



UNIVERSIDAD DE JAÉN
Escuela Politécnica Superior de Jaén

Trabajo Fin de Grado

ANÁLISIS NUMÉRICO DEL FENÓMENO DE CIERRE DE GRIETA EN ELEMENTOS MECÁNICOS

Alumno: Eduardo E. Gallardo Cárdenas

Tutor: Prof. D. José Manuel Vasco Olmo
Dpto: Ingeniería Mecánica y Minera

Septiembre, 2017



Universidad de Jaén
Escuela Politécnica Superior de Jaén
Departamento de Ingeniería Mecánica y Minera

Don JOSÉ MANUEL VASCO OLMO, tutor del Proyecto Fin de Carrera titulado: ANÁLISIS NUMÉRICO DEL FENÓMENO DE CIERRE DE GRIETA EN ELEMENTOS MECÁNICOS, que presenta EDUARDO E. GALLARDO CÁRDENAS, autoriza su presentación para defensa y evaluación en la Escuela Politécnica Superior de Jaén.

Jaén, Septiembre de 2017

El alumno:

El tutor:

EDUARDO E. GALLARDO CÁRDENAS

JOSÉ MANUEL VASCO OLMO

ÍNDICE

1. INTRODUCCIÓN	10
1.1 Necesidades del estudio.....	10
1.2 Objetivos del trabajo.....	11
2. ANTECEDENTES Y FUNDAMENTOS TEÓRICOS	12
2.1 Mecánica de la fractura elástica lineal.....	12
2.1.1 Factor de Intensidad de Tensiones (SIF).....	13
2.1.2 Tasa de Liberación de Energía.....	16
2.2 Mecánica de la fractura elasto-plástica.....	17
2.3 Modelos de crecimiento de grieta a fatiga.....	18
2.4 Inicio del crecimiento de la grieta.....	19
2.5 Dirección del crecimiento de la grieta.....	20
2.6 Análisis de los métodos de fractura.....	21
2.6.1 Métodos analíticos.....	22
2.6.2 Método de Elementos Finitos (MEF).....	22
3. ANÁLISIS DEL FENÓMENO DE CIERRE DE GRIETA	32
4. METODOLOGÍA	34
4.1 Generación de las partes.....	34
4.2 Propiedades de la sección.....	39
4.3 Ensamblaje.....	47
4.4 Generación de Steps.....	47
4.5 Interacciones.....	53

4.6 Definición de la Amplitud.....	58
4.7 Cargas y condiciones de contorno.....	62
4.8 Mallado de la sección.....	65
4.9 Cálculo de las constantes de la Ley de Paris.....	70
4.10 Modificación del Keywords.....	74
4.11 Definición de las salidas.....	78
5. RESULTADOS	83
5.1 Validación de la simulación.....	83
5.2 Resultados del Aluminio 2024-T3.....	86
5.2.1 Resultados numéricos.....	86
5.2.2 Comparación de resultados numéricos y experimentales.....	96
5.3 Resultados del Titanio.....	99
5.3.1 Resultados numéricos.....	99
5.3.2 Comparación de resultados numéricos y experimentales.....	103
6. DIFICULTADES OBSERVADAS	123
7. METODOLOGÍA ALTERNATIVA	129
8. CONCLUSIONES	115
9. TRABAJOS FUTUROS	118

BIBLIOGRAFÍA

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1. Elemento tensional en el vértice de una grieta.....	12
Figura 2. Modos de fractura existentes.....	14
Figura 3. Tensiones en ejes x e y en el vértice de la grieta.....	16
Figura 4. Parámetro CTOD en el frente de grieta.....	18
Figura 5. Fractura de sección a fatiga.....	19
Figura 6. Elementos de la malla en el vértice de la grieta.....	25
Figura 7. Representación del método VCCT.....	27
Figura 8. XFEM nodos con funciones de salto.....	28
Figura 9. Level Set Method utilizado por XFEM.....	30
Figura 10. Malla esquemática con nodos fantasma.....	32
Figura 10.1. Concepto de cierre de grieta a fatiga (a) Curva- desplazamiento, (b) definición del rango efectivo del factor de intensidad de tensiones.....	33
Figura 11. Probeta de aluminio.....	35
Figura 12. Probeta de titanio.....	35
Figura 13. Creación de la parte.....	36
Figura 14. Partición de la parte generada.....	37
Figura 15. Partición de la parte generada.....	38
Figura 16. Creación de la grieta.....	39
Figura 17. Menú del editor de materiales.....	40
Figura 18. Editor de materiales.....	42
Figura 19. Edición de la evolución del daño.....	43
Figura 20. Estabilización cohesiva del daño.....	43
Figura 21. Características del material.....	44

Figura 22. Características plásticas del material.....	45
Figura 23. Editor de la sección.....	46
Figura 24. Sección de la geometría generada.....	46
Figura 25. Ensamblaje del modelo.....	47
Figura 26. Generación del step estático.....	48
Figura 27. Edición de incrementos de step estático.....	49
Figura 28. Generación del step Direct cyclic.....	50
Figura 29. Edición de los incrementos del step Direct cyclic.....	51
Figura 30. Edición del número de ciclos en step Direct cyclic.....	51
Figura 31. Editor de restricciones.....	53
Figura 32. Selección del tipo de grieta.....	54
Figura 33. Edición de la grieta.....	55
Figura 34. Elección del criterio de fractura.....	55
Figura 35. Propagación de la grieta según el método VCCT.....	57
Figura 36. Modo de fractura VCCT en dos dimensiones.....	58
Figura 37. Amplitud de carga.....	59
Figura 38. Módulo amplitud en la base de datos del modelo.....	60
Figura 39. Generación del tipo de amplitud.....	61
Figura 40. Edición de la amplitud de la carga a fatiga.....	62
Figura 41. Edición de la carga estática.....	63
Figura 42. Edición de la carga a fatiga.....	64
Figura 43. Menú de condiciones de contorno.....	64
Figura 44. Situación de las semillas para el mallado.....	65
Figura 45. Editor del módulo de semillas.....	66
Figura 46. Malla totalmente estructurada.....	67

Figura 47. Forma de los tipos de elementos.....	67
Figura 48. Edición del tipo de elemento.....	68
Figura 49. Malla final para aluminio.....	69
Figura 50. Malla estructurada para titanio.....	69
Figura 51. Malla final para titanio.....	70
Figura 52. Ley de Paris para aluminio ratio R0.....	73
Figura 53. Tasa de liberación de energía frente ciclos.....	74
Figura 54. Localización del módulo editor del Keywords.....	75
Figura 55. Editor del Keywords.....	76
Figura 56. Creación de los puntos de medida.....	78
Figura 57. Generación de los nodos.....	79
Figura 58. Localización de los nodos para medir COD.....	79
Figura 59. Editor de los campos de salida requeridos.....	81
Figura 60. Editor del historial de salidas requeridas.....	82
Figura 61. Fuerza frente a tiempo en gráfica de Abaqus.....	83
Figura 62. Onda en Abaqus de la fuerza realizada.....	84
Figura 63. Desplazamiento boca de la entalla inferior.....	85
Figura 64. Desplazamiento boca de la entalla superior.....	85
Figura 65. Distribución de tensiones probeta aluminio R0 3 mm de grieta.....	87
Figura 66. Desplazamientos totales probeta aluminio R0.....	88
Figura 67. Longitud de grieta frente al número de ciclos R0.....	88
Figura 68. Ley de Paris aluminio R0.....	89
Figura 69. Representación carga vs COD R0 longitud de grieta 7 mm.....	90
Figura 70. Representación carga vs offset R0 longitud de grieta 7 mm.....	91
Figura 71. Distribución de tensiones R05 longitud de grieta de 3 mm.....	92

Figura 72. Desplazamientos totales R05.....	93
Figura 73. Longitud de grieta frente a número de ciclos R05.....	94
Figura 74. Ley de Paris aluminio R05.....	94
Figura 75. Carga vs COD para aluminio R05 longitud de grieta 10 mm.....	95
Figura 76. Carga vs offset aluminio R05 longitud de grieta 10 mm.....	96
Figura 77. Comparativa datos experimentales y teóricos R0.....	97
Figura 78. Comparativa datos experimentales y teóricos R05.....	97
Figura 78.1 Comparativa datos experimentales y numéricos R0 y R05.....	98
Figura 78.2 Comparativa ley de Paris R0 y R05.....	99
Figura 79. Distribución de tensiones R06 longitud de grieta 8 mm.....	100
Figura 80. Desplazamientos totales R06.....	100
Figura 81. Longitud de grieta frente a ciclos R06.....	101
Figura 82. Ley de Paris para titanio R06.....	102
Figura 83. Carga frente a COD para titanio longitud de grieta 8 mm.....	108
Figura 84. Carga frente a offset R06 longitud de grieta 8 mm.....	103
Figura 85. Comparativa datos experimentales y teóricos R06.....	104
Figura 86. Glóbulo de tensión defectuoso.....	106
Figura 87. Partición para método de contorno integral.....	107
Figura 88. Mallado para método contorno integral.....	108
Figura 89. Edición del tipo de grieta en Contorno Integral.....	109
Figura 90. Selección del método J-integral.....	110
Figura 91. Distribución de tensiones con plasticidad.....	110
Figura 92. Desplazamientos totales probeta aluminio R0.....	111
Figura 93. Fuerza frente al COD probeta aluminio R0 J-Integral.....	111
Figura 94. Carga frente a offset probeta aluminio R0 J-Integral.....	112

Figura 95. Tasa de liberación de energía frente al tiempo.....	112
Figura 96. Tasa de liberación de energía frente a la carga.....	113
Figura 97. Factor intensidad de tensiones K_I frente al tiempo.....	114
Figura 98. Factor intensidad de tensiones K_{II} frente al tiempo.....	114
Figura 99. Dirección de propagación de la grieta.....	115

1. INTRODUCCIÓN

1.1 NECESIDADES DEL ESTUDIO

Las estructuras ingenieriles pueden fallar de varias maneras, por el alcance del límite elástico, por abolladura, o por fractura frágil, entre otras. En presencia de defectos o concentradores de tensiones, las grietas pueden formarse y crecer hasta una longitud crítica donde la resistencia de la estructura ha sido reducida hasta el punto de que la fractura ocurre. Cuando esto sucede debido a la aplicación de una carga cíclica, el proceso es conocido como crecimiento de grieta a fatiga. Las cargas cíclicas son cargas de servicio típicamente por debajo del valor de la carga crítica y éstas normalmente no producen el fallo. Las estructuras pueden ser diseñadas para minimizar los concentradores de tensión, pero los defectos son inherentes a todos los materiales. Por lo tanto, el diseño y análisis de estructuras debe tener en cuenta las grietas que se pueden generar a través de estos defectos.

La búsqueda de grietas se realiza a través de frecuentes inspecciones, si una grieta se encuentra se valorará si su reparación se puede llevar a cabo o el componente ha de ser reemplazado. Los intervalos de inspección podrían entonces agruparse como fracciones de la vida a fatiga de la estructura. La vida a fatiga se calcula como el número de ciclos requeridos que hace crecer una grieta de tal manera que tenga un tamaño mínimo detectable hasta un tamaño crítico cuando la estructura falla. El modelo analítico del crecimiento de grieta a fatiga está disponible en la bibliografía para varias geometrías generalizadas incluyendo grietas centradas, grietas laterales y grietas justo en empotramientos. Como la geometría, cargas y condiciones de contorno pueden llegar a ser más complejas, las ecuaciones analíticas rápidamente se complican y puede que sea más difícil recabar los efectos de la propagación de la grieta.

El Método de los Elementos Finitos (FEM) se ha empleado durante décadas para ayudar a los ingenieros en análisis complejos, incluyendo estructuras con grietas. Hasta no hace mucho tiempo las grietas se modelaban como parte de la geometría de la estructura. Así, cuando una grieta crecía, el

modelo tenía que ser reconstruido y remallado, requiriendo un tiempo significativo además de programas especializados. El Método Extendido de los Elementos Finitos (XFEM) fue desarrollado en 1999 por Belytschko y Black **¡Error! No se encuentra el origen de la referencia.**, donde las grietas podían ser definidas arbitrariamente, independientemente de la malla. Una segunda versión de XFEM fue introducida en 2006 por Song, Areias, y Belytschko [1], donde los Nodos Fantasma (XFEM-PN) y el Level Set Method (LSM) se utilizaron usados para localizar las grietas. Este método permite que la grieta crezca a fatiga de forma natural, donde la grieta se propaga a lo largo de un camino que será, independiente de la malla generada. El software comercial de elementos finitos Abaqus, emplea XFEM-PN para automatizar el crecimiento de la grieta en análisis de bajos ciclos a fatiga. Un aspecto fundamental de este trabajo es evaluar de manera crítica la habilidad de este software para estimar la vida a fatiga.

El crecimiento a fatiga de una grieta es altamente estocástico, y la actual vida a fatiga puede que sea difícil de determinar. Por esta razón, las distribuciones en la estimación de la vida son típicamente usadas.

1.2 OBJETIVOS DEL TRABAJO

La meta principal de este trabajo es la investigación de las capacidades del Método Extendido de los Elementos Finitos con Nodos Fantasma (XFEM-PN) para modelar la propagación y estimar la vida a fatiga de dos probetas compactas, una será de Aluminio 2024-T3 y la otra de Titanio. Por lo que usando XFEM-PN se cuantificará la distribución de la vida a fatiga de ambas probetas. Los siguientes objetivos serán necesarios para alcanzar dicha meta:

1. Analizar los distintos métodos a utilizar, describiendo cada uno de ellos.
2. Explicar el método usado por Abaqus, el cual es el empleado en el presente trabajo.
3. Analizar el crecimiento de grieta a fatiga para cada una de las probetas y para distintos ratios de carga.

4. Analizar estos estudios realizados mediante XFEM-PN y comparando los resultados con los datos experimentales que se disponen.

5. Realizar mediciones de la apertura de la grieta ("Crack Opening Displacement" - COD) durante un ciclo completo para distintas longitudes de grieta.

2. ANTECEDENTES Y FUNDAMENTOS

2.1 MECÁNICA DE LA FRACTURA ELÁSTICA LINEAL

Un aspecto muy importante a tener en cuenta en el campo de la Mecánica de Fractura Lineal (MFEL) es conocer la relación existente entre el Factor de Intensidad de Tensiones y la Tasa de Liberación de Energía. El estado tensional de un elemento infinitesimal que se encuentra justo en el frente de una grieta se representa en la figura 1.

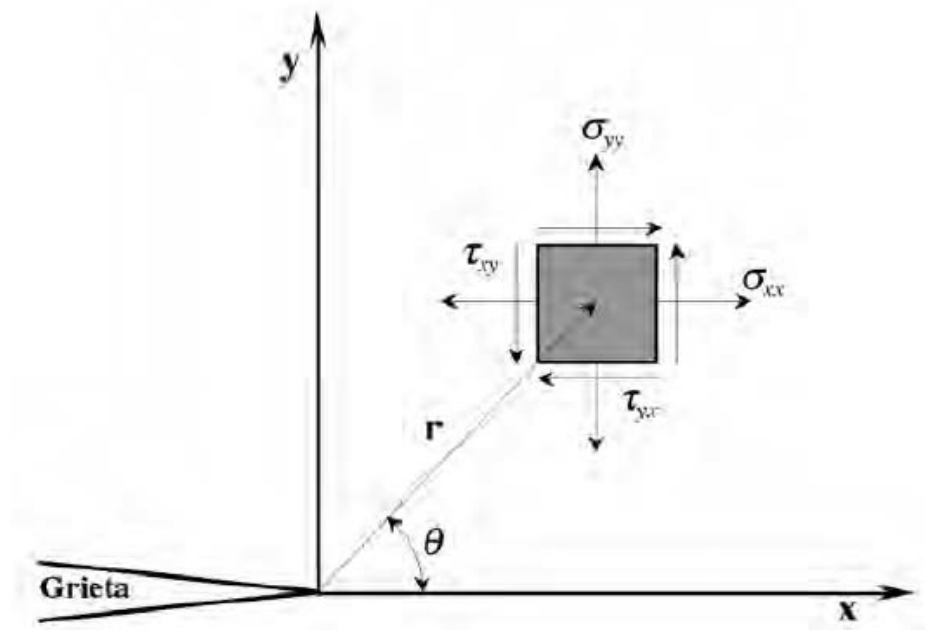


Figura 1. Elemento tensional en el vértice de una grieta [1]

Como se puede observar, existen las componentes de la tensión en los ejes x e y , que son σ_x y σ_y , además de sus correspondientes tensiones tangenciales, que son τ_{xy} y τ_{yx} , cómo se observa en la figura.

La teoría de la elasticidad permite obtener el estado tensional en el límite de la grieta, para un elemento diferencial plano $dxdy$ en una posición genérica (r, θ) .

$$\sigma_{ij} = \sigma \cdot f\left(\frac{a}{r}\right) \cdot f_2(\theta) \rightarrow \sigma_{ij} = k\sigma \sqrt{\frac{a}{r}} \cdot f(\theta) \quad (2.1)$$

Siendo k el parámetro dependiente de la geometría de la sección, siendo la rigidez de la sección.

Utilizando la función de tensiones de Airy, junto con las condiciones de contorno. Para una placa infinita con una grieta central fue encontrada por Westergaard [2].

$$\text{Cuando } (x, y) \rightarrow \infty \quad \sigma_{yy} = \sigma_{aplicado}; \sigma_{xx} = \tau_{xy} = 0$$

$$\text{En la superficie de la grieta } \sigma_{yy} = \tau_{yx} = 0$$

Quedando establecidos que los esfuerzos alrededor de la grieta son los siguientes.

$$\sigma_{ij} = \sigma \sqrt{\frac{a}{2r}} \cdot f_{ij}(\theta) \quad (2.2)$$

2.1.1 FACTOR DE INTENSIDAD DE TENSIONES (SIF)

Una grieta en un sólido puede presentar un estado de tensiones de tres formas diferentes, el Modo I, II y III (Figura 2). El modo I es el más general e importante, la carga sobre la pieza se aplica perpendicularmente al plano de la grieta. En el Modo II los esfuerzos cortantes son paralelos al plano de la grieta y para el Modo III en la grieta aparece un desgarramiento lateral.

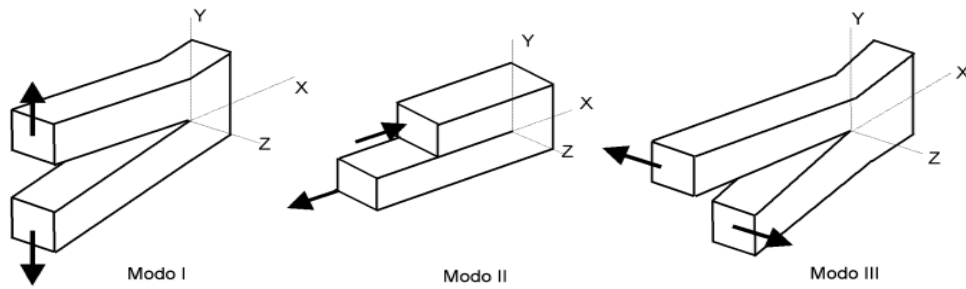


Figura 2. Modos de fractura existentes [2]

El caso general de tensiones se produce cuando están en el estado tensional los tres modos. Irwin [2] desarrolló para cada uno de estos modos de fractura unas expresiones definiendo su estado de tensiones.

En nuestro proyecto solo se trabaja en Modo I, por lo que los demás en este caso no son de interés, por lo que el estado de tensiones viene dado por las siguientes expresiones:

$$\sigma_{xx} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[1 - \operatorname{sen}\left(\frac{\theta}{2}\right) \operatorname{sen}\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right] \quad (2.3)$$

$$\sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[1 - \operatorname{sen}\left(\frac{\theta}{2}\right) \operatorname{sen}\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right] \quad (2.4)$$

$$\sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[1 - \operatorname{sen}\left(\frac{\theta}{2}\right) \operatorname{sen}\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right] \quad (2.5)$$

En el caso de la tensión plana, los valores de tensión se encuentran en los ejes x e y , pero la tensión $\sigma_{zz} = 0$.

Y para deformación plana será, la que se muestra a continuación:

$$\sigma_{zz} = \nu (\sigma_{xx} + \sigma_{yy}) = 2\nu \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \quad (2.6)$$

$$\tau_{xz} = \tau_{yz} = 0 \quad (2.7)$$

Los desplazamientos que se producen en el estado tensional plano son los que se indican [2].

$$u_x = \frac{K_I}{2\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[\kappa - 1 + 2 \operatorname{sen}^2\left(\frac{\theta}{2}\right) \right] \quad (2.8)$$

$$u_y = \frac{K_I}{2\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \operatorname{sen}\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[\kappa - 1 + 2 \cos^2\left(\frac{\theta}{2}\right) \right] \quad (2.9)$$

Donde cada uno de los parámetros establecidos, tienen las siguientes expresiones:

$$\mu = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (2.10)$$

$$\kappa = 3 - 4\nu \quad (2.11)$$

$$\kappa = \frac{3 - \nu}{1 + \nu} \quad (2.12)$$

Para cada uno de los distintos tipos de fractura, existen una expresión diferente de σ_{ij} :

$$\sigma_{ij}^I = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}^I(\theta) \quad (2.13)$$

$$\sigma_{ij}^{II} = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}^{II}(\theta) \quad (2.14)$$

$$\sigma_{ij}^{III} = \frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}^{III}(\theta) \quad (2.15)$$

Y así el total del estado tensional para el elemento según el teorema de superposición será:

$$\sigma_{ij}^{TOTAL} = \sigma_{ij}^I + \sigma_{ij}^{II} + \sigma_{ij}^{III} \quad (2.16)$$

Con estas expresiones para $\theta = 0^\circ$, se puede representar los valores para los ejes x e y , que nos darán las tensiones σ_{xx} y σ_{yy} .

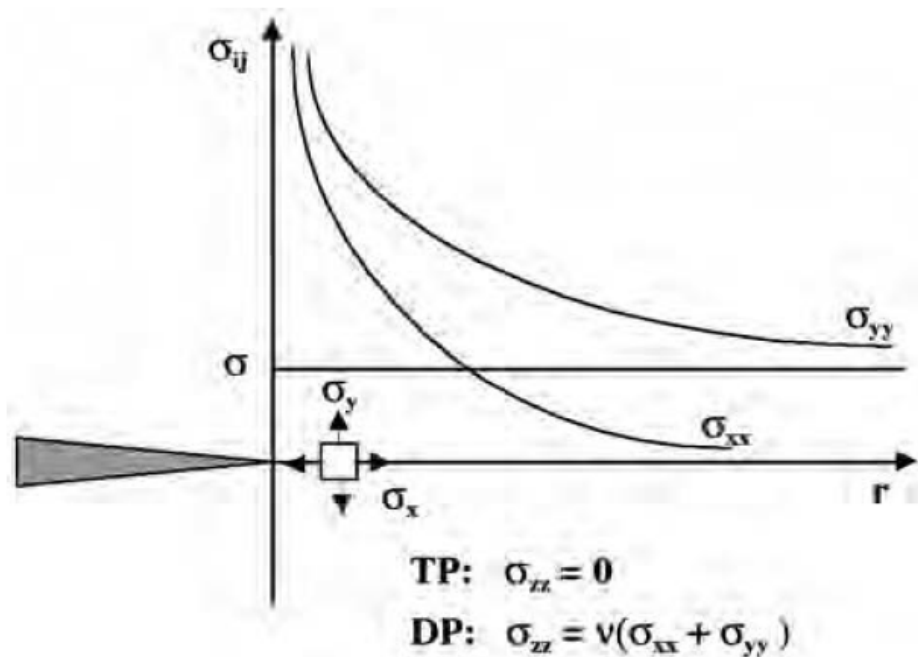


Figura 3. Tensiones en ejes x e y en el vértice de la grieta [2]

Cuando el valor de r es nulo, los resultados no son fiables ya que las expresiones tomarán valores muy extremos. Las tensiones que están situadas en el frente de grieta superan el límite elástico del material y se producirá una plastificación en esa zona. Como se observa en las anteriores expresiones σ_{ij}^I , σ_{ij}^{II} y σ_{ij}^{III} son proporcionales a K_I , K_{II} y K_{III} , este parámetro se denomina Factor de Intensidad de Tensiones y caracteriza completamente campos de tensiones y desplazamientos alrededor del vértice de la grieta.

2.1.2 TASA DE LIBERACIÓN DE ENERGÍA

G. R. Irwin [2] fue el primero en notar que si el tamaño de la zona plastificada alrededor de una fisura o grieta era pequeña comparada con el tamaño de la propia fisura, la energía requerida para que la fisura crezca no es críticamente dependiente del estado de tensiones del extremo de la fisura. En otras palabras, un cálculo puramente elástico sería suficiente para calcular la cantidad de energía disponible por fractura. El ritmo o tasa de liberación de

energía para el crecimiento de la fisura puede ser calculado como la variación en la deformación elástica por unidad de área de la fisura. Ese proceso termodinámico de liberación guía el proceso de fractura.

Las ecuaciones definidas anteriormente en las cuales se define el Factor de Intensidad de Tensiones se pueden relacionar con la Tasa de Liberación de Energía. Se puede relacionar e identificar, si se sustituye G por K_I y R por K_{IC} , cambiando las variables de flexibilidad y rigidez por r y θ , de forma que se relacionan como se muestra.

$$G = \frac{\pi \cdot \sigma^2 \cdot a}{E} \rightarrow G = \frac{K_I^2}{E} \quad (2.17)$$

$$G = \frac{\pi \cdot \sigma^2 \cdot a}{E} \rightarrow G = \frac{K_I^2}{E'} \quad (2.18)$$

Siendo para metales el valor de E' , que serán el tipo que se está estudiando.

$$E' = \frac{E}{0.9} \quad (2.19)$$

El análisis de mecánica de la fractura tanto para energía como en intensidad son equivalentes y relacionables, siempre que sean materiales elástico lineales.

$$G = \frac{K_I^2}{E'} + \frac{K_{II}^2}{E'} + \frac{K_{III}^2}{2\mu} \quad (2.20)$$

2.2 MECÁNICA DE LA FRACTURA ELASTO-PLÁSTICA

Como se puede observar en la figura 4, las caras de la grieta antes de la fractura se deforman plásticamente, generándose por tanto una zona plástica en el vértice de la grieta que produce un enroscamiento del mismo, siendo esta deformación plástica mayor si la tenacidad del material ensayado es también mayor. La propagación de la grieta ocurrirá cuando el valor del factor de intensidad de tensiones alcanza en el frente de grieta un valor umbral.

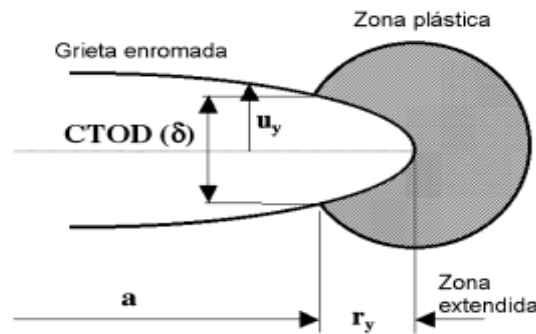


Figura 4. Parámetro CTOD en el frente de grieta [2]

Este enromamiento hace que la grieta no sea totalmente aguda, por lo que se define un parámetro para establecer la apertura del vértice de la grieta. Este parámetro se denomina "Crack Tip Opening Displacement" (CTOD), estando relacionado con el factor de intensidad de tensiones o la tasa de liberación de energía según (2.21).

$$\delta = CTOD = \frac{4}{\pi} \frac{K_I^2}{E \sigma_{ys}} = \frac{4}{\pi} \frac{G}{\sigma_{ys}} \quad (2.21)$$

De esta forma, el CTOD constituye un parámetro clásico dentro de la comunidad científica para la caracterización del crecimiento de grieta a fatiga.

2.3 MODELOS DE CRECIMIENTO DE GRIETA A FATIGA

Los elementos que están cargados a fatiga son aquellos que están cargados cíclicamente entre cargas inferiores a su carga máxima de resistencia, aunque ésta no se alcance finalmente se alcanzará un fallo producido por el nivel de tensión de las cargas que varían con el tiempo. El fallo se producirá por las deformaciones inelásticas localizadas en un lugar concreto del elemento, que provocan con cada ciclo una extensión superficial irreversible que hará que se desarrollen grietas. En materiales metálicos existe una propagación de la grieta previa a la rotura, como se muestra en la figura 5 en la que se observa una sección típica producida por la rotura debido a procesos de fatiga.

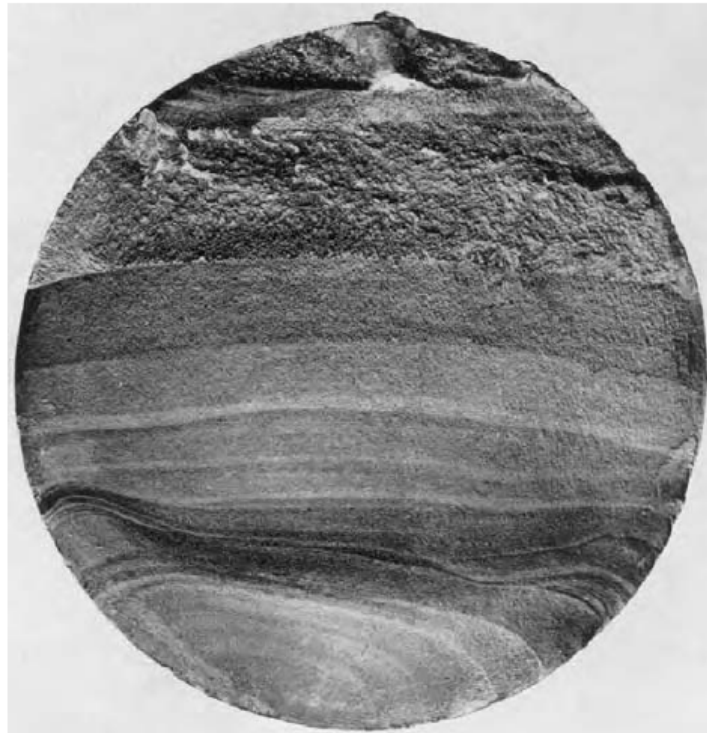


Figura 5. Fractura de sección a fatiga [3]

Existen tres etapas en los procesos de fatiga que se presentan de forma sucesiva hasta que se da el crecimiento de grieta inestable.

2.4 INICIO DEL CRECIMIENTO DE LA GRIETA

En Abaqus 6-13.3, el criterio de crecimiento de grieta a fatiga viene definido por la siguiente expresión (2.22):

$$\frac{da}{dN} = C_3 [(\Delta K)^2 - K_{th}^2] \frac{(\Delta K)^{m_3-1}}{K_c - K_{max}} \quad (2.22)$$

En esta sección se comentará brevemente la aplicación del siguiente análisis.

Murri, Salpekar y O'Brien [1] proponen un método para determinar el valor máximo para G_I que puede ser aplicado para el comienzo de la delaminación de la probeta, que se producirá unidireccionalmente. La ecuación mostrada

propone que G_{Imax} necesita ser alcanzado para que ocurra el principio de la delaminación y que depende del número de ciclos N , y de las constantes c y d .

De acuerdo con la norma ASTM D6115-97 [1], este método solo es aplicable para composites unidireccionales.

2.5 DIRECCIÓN DEL CRECIMIENTO DE LA GRIETA

Distintos modelos son válidos para la predicción de la dirección del crecimiento de la grieta, algunos de éstos están basados en la tensión, la deformación, la energía o en una combinación de todos ellos. Los modelos apropiados deben ser elegidos en base al material o a las condiciones de carga. Los tres modelos que se tratan aquí son los que están presentes en la guía de Abaqus 6-13.4 y que es posible utilizarlos sin necesidad de utilizar una subrutina.

Erdogan y Sih [1] propusieron la Máxima Tensión Tangencial (MTS) en cuya teoría nos habla de que el crecimiento de la grieta ocurre radicalmente desde el vértice de la grieta y de manera perpendicular a la máxima tensión aplicada por la carga. Estos dos criterios suceden cuando la tensión tangencial es máxima y la tensión cortante es cero. Los autores desarrollaron ecuaciones paramétricas para determinar el ángulo de propagación, θ , en el espacio $K_I - K_{II}$. Haciendo $\tau_{r\theta} = 0$ y $\frac{\partial \sigma_\theta}{\partial \theta} = 0$, las ecuaciones paramétricas son resueltas en "Abaqus Theory Manual" y se muestra el resultado en la ecuación (2.23). Dicha ecuación fue validada experimentalmente por Erdogan y Sih obteniendo unos resultados que se asemejaban con lo obtenido a partir de las ecuaciones paramétricas.

$$\theta = \cos^{-1} \left(\frac{3K_{II}^2 + \sqrt{K_I^4 + 8K_I^2 K_{II}^2}}{K_I^2 + 9K_{II}^2} \right) \quad (2.23)$$

En 1974, Hussain, Pu, y Underwood [1] desarrollaron la Tasa Máxima de Liberación de Energía (MERR), criterio basado en el trabajo de Griffith e Irwin

[1]. MERR postula que la extensión de la grieta ocurre en un ángulo, θ , que hace que G sea máximo en la siguiente ecuación para condiciones mixtas I-II.

$$J = G = \frac{1}{E} (K_I^2 + K_{II}^2) + \frac{1}{2G} K_{III}^2 \quad (2.24)$$

Esta ecuación es probada para $K_I = K_I(\theta)$, $K_{II} = K_{II}(\theta)$, y asumiendo que $K_{III} = 0$. Hussain [1] comprobó los datos del modelo MERR con datos experimentales del crecimiento de una grieta en una lámina de acero.

Cotterell y Rice [1] sugirieron en 1980 que la extensión de la grieta ocurría en las direcciones donde $K_{II} = 0$ para materiales isotrópicos y homogéneos. Los autores también propusieron que las soluciones de los modelos propuestos con anterioridad MTS y MERR coincidían cuando $K_{II} = 0$ para el comienzo del crecimiento de la grieta, si bien de este modelo no existen verificaciones experimentales.

Cada criterio arroja unos resultados distintos en la dirección del crecimiento de la grieta. Es necesario ejecutar Abaqus con cada uno de los modelos para obtener una idea de qué criterio es el más adecuado para cada uno de los casos.

2.6 ANÁLISIS DE LOS MÉTODOS DE FRACTURA

El análisis a fractura normalmente comienza con el tamaño de una grieta, o por un criterio de iniciación de la grieta basado en la tensión o en la deformación, y la grieta se propagará hasta llegar a un valor crítico K_c o G_c . Las tasas de crecimiento son calculadas usando un modelo de crecimiento de la grieta a fatiga utilizando la siguiente ecuación, denominada ecuación de Walker [1].

$$\frac{da}{dN} = \frac{C_0}{(1 - R)^{m(1-\gamma)}} (\Delta K)^m \quad (2.25)$$

Se muestra a continuación algunos de los métodos que han sido desarrollados, se presentaran en las siguientes secciones, y se tratará aquel que se utilice para el caso de estudio.

2.6.1 MÉTODOS ANALÍTICOS

Integrando la ley del crecimiento de grieta a fatiga, que a continuación se muestra, es la manera más básica para explorar la vida a fatiga de la probeta. La integral asume el modo I de propagación de la grieta.

Programas han sido desarrollados para ayudar en estos cálculos como AFGROW, creado por The Air Force Research Laboratory and LexTech, Inc., y NASGRO, creada por la NASA Johnson Space Center and Southwest Research Institute® [4]. Programas como aquellos que acceden a las bases de datos de las ecuaciones de los factores de intensidad de tensiones, y aplican el espectro de carga y la ley de crecimiento de grieta a fatiga para analizar el crecimiento de la grieta y estimando la vida de la geometría a fatiga. Estos programas trabajan bien con situaciones diseñadas, y análisis requeridos para una mayor complejidad en la geometría, condiciones de contorno, y condiciones de carga.

2.6.2 MÉTODO DE ELEMENTOS FINITOS (MEF)

El Método de los elementos finitos (MEF) se utilizan para proporcionar soluciones aproximadas a partir de ecuaciones diferenciales en forma del valor de contorno o valor inicial del problema. El MEF ha sido utilizado para problemas de análisis de tensión y deformación, propagaciones de onda, transferencia de calor, campos eléctricos y magnéticos y para estudios sobre fluidos. Actualmente, los softwares de análisis de elementos finitos están disponibles en códigos comerciales como Abaqus y ANSYS. Estos códigos son continuamente actualizados con los más recientes avances obtenidos en la literatura de Extended Finite Element Method para la mecánica de la fractura.

Las primeras aplicaciones del MEF para la mecánica de la fractura fueron reportadas en 1969 por Watwood [1] mediante una placa con una grieta en el centro de la misma, y Anderson, Garron, y Ruggles [1] para la fractura de la cámara del motor de un cohete propulsor. Estas primeras aplicaciones de MEF para resolver problemas de mecánica de la fractura fueron seguidas en 1970 por Chan, Tuba, y Wilson [1] quienes realizaron test con probetas compactas. Todos los autores notaron una singularidad en las tensiones sobre el vértice de la grieta que era inalcanzable con elementos lineales, y de esta manera estos análisis rápidamente conducían a la tasa de liberación de energía de Griffith [2] o al contorno integral J y K . Toda la información mostrada coincidían utilizando la tasa de liberación de energía, los contornos integrales, y los métodos analíticos.

En 1970, en un esfuerzo en relación con la singularidad de tensiones en el vértice de la grieta, Byskov [1] desarrolló elementos triangulares para el estudio del frente la grieta de tal manera que la precisión de este fuera exacto y así poder estudiar dicha singularidad del modelo. Este avance fue evolucionando hasta que en 1973 Wilson [1] implantó los elementos circulares y en 1974 Hardy [1] los elementos rectangulares. Los elementos circulares han tenido varias versiones incluidas el modo mixto de elementos por Holston [1] que lo desarrolló en 1976 y una versión desarrollada por Jiang y Cheung [1] en 1995.

Respecto a elementos finitos con cuatro puntos, para borrar la necesidad de elementos especializados, Henshell y Shaw [1][5] publicaron un trabajo en 1975 en el que concluían que el tamaño medio de los nodos de los elementos cuadráticos adyacentes al vértice de la grieta cuya localización debe estar entre los cuatro puntