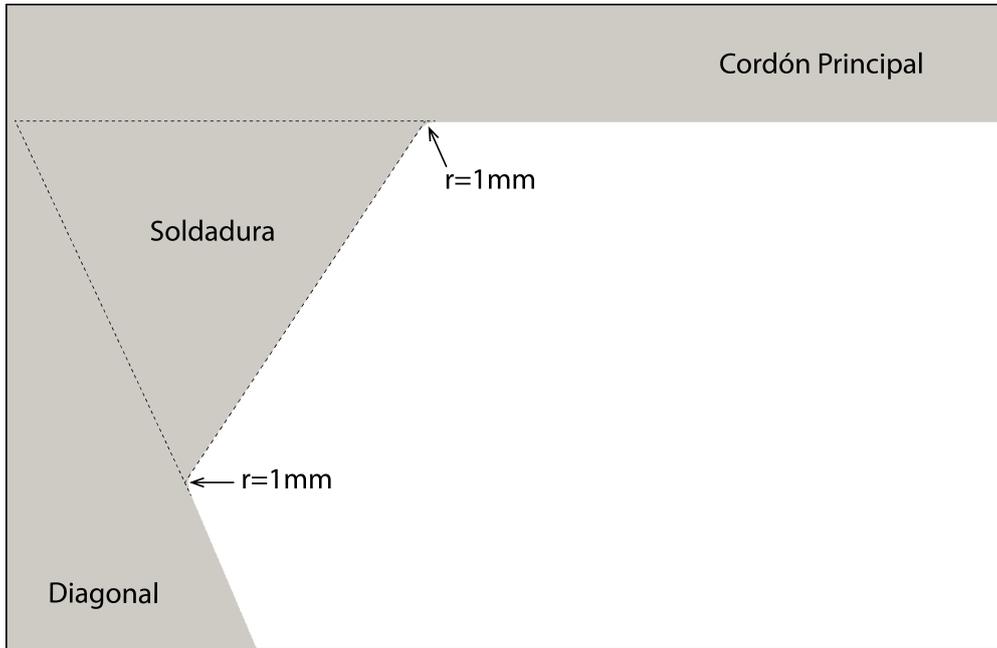


Figura 5.13: Detalle del radio de acuerdo entre superficies

En el archivo .comm, donde se ha resuelto el mismo caso que en el análisis Hot-Spot en cuanto a cargas se refiere, se ha definido un bucle de refinado de malla en función del campo de tensiones de forma que en cada iteración se aumenta el refinado de malla en aquellas zonas donde existen mayores tensiones. Debido a que la malla tras varios refinados es muy pesada se ha optado por trabajar con la mitad del modelo aprovechando las condiciones de antimetría que se muestran en la Figura 5.14.

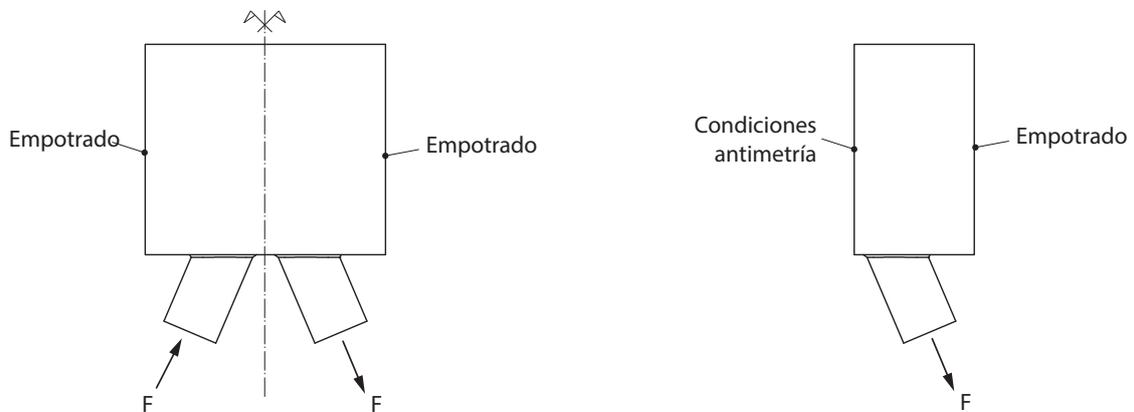


Figura 5.14: Condiciones de antimetría

La malla final posee elementos de tamaño menor a 0.1 mm en la zona de la superficie del acuerdo, se cumple así con las recomendaciones establecidas. En total, posee 860083 nodos y 541285 tetraedros cuadráticos. Llevada a cabo la simulación numérica pasamos a determinar la máxima tensión principal en el modelo, detectada en la misma zona donde se produjo la máxima tensión en el Hot-Spot.

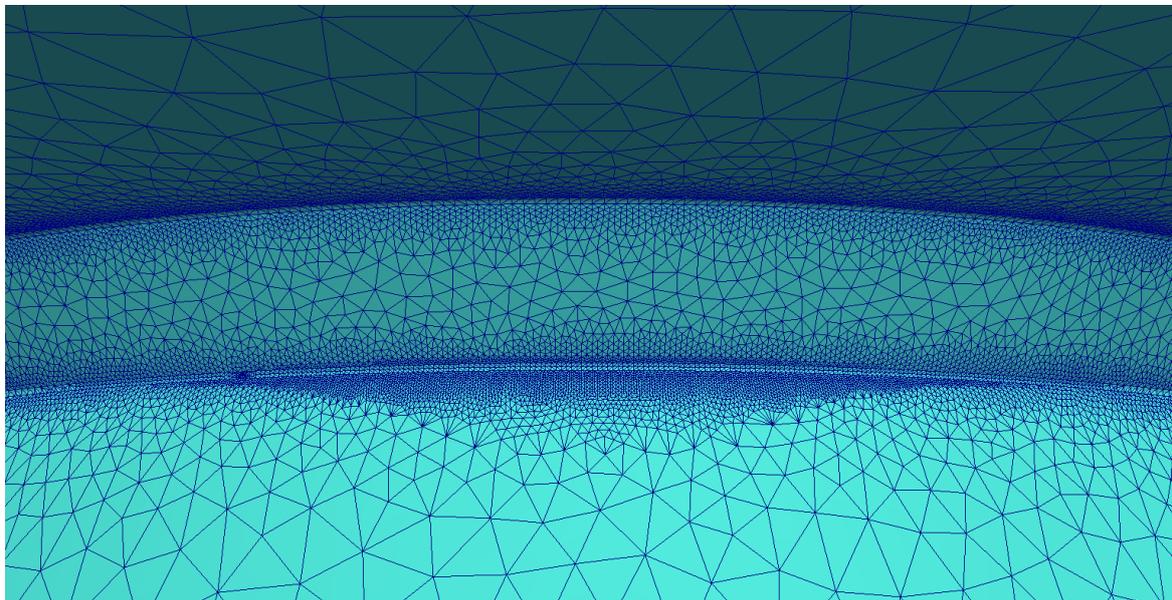


Figura 5.15: Detalle de la malla final refinada

5.7.2. Evaluación del entorno Salomé-Meca para el análisis en el Notch

En la elaboración del modelo de elementos finitos con el entorno Salomé-Meca se han encontrado algunos problemas. EL módulo GEOM es muy práctico en la inserción de la superficie de acuerdo de radio $r=1$ mm contando con una herramienta especialmente dedicada a este proceso. El resto de la geometría es análoga al caso Hot-Spot.

En cuanto a la generación de la malla se han encontrado numerosos problemas ya que, como malla inicial, hay que utilizar un tamaño de elemento lo suficientemente pequeño para que la malla se adapte al radio de 1 mm. Esto supone el uso de mallas muy finas que tardan varias horas en generarse con el módulo MESH¹. Además de su generación, este tipo de mallas tienen el problema de que generan modelos muy pesados y en su cálculo pueden sobrepasar los 32 GB de memoria RAM, necesitando un super-ordenador para completar la simulación numérica. Para solucionar esta situación hay que iterar buscando una malla lo suficientemente fina para que el radio de acuerdo esté bien definido pero sin exceder el tamaño de mallado tope para poder resolver el modelo.

En la fase de post-proceso hay que realizar varios planos de sección en la búsqueda de la máxima tensión principal. Como ya se ha comentado, en la escala que ofrece el módulo ParaVis se muestra desde el valor mínimo hasta el máximo que existen en el modelo si bien estos pueden encontrarse en puntos singulares y, por tanto, no son representativos de las tensiones medidas.

Para llevar a cabo la simulación del modelo de elementos finitos se ha trabajado de forma remota con una máquina de la Universidad de Granada que posee 16 núcleos y 32 GB de memoria RAM.

¹El ordenador donde se han generado las mallas cuenta con un procesador Intel(R) Core(TM) i7-4700 CPU @ 2.40GHz, procesador x64 y 8 GB de memoria RAM

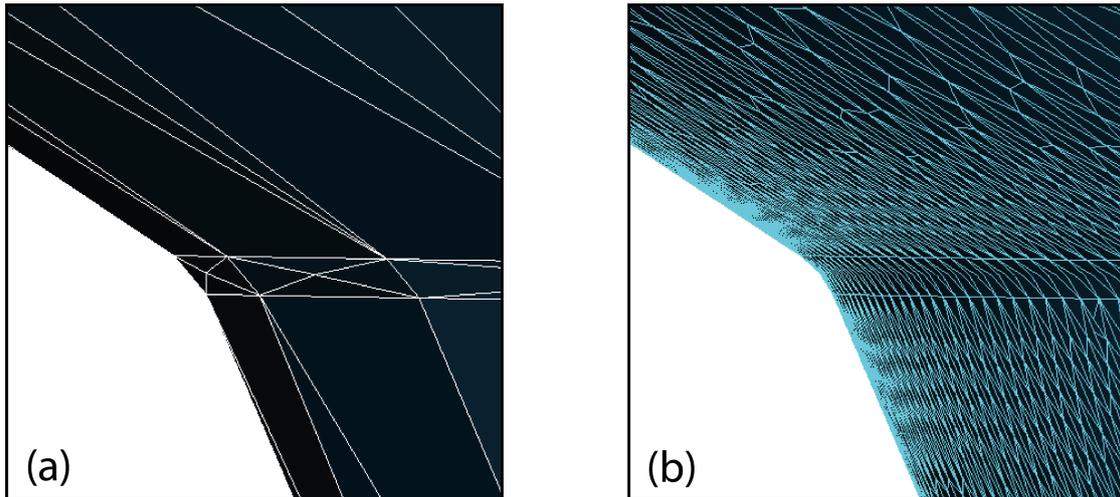


Figura 5.16: (a) Malla mal adaptada al radio de acuerdo. (b) Malla bien adaptada al radio de acuerdo

5.7.3. Post-proceso: Máxima tensión Notch-Stress

En la determinación de la máxima tensión en el Notch se post-procesan las tensiones principales en el módulo ParaVis. Analizando el campo de tensiones obtenido (Figura 5.17) se determina que la máxima tensión se produce en la misma zona donde se produjo la máxima tensión Hot-Spot.

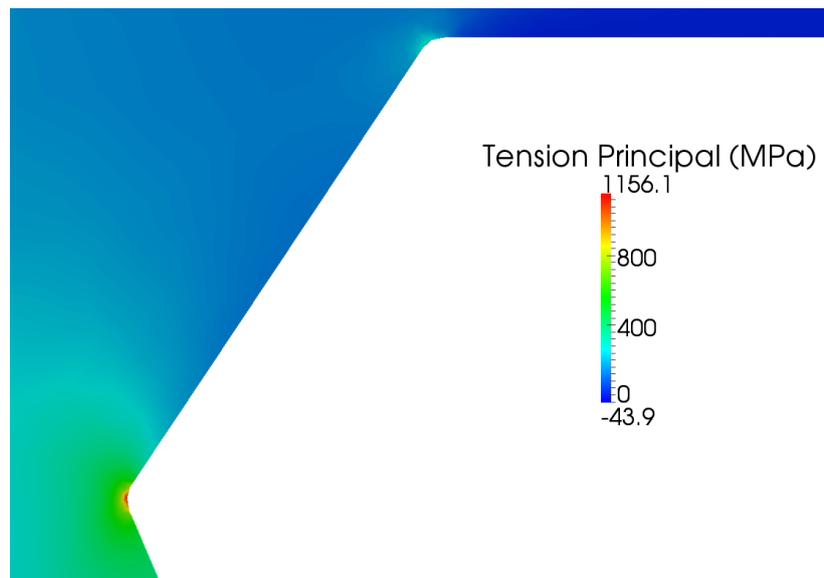


Figura 5.17: Detalle de zona de máximas tensiones principales

5.7.4. Evaluación del daño a fatiga

Para la evaluación de daño a fatiga se va a utilizar tanto la curva FAT225 propuesta por el IIW [6] como la curva FAT200 propuesta por Pedersen [15] comparando posteriormente los resultados obtenidos. En este caso, para entrar en las curvas de fatiga se multiplican los rangos de tensiones nominales por el Factor de Concentración de Tensiones según la tensión obtenida en el Notch.

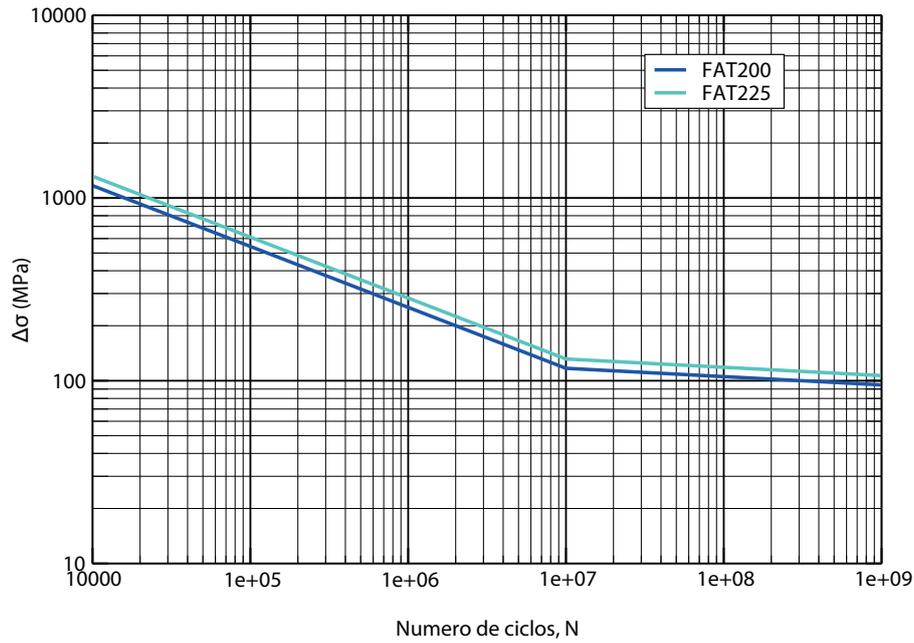


Figura 5.18: Curvas FAT225 y FAT200

$$FCT_{Notch} = \frac{Tension\ Notch}{Tension\ Nominal} = \frac{1156MPa}{100MPa} = 11,56 \quad (5.6)$$

Por tanto, los rangos de tensiones de entrada en la curva S-N serán:

$$\Delta\sigma_{Notch} = FCT_{Notch} \cdot \Delta\sigma_{nominales} \quad (5.7)$$

Con $\Delta\sigma_{Notch}$ se determinan los ciclos resistentes N_i para cada rango de tensiones entrando en la curva S-N adecuada. En el caso de utilizar la curva FAT225, obtenemos los siguientes resultados:

$$D_{50} = \sum_{i=1}^{20} \frac{n_i^{50}}{N_i} = 0,0929 \quad (5.8)$$

$$D_{100} = \sum_{i=1}^{20} \frac{n_i^{100}}{N_i} = 0,1858 \quad (5.9)$$

En cambio, si se utiliza la curva FAT200:

$$D_{50} = \sum_{i=1}^{20} \frac{n_i^{50}}{N_i} = 0,1888 \quad (5.10)$$

$$D_{100} = \sum_{i=1}^{20} \frac{n_i^{100}}{N_i} = 0,3777 \quad (5.11)$$

Se observa que los resultados con la curva FAT225 son mucho más optimistas que los obtenidos con la curva FAT200, cuyo valor de daño acumulado está cercano al obtenido mediante el método basado en la tensión en el Hot-Spot.

5.8. Resistencia a fatiga mediante Mecánica de la Fractura

En este apartado se evalúa la resistencia a fatiga mediante la Mecánica de la Fractura. Este método, a diferencia de la resistencia basada en las curvas S-N, si tiene en cuenta el orden en que se aplica la carga. Además, para el daño producido por el rango de tensiones $\Delta\sigma_n$ se tiene en cuenta el daño producido por los rangos de tensiones aplicados anteriormente $\Delta\sigma_{i=1,2,\dots,n-1}$, siendo una aproximación mas realista al daño producido. Otra ventaja es que, al ir simulando el crecimiento de una grieta, se puede comprobar si durante su propagación alcanza modos de propagación inestables que puedan llevar a la rotura del detalles estudiado.

Sin embargo, este modo de evaluación de fatiga supone la introducción de una grieta inicial ficticia y, por tanto, no se tienen en cuenta los ciclos de carga que se invierten desde el momento de la puesta en servicio hasta alcanzar el tamaño de la grieta inicial.

5.8.1. Modelo de elementos finitos

Para elaborar el modelo de elementos finitos se ha seguido utilizando la antimetría indicada en la Figura 5.14. Antes de comenzar el proceso de crecimiento de grieta es necesario refinar la malla en aquellas zonas donde se va a introducir la grieta para que se puedan calcular de forma adecuada los Factores de Intensidad de Tensiones. La grieta se introducirá en la misma zona donde se han determinado las mayores tensiones en los métodos Hot-Spot y Notch-Stress puesto que es donde se esperan mayores Factores de Intensidad de Tensiones y, por tanto, mayor crecimiento de grieta. La malla de partida se ha generado a base de tetraedros debido a la imposibilidad de aplicarle el algoritmo de refinamiento para grietas a las mallas formadas por hexaedros.

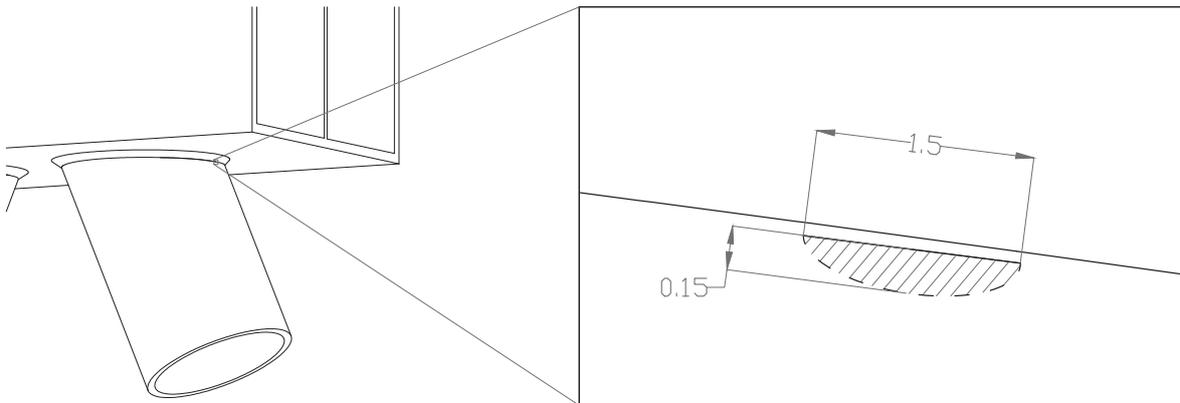


Figura 5.19: Posición y geometría de la grieta inicial

Con la malla refinada, se pasa a generar el archivo *.comm* donde se debe calcular la propagación de la grieta inicial hasta la grieta final. Code_Aster utiliza la ley de Paris para controlar la propagación de la grieta mediante el operador PROPA_FISS, calculando el crecimiento de grieta para una carga de amplitud constante. Dentro de este operador se realiza un proceso iterativo para determinar el crecimiento de grieta asociado al rango de tensiones que se está evaluando:

1. Con el rango de tensiones y la grieta de partida, se lleva a cabo un análisis estático.
2. Se calculan los Factores de Intensidad de Tensiones a lo largo del frente de grieta.
3. Comienza el proceso iterativo:
 - a) Se indica el máximo crecimiento de grieta y los Factores de Intensidad de Tensiones.
 - b) El programa da como salida el número de ciclos necesarios para producir el máximo crecimiento de grieta indicado.

c) Si el número de ciclos coincide con los ciclos obtenidos para el rango de tensiones y el periodo de retorno considerados termina el bucle, de lo contrario, se vuelve a indicar el máximo crecimiento de grieta de forma manual.

4. Se obtiene la grieta propagada.

Este bucle, a su vez, debe repetirse para cada escalón de carga. Aunque es muy laboriosa, esta metodología tiene la ventaja de poder alterar el orden de las cargas, buscando la configuración que genera el mayor crecimiento.

Evolución del tamaño de grieta

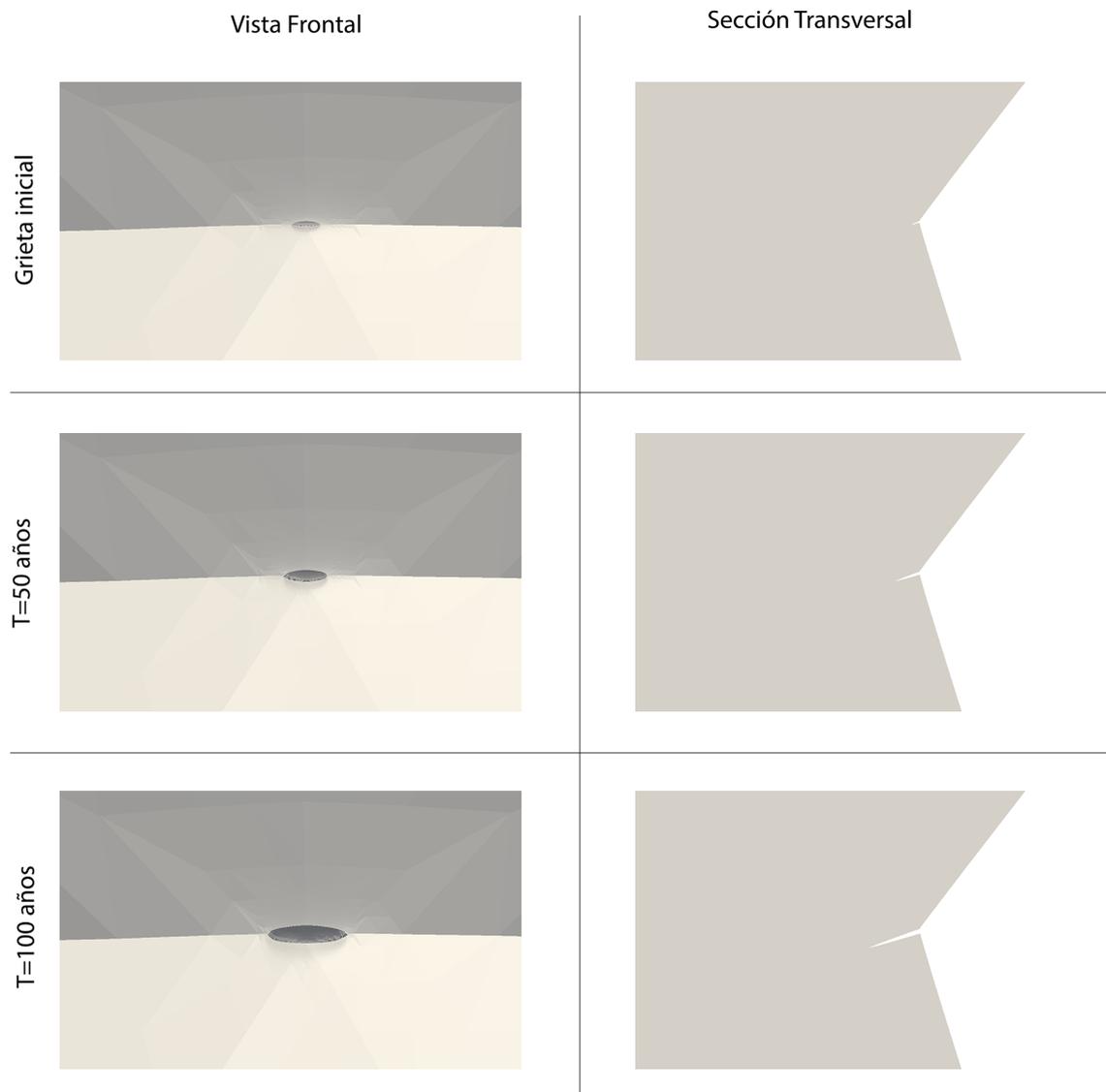


Figura 5.20: Deformada de las vistas Frontal (Escala x10000) y Lateral (Escala x1000) para el crecimiento de grieta

5.8.2. Evaluación del entorno Salomé-Meca para el análisis basado en la Mecánica de la Fractura

Dada su complejidad, este es el método más laborioso y que más problemas ha causado. La geometría es igual a la utilizada en el caso Hot-Spot pero teniendo en cuenta las condiciones de antimetría ya comentadas. En lo referente al mallado, nos encontramos con los mismos problemas al refinar en la zona de la grieta que los experimentados en el método basado en la tensión en el Notch aunque en este caso son menores debido a las dimensiones de la grieta. Este refinado es necesario realizarlo de forma previa al modelo de crecimiento de grietas por lo que se debe estimar el crecimiento final alcanzado y refinar toda la zona que abarca desde la grieta inicial hasta la final. Los problemas de memoria han existido pero en menor medida que en caso de la tensión en el Notch.

En cuanto al archivo de órdenes, ha sido necesario ir iterando en cada grieta para cada periodo de retorno y orden de cargas con el objetivo de determinar el crecimiento que corresponde a los ciclos n_i asociados a cada rango de tensiones. Este proceso se realiza de forma manual y es muy laborioso, requiriendo mucho tiempo para calibrar bien los distintos crecimientos de grieta. Por este motivo se ha separado la carga en 10 escalones de rango de tensiones en vez de 20 escalones, obteniendo los resultados mostrados en la tabla 5.3.

$\Delta\sigma$ (MPa)	n^{50}	n^{100}
0,6696	207904000	415808000
2,0090	30368000	60736000
3,3483	16936000	33872000
4,6877	15184000	30368000
6,0271	9344000	18688000
7,3665	2336000	4672000
8,7058	2336000	4672000
10,0451	1168000	2336000
11,3845	0	0
12,7239	584000	1168000

Tabla 5.3: Número de ciclos para periodos de retorno de 50 y 100 años con 10 escalones

Una vez calibrado el archivo *.comm*, el software resuelve el modelo sin problemas, permitiendo la visualización del crecimiento de grieta tal y como se muestra en la Figura 5.20. A parte de las soluciones gráficas, como archivo de salida se tienen las coordenadas de los puntos donde la grieta corta a las aristas de la malla de forma que se puede cuantificar perfectamente el crecimiento de la grieta y la profundidad de la misma.

5.8.3. Criterio de daño

En este caso se va a fijar como criterio de daño una profundidad de grieta de 2 mm como límite a partir del cual se puede detectar una grieta durante una operación de inspección. Como se describió en la sección 2.7.1, no existe un criterio fijo para determinar el máximo crecimiento de grieta permitido, quedando a elección del calculista. No obstante, puesto que en este tipo de análisis ya se conocen los ciclos a los que se somete el detalle estudiado, lo realmente importante es conocer cuánto crece la grieta para las acciones aplicadas. Dado que en este método es posible alterar el orden en que se

aplican los distintos rangos de tensiones, hay que estudiar qué orden es el que produce mayor daño. Se va a estudiar la diferencia obtenida entre ordenar los rangos de tensiones de mayor a menor o de menor a mayor.

Para evaluar el daño causado en cada periodo de retorno se establecerá una relación entre la profundidad de grieta alcanzada y la profundidad de grieta crítica. La profundidad de grieta alcanzada es fácil de obtener en los archivos de salida proporcionados por Code_Aster ya que se genera un archivo con las coordenadas donde el frente de grieta corta a la malla. Estos crecimientos de grieta se pueden representar en una gráfica para entender mejor el comportamiento de la grieta al aplicarle los distintos escalones de carga.

5.8.4. Evaluación aplicando las cargas de menor a mayor rango de tensiones

Ordenando las cargas de menor a mayor rango de tensiones se observa como los rangos iniciales, de pequeña amplitud, generan poco crecimiento de grieta. Al inicio la grieta crece de forma uniforme, con una geometría similar a la inicial. Conforme van aumentando los escalones de carga la grieta va perdiendo el parecido con la geometría inicial, experimentando un gran crecimiento para el rango de tensiones de 6.03 MPa. En algunos casos se experimenta un crecimiento de grieta asimétrico que no tiene sentido según las condiciones de contorno. El motivo de este evento se debe a la falta de simetría de la malla, si bien se puede observar que para el siguiente crecimiento se corrige esta irregularidad.

Periodo de retorno de 50 años

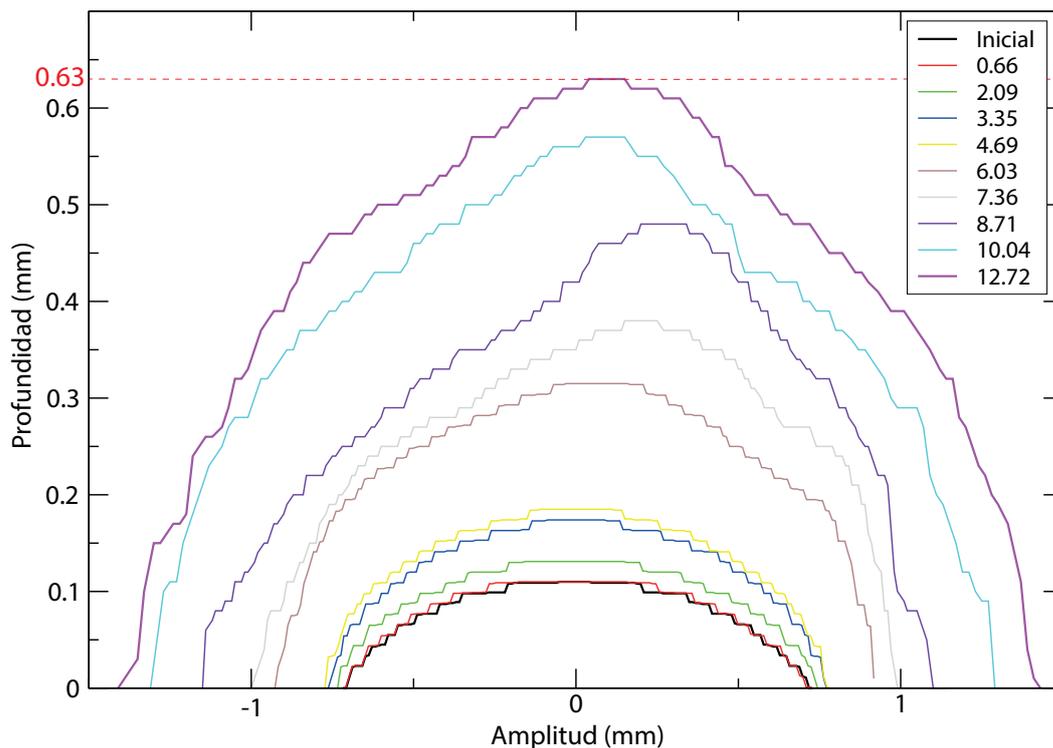


Figura 5.21: Evolución de la grieta en 50 años con orden de cargas ascendente

Según el crecimiento alcanzado, el daño causado para el periodo de retorno de 50 años es de:

$$D = \frac{0,63mm}{2mm} = 0,315 \quad (5.12)$$

Periodo de retorno de 100 años

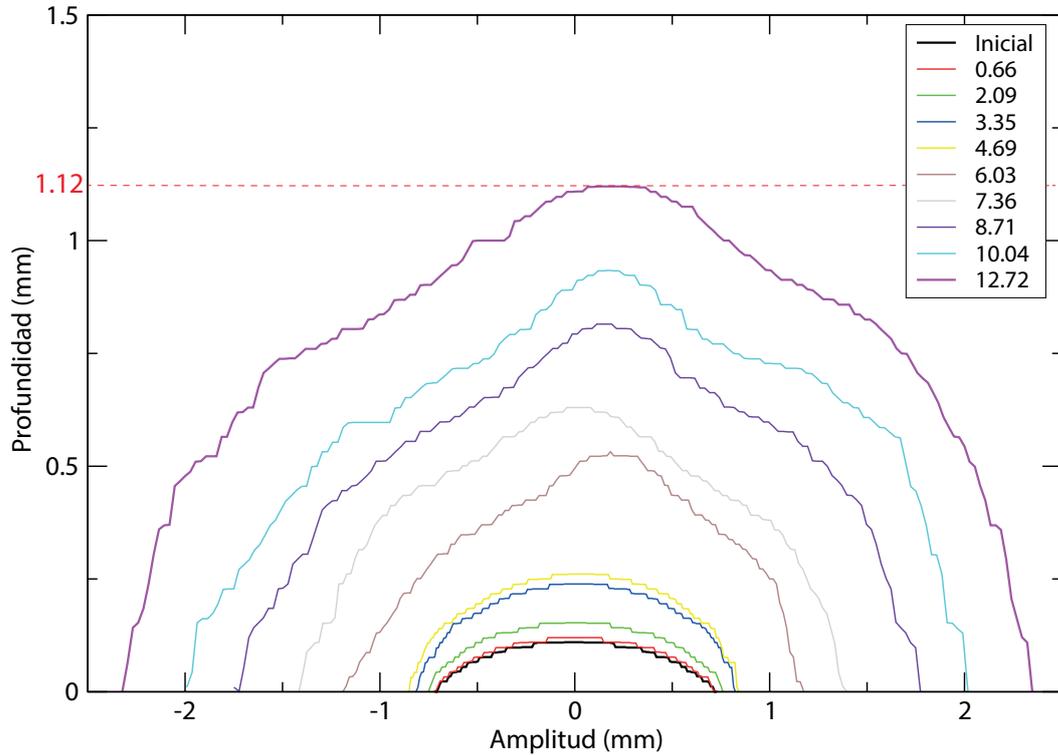


Figura 5.22: Evolución de la grieta en 100 años con orden de cargas ascendente

Según el crecimiento alcanzado, el daño causado para el periodo de retorno de 100 años es de:

$$D = \frac{1,12mm}{2mm} = 0,560 \quad (5.13)$$

5.8.5. Evaluación aplicando las cargas de mayor a menor rango de tensiones

En este caso los mayores crecimientos de grieta se experimentan en los primeros escalones de carga. Al igual que en la evaluación ordenando las cargas en orden ascendente, los primeros crecimientos generan grietas con una forma similar a la grieta de partida. Se vuelve a observar los efectos provocados por la malla asimétrica, aunque se corrigen de igual manera que en el caso anterior. Los últimos escalones de carga generan un crecimiento mínimo, estando las líneas que representan el frente de grieta prácticamente superpuestas. Es necesario recordar que estas líneas representan los puntos de intersección del frente de grieta con la malla unidos por rectas y no el frente de grieta de forma exacta.

Periodo de retorno de 50 años

Según el crecimiento alcanzado, el daño causado para el periodo de retorno de 50 años es de:

$$D = \frac{0,64mm}{2mm} = 0,320 \quad (5.14)$$

Periodo de retorno de 100 años

Según el crecimiento alcanzado, el daño causado para el periodo de retorno de 100 años es de:

$$D = \frac{1,15mm}{2mm} = 0,575 \quad (5.15)$$

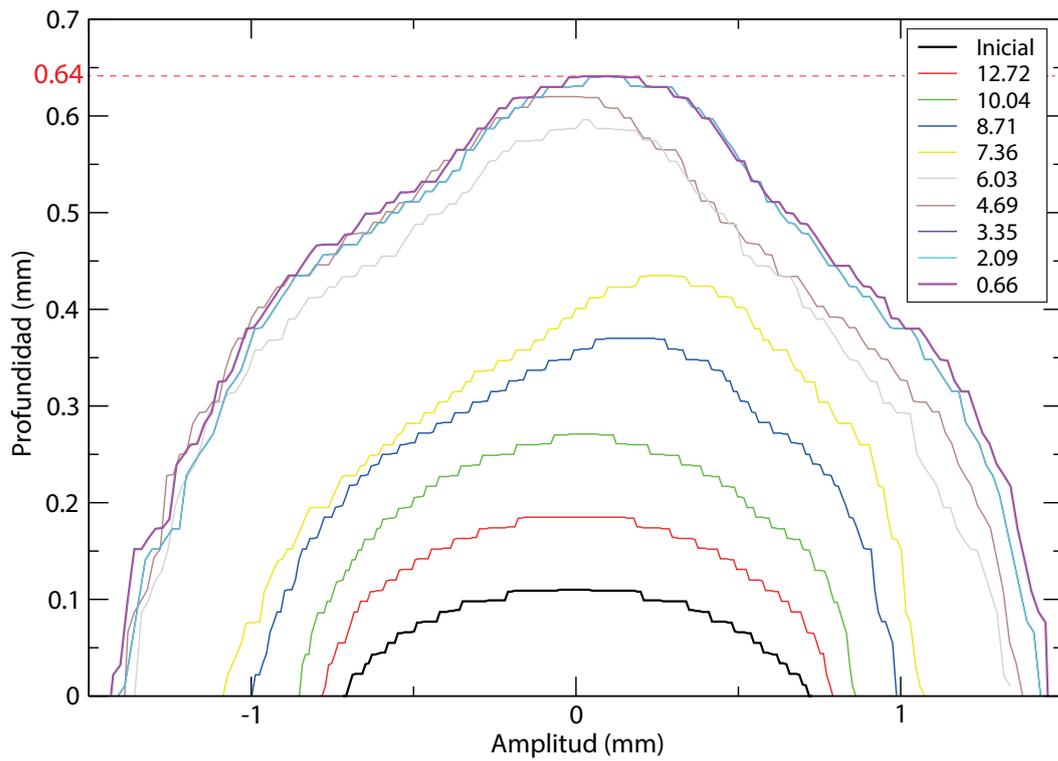


Figura 5.23: Evolución de la grieta en 50 años con orden de cargas descendente

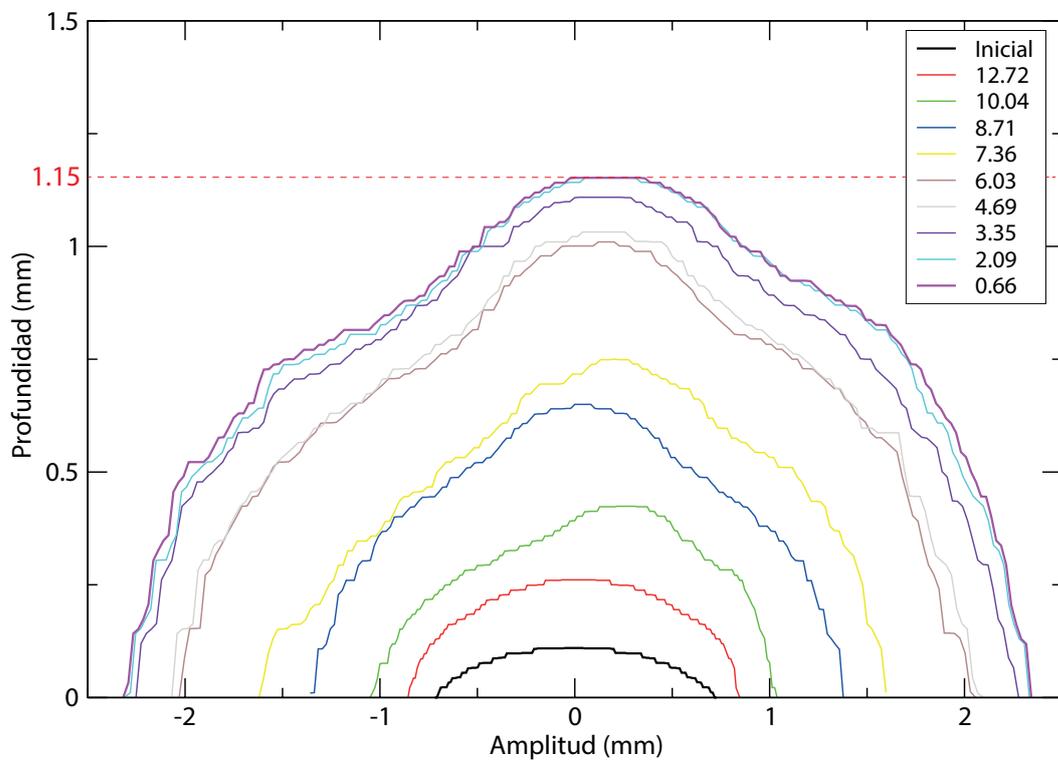


Figura 5.24: Evolución de la grieta en 100 años con orden de cargas descendente

5.9. Análisis comparativo de los resultados obtenidos

- El daño acumulado obtenido mediante las distintas metodologías está en el mismo orden de magnitud.
- Los valores obtenidos usando el método Hot-Spot y el método Notch evaluado con la curva FAT200 son iguales a efectos prácticos. Por otra parte, el daño acumulado calculado con el método Notch usando la curva FAT225 es notablemente inferior al daño obtenido con la curva FAT200.
- Se observa como los criterios de daño basados en las curvas S-N son lineales en el tiempo mientras que el daño evaluado mediante la Mecánica de la Fractura evoluciona de forma no lineal.
- El daño obtenido en el análisis basado en la Mecánica de la Fractura es más alto si se ordenan los rangos de tensiones de mayor a menor aunque la diferencia es muy pequeña, entorno al 2.6 %
- La evaluación basada en la Mecánica de la Fractura ofrece unos valores en torno al 30 % por encima de los obtenidos por los métodos basados en las curvas S-N.

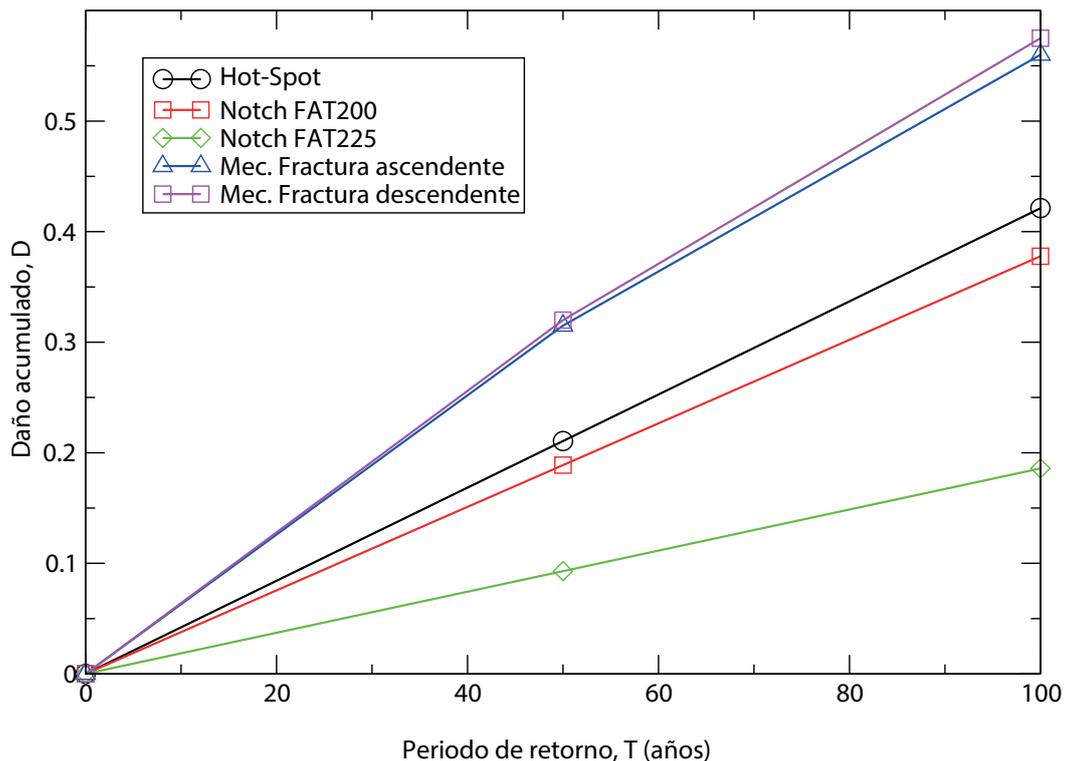


Figura 5.25: Resumen de resultados obtenidos

CAPÍTULO 6

Conclusiones, aportaciones y desarrollo futuro

6.1. Conclusiones

- Se valida el entorno Salomé-Meca como herramienta válida y de bajo coste para realizar los análisis de fatiga que exige el *International Institute of Welding (IIW)* [3]. Estos análisis también son reconocidos por diversas normas y certificadoras como DNV [1].
- En la evaluación basada en la tensión en el Notch se ha comprobado que la recomendación realizada por Perderson [15] sobre el uso la curva FAT200 frente a la curva FAT225 propuesta por el IIW [3] es adecuada para la evaluación de perfiles tubulares. Esta afirmación se basa en los resultados obtenidos, donde se muestra como el resultado con la curva FAT200 está en consonancia con el daño obtenido mediante el método Hot-Spot. En cambio, el uso de la curva FAT225 genera unos resultados poco conservadores en comparación con los resultados obtenidos en el resto de métodos.
- Se demuestra como el método basado en la Mecánica de la Fractura es más potente que los métodos basados en las curvas S-N, pudiendo alterar el orden de aplicación de los rangos de tensiones, teniendo en cuenta el daño causado por cada rango de tensiones anterior al considerado y observando si la grieta en su propagación alcanza una posible situación de crecimiento inestable. Por su parte, el método basado en la tensión en el Notch es más potente que el método basado en la tensión en el Hot-Spot al solo necesitar de una curva S-N para evaluar cualquier detalle a fatiga.
- En orden inverso a su potencia, el método basado en la tensión en el Hot-Spot es más sencillo de implementar que el método basado en la tensión en el Notch. El método basado en la Mecánica de la Fractura es el más laborioso debido al proceso iterativo que requiere.
- Tal y como se ha implementado la metodología basada en la Mecánica de la Fractura en el entorno Salomé-Meca, es posible su uso para el control de grietas ya existentes debido a las posibilidades que el software ofrece para modelar grietas con geometrías complejas.
- El nudo propuesto para el análisis de fatiga por el paso de trenes es apto para los periodos de retorno de 50 y 100 años según los distintos métodos empleados. A este daño por fatiga habría que acoplarle el efecto de las vibraciones generadas por el viento.

6.2. Aportaciones

- Se han desarrollado casos de validación complejos de la herramienta Salomé-Meca.
- Se ha implementado el formato de verificación de fatiga basado en 3 estrategias del *International Institute of Welding* que requieren recursos numéricos exigentes (propagación de grietas, curvas S-N para tensión en el Notch y tensión Hot-Spot)
- Se ha comprobado como la evaluación basada en la Mecánica de la Fractura da unos resultados en consonancia con los obtenidos con los métodos basados en las curvas S-N.

6.3. Desarrollo Futuro

En función de las conclusiones y problemas encontrados a lo largo de este proyecto, se proponen las siguientes líneas de trabajo:

- Programación de la regla de Paris para cargas de amplitud variable evitando la simplificación de las acciones en cargas de amplitud constante.
- Uso de Salomé y ParaVis para el pre y post-procesado de las metodologías propuestas para su resolución mediante Elementos de Contorno con el objetivo de reducir el coste de computación.
- Implementar el uso del entorno Salomé-Meca junto con la potencia de la unidad de procesamiento gráfico (GPU) para resolver los distintos modelos propuestos para la evaluación del daño por fatiga.
- Investigación de la validez del uso de la curva FAT225 para la evaluación del daño por fatiga usando el método de la tensión en el Notch.

APÉNDICE A

Extrapolación de tensiones para el método Hot-Spot

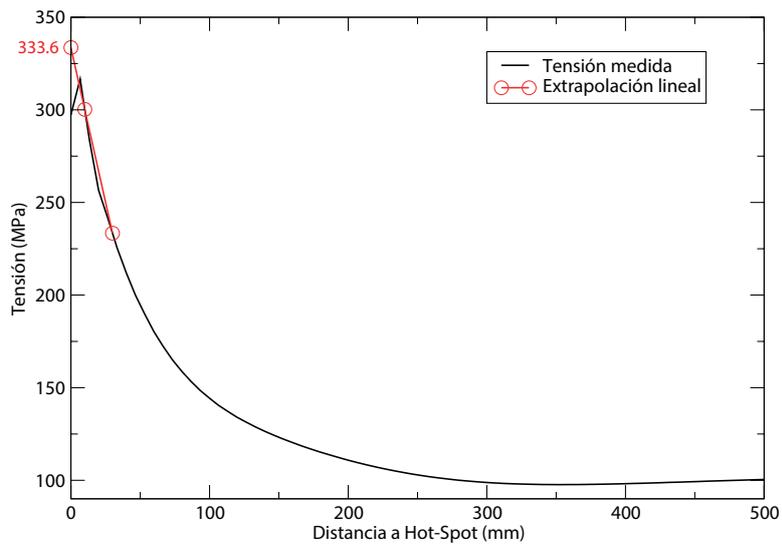


Figura A.1: Tensión Hot-Spot en la línea 1

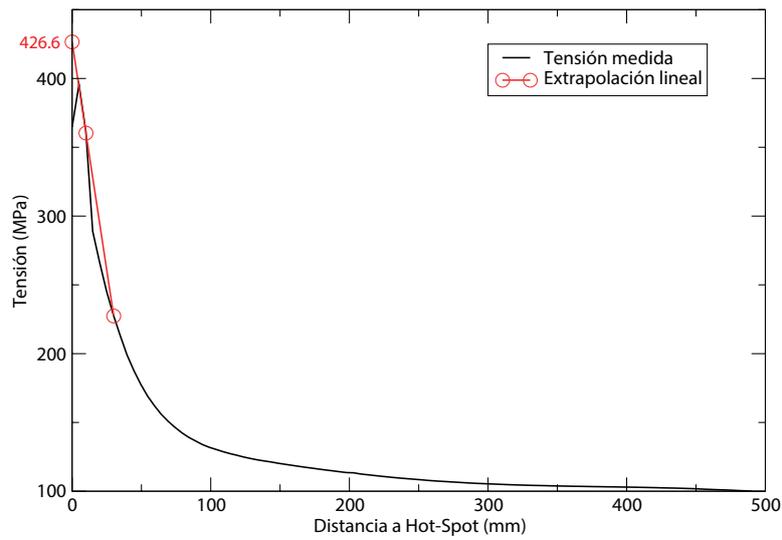


Figura A.2: Tensión Hot-Spot en la línea 2

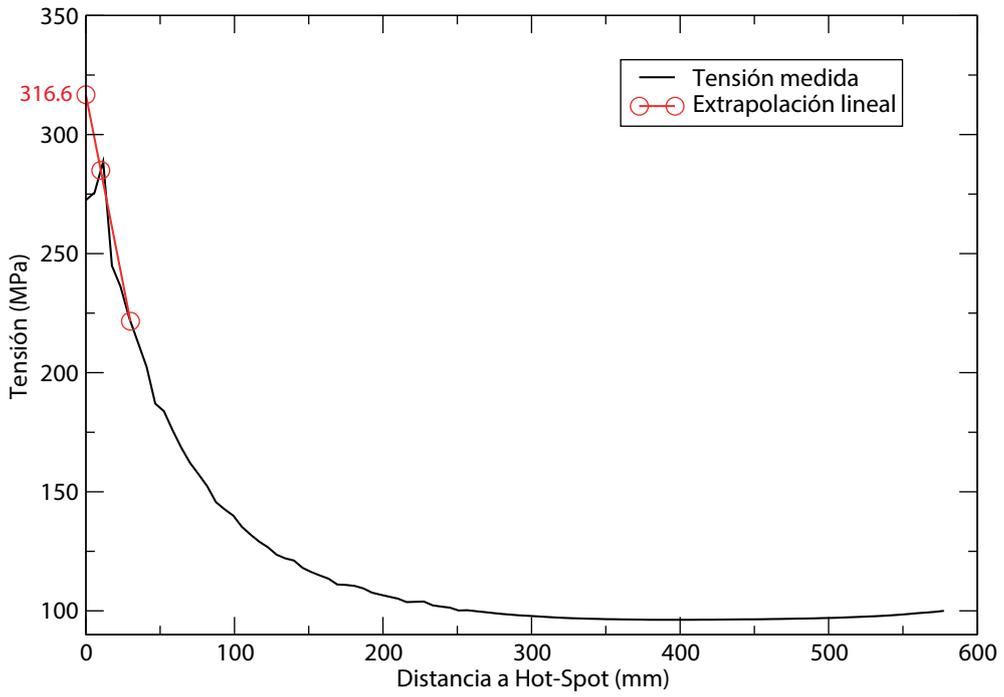


Figura A.3: Tensión Hot-Spot en la línea 3

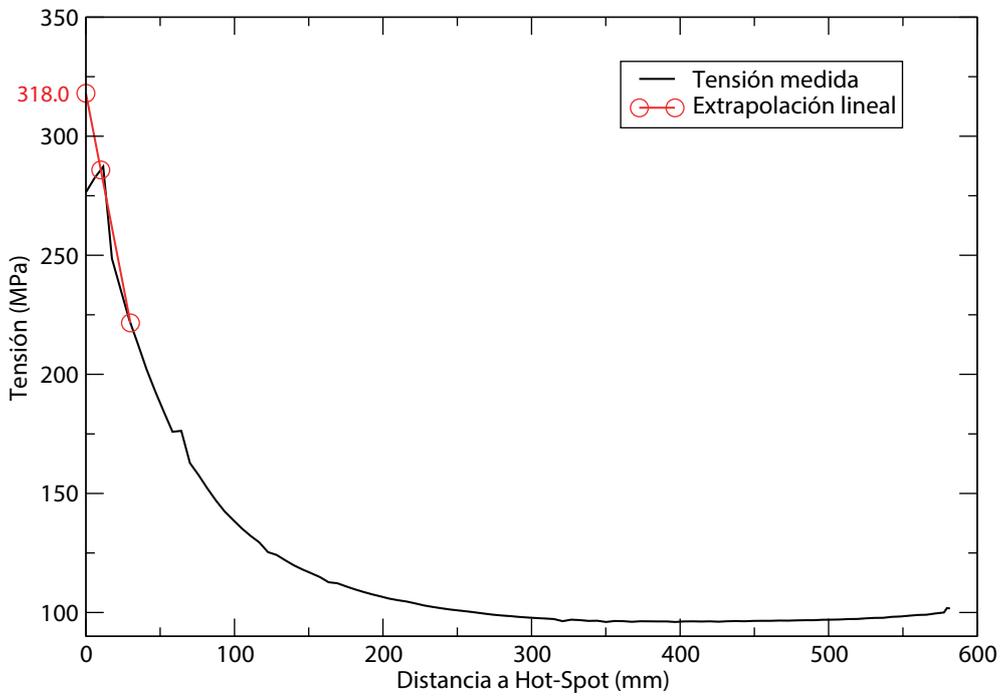


Figura A.4: Tensión Hot-Spot en la línea 4

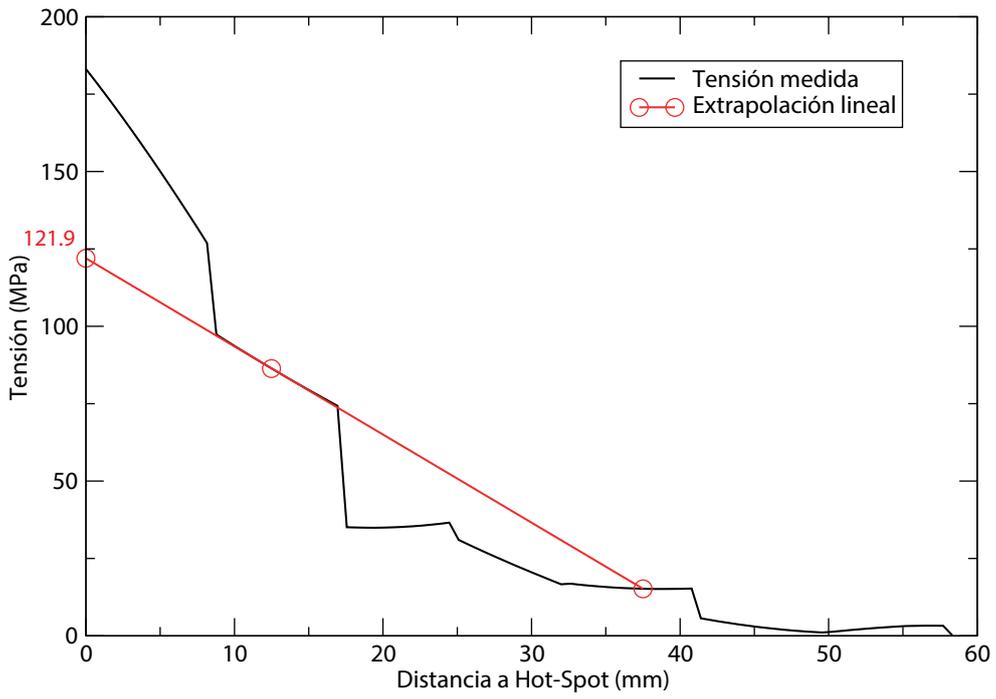


Figura A.5: Tensión Hot-Spot en la línea 5

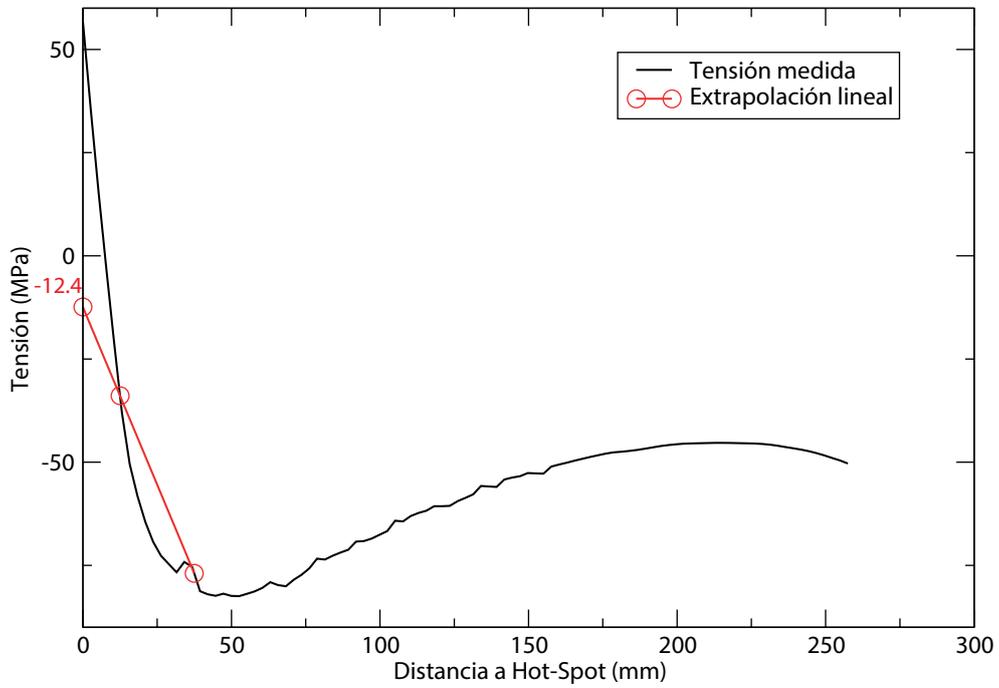


Figura A.6: Tensión Hot-Spot en la línea 6

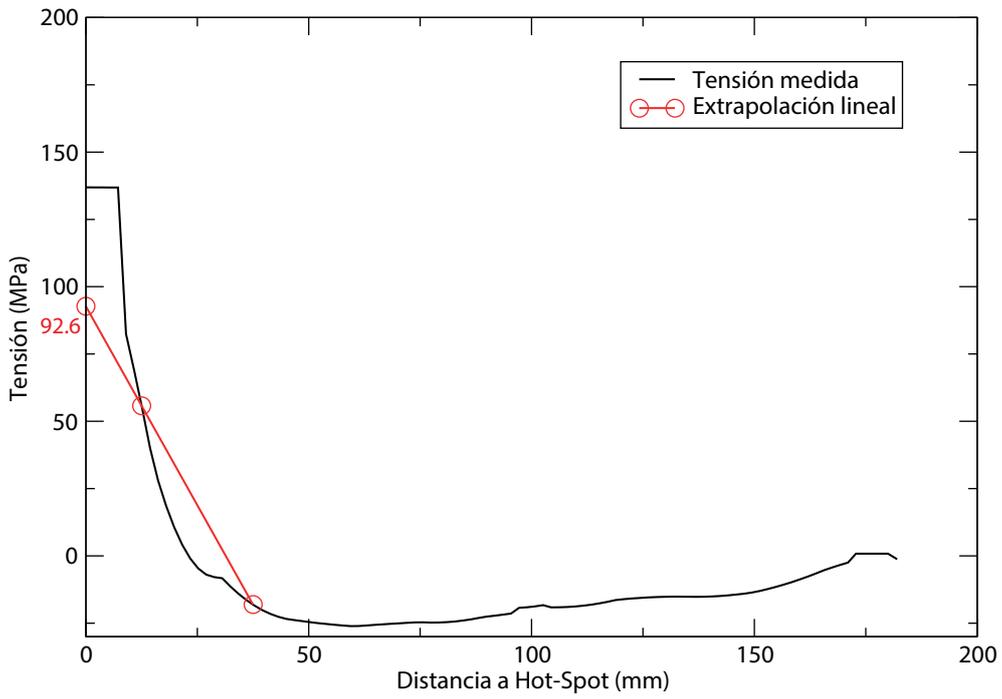


Figura A.7: Tensión Hot-Spot en la línea 7

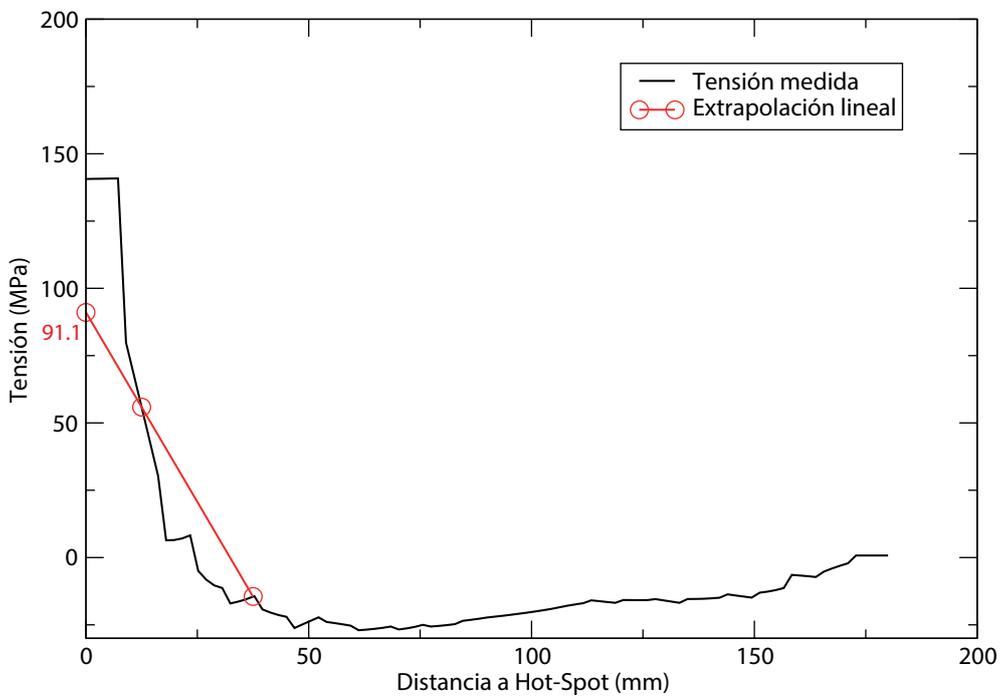


Figura A.8: Tensión Hot-Spot en la línea 8

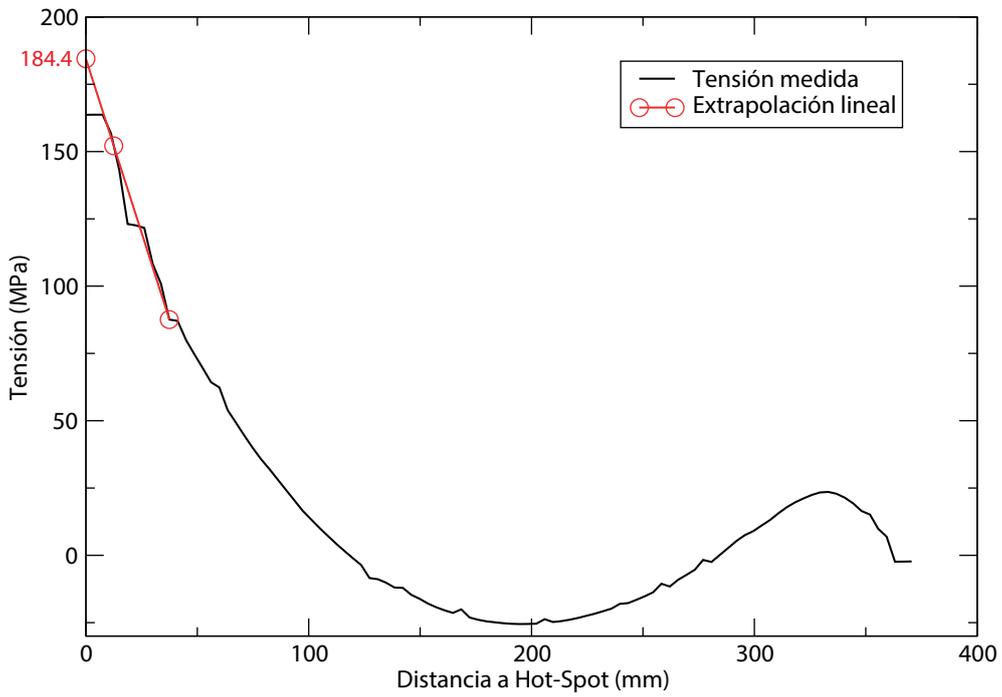


Figura A.9: Tensión Hot-Spot en la línea 9

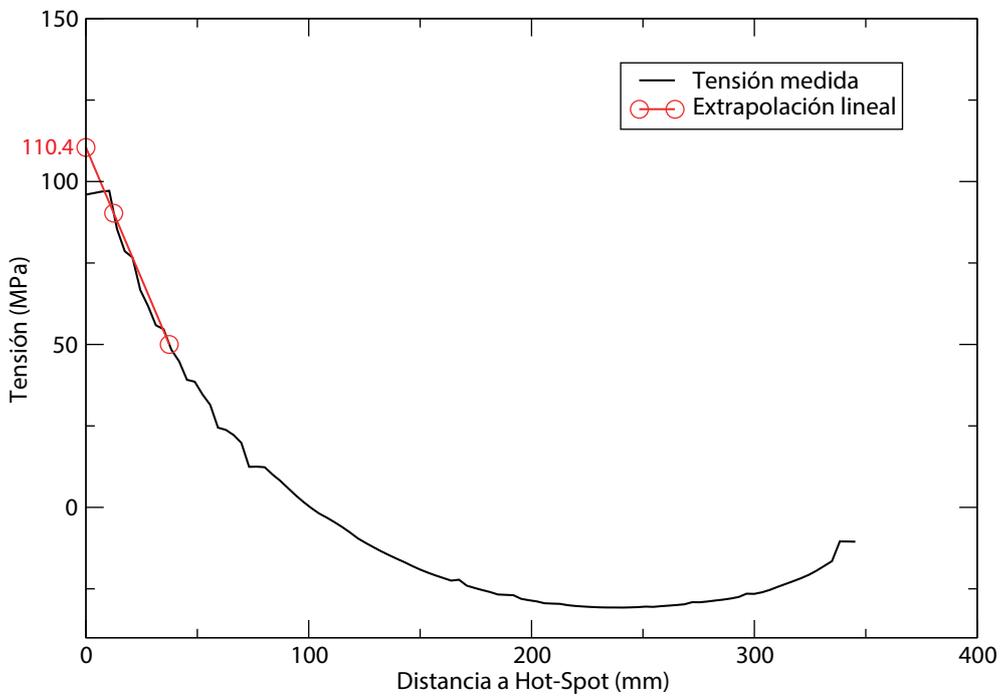


Figura A.10: Tensión Hot-Spot en la línea 10

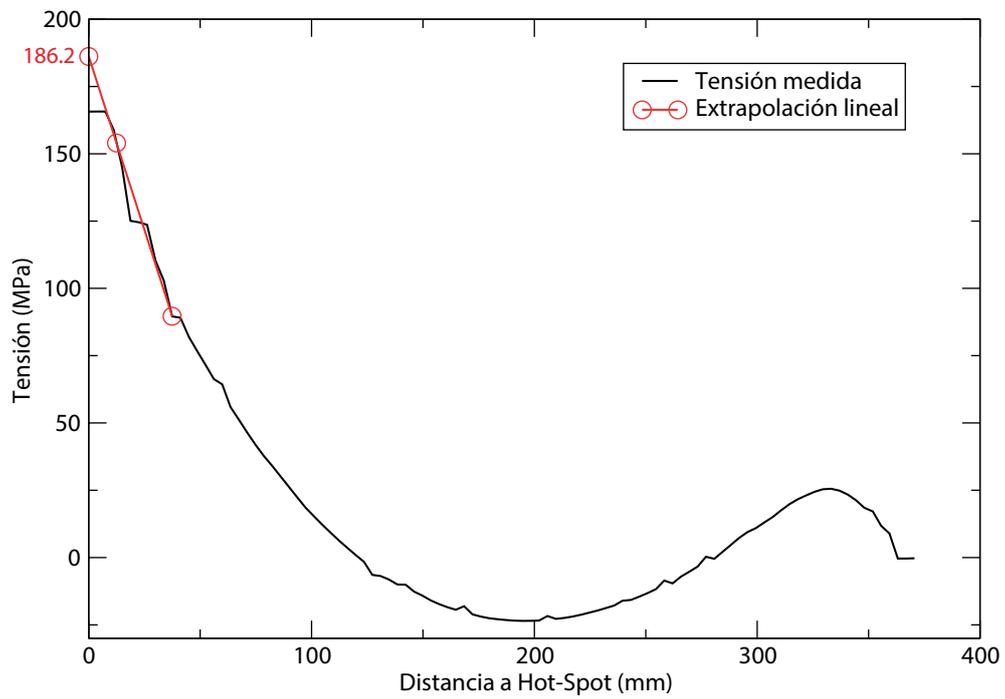


Figura A.11: Tensión Hot-Spot en la línea 11

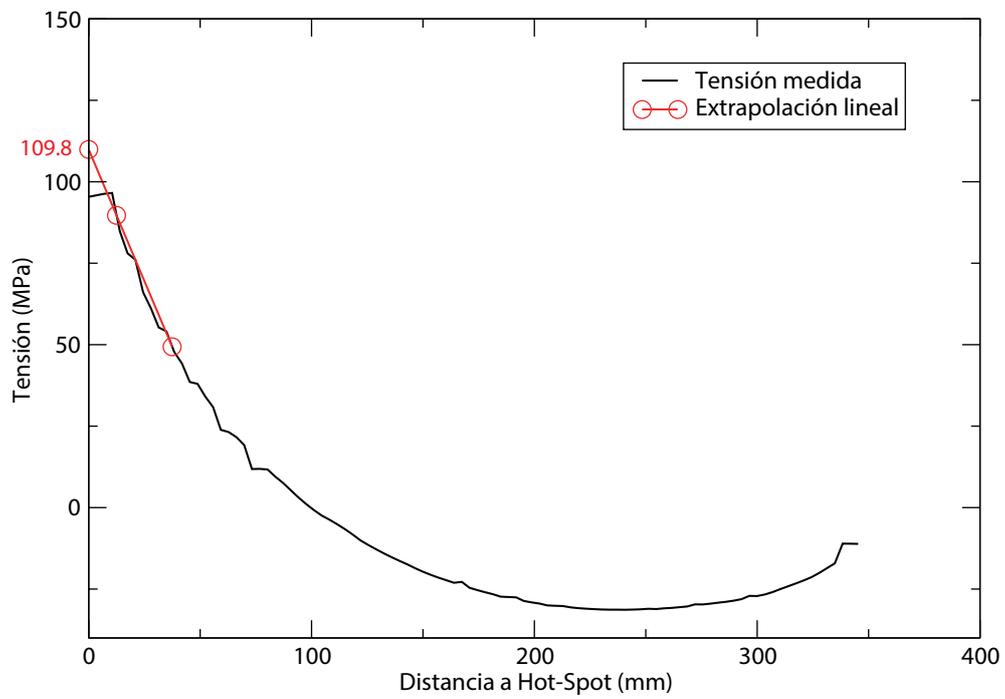


Figura A.12: Tensión Hot-Spot en la línea 12

Bibliografía

- [1] Det Norske Veritas (DNV). *Fatigue Design of Offshore Steel Structures. Recommended Practice*, 2008.
- [2] Keith Ortiz Paul H. Wirsching, Thomas L. Paez. *Random Vibrations, Theory and Practice*. A Wiley-Interscience Publication, John Wiley & Sons, Inc, 1995.
- [3] A. Hobbacher. *Recommendations for fatigue design of welded joints and components*. International Institute of Welding, 2008.
- [4] G. Montero M. García J. de D. Moreno y A. Martínez A. Castillo, M. Villameriel. Puente arco sobre la línea de alta velocidad Córdoba-málaga. condicionantes dinámicos y constructivos para el diseño. *Hormigón y Acero*, 61:25–42, 1996.
- [5] M. P. Gomez y W. E. Anderson P. C. Paris. A rational analytic theory of fatigue. *The Trend in Engineerinf*, 13:9–14, 1961.
- [6] Sonsino C.M. Kranz B. *Verification of the Notch Stress Concept for the Reference Ratio of Rref = 1.00 and 0.05mm*. International Institute of Welding, 2009.
- [7] M. Matsuishi y T. Endo. *Fatigue of metals subjected to varying stress*. Japan Society of Mechanical Engineers, Fukuoka, Japan, 1968.
- [8] H. Fricke, W. Petershagen and H. Paetzold. *Fatigue Strength of Ship Structures-Example*. Germanischer Lloyd, Hamburg, Germany, 1998.
- [9] Myung-Hyun Kim Sang-Beom Shin Myung-Soo Han June-Soo Park and Mahen Mahendran Jae-Myung Lee, Jung-Kwan Seo. Comparison of hot spot stress evaluation methods for welded structures. *Inter J Nav Archit Oc Engng*, 2:200–210, 2010.
- [10] Fricke W. Doerk, O. and C. Weissenborn. Comparison of different calculation methods for structural stresses at welded joints. *International Journal of Fatigue*, 25:359–369, 2003.
- [11] Lloyds Register of Shipping. *Stress concentration factors for simple tubular joints*. Health and Safety Executive, Offshore Technology Report, 1997.
- [12] American Bureau of Shipping, New York. *Guide for fatigue strength assessment of tankers, Part 3 Steel Vessel Rules*, 1992.
- [13] Radaj D. *Design and Analysis of Fatigue Resistant Welded Structures*. Woodhead Publishing Ltd., Cambridge, 1990.
- [14] Seeger T Olivier R., Köttgen V.B. *Schweisssverbindung II*. FKM Forschungshefte 180, Frankfurt/M, 1994.
- [15] M.R. Hansen J.G. Andersen J. Wenderby M.M. Pedersen, O. Mouritsen. Re-analysis of fatigue data for welded joints using the notch stress approach. *International Journal of Fatigue*, 32:1620–1626, 2010.
- [16] M.R. Hansen J.G. Andersen J. Wenderby M.M. Pedersen, O. Mouritsen. Experience with the notch stress approach for fatigue assessment of welded joints. *Proceedings of the Swedish Conference on Light Weight Optimized Welded Structures*, 2010.
- [17] Ritter W. Olivier R. *Wöhlerlinienkatalog für Schweissverbindungen aus Baustählen*. DVS GmbH, Düsseldorf, 1979.

- [18] G. Sih. *Methods of Analysis and Solutions of Crack Problems*, volume 1. Noordhoff International Publishing, 1973.
- [19] Y. Murakami. *Stress Intensity Factors Handbook*. Pergamon Press, Oxford, 1987.
- [20] D. Aliabadi, M. y Rooke. *Numerical Fracture Mechanics. Computational Mechanics*. Kluwer Academic Publishers, 1991.
- [21] J. Dolbow N. Moes and T. Belytschko. A finite element method for crack growth without remeshing. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 46:131–150, 1999.
- [22] T. Anderson. *Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications*. CRC Press, Boca Raton, Florida, 1995.
- [23] Subramonian N. y Liebowitz H. Eftis, J. Crack border stress and displacement equations revisited. *Engineering Fracture Mechanics*, 9:189–210, 1977.
- [24] Tuba I. y Wilson W. Chan, S. On the finite element method in linear fracture mechanics. *Engineering Fracture Mechanics*, 2:1–17, 1970.
- [25] E.T. J. Liebowitz, H. y Moyer. Finite element methods in fracture mechanics. *Computers & Structures*, 31:1–9, 1989.
- [26] A. Baraka Yazid Abdelaziz, K. Bendahane. Extended finite element modeling: Basic review and programming. *Engineering*, 3:713–718, 2011.
- [27] P. Tong and T. Pian. On the convergence of the finite element method for problems with singularity. *International Journal of Solids and Structures*, 9:313–321, 1973.
- [28] T. Belytschko and T. Black. Elastic crack growth in finite elements with minimal remeshing. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 45:601–620, 1999.
- [29] Y. Abdelaziz and A. Hamouine. A survey of the extended finite element. *Computers and Structures*, 86:1141–1151, 2008.
- [30] Y. Abdelaziz and A. Hamouine. A state-of-the-art review of the x-fem for computational fracture mechanics. *Applied Mathematical Modelling*, 33:4269–4282, 2009.
- [31] S. Osher and J. Sethian. Fronts propagating with curvature dependent speed: Algorithms based on hamilton-jacobi formulations. *Journal of Computational Physics*, 79:13–49, 1988.
- [32] Naman Recho Philippe Darcis, Diego Santarosa and Tom Lassen. A fracture mechanics approach for the crack growth in welded joints with reference to bs 7910.
- [33] British Standard. *Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures*, 2005.
- [34] F. Kirkemo. Applications of probabilistic fracture mechanics to offshore structures. *Applied Mechanics Reviews*, 41:61–84, 1988.
- [35] Haldar A. Breen F.L. Zhao, Z. Fatigue reliability evaluation of steel bridges. *Journal of Structural Engineering*, 120:1624–1642, 1994.
- [36] C. Cremona. Reliability updating of welded joints damaged by fatigue. *International Journal of Fatigue*, 18:567–575, 1996.
- [37] B.M. Imam G. Kaliyaperumal. Fatigue assessment of a railway bridge detail using dynamic analysis and probabilistic fracture mechanics. *Faculty of Engineering and Physical Sciences*.
- [38] F. Erdogan and G. C. Sih. On the crack extension in plates under plane loading and transverse shear. *Journal Fluids Engineering*, 85:519–525, 1963.
- [39] A. Sfiez & J. Dominguez M. P. Ariza. A singular element for three-dimensional fracture mechanics analysis. *Engineering Analysis with Boundary Elements*, 20:275–285, 1997.
- [40] Gozzi J Vülling B Pak D-Stötzl J et al. Lagerqvist O, Clarin M. *Liftright efficient lifting equipment with extra high strength steel*. Brussels: European Commission, 2007.



ugr

Universidad
de Granada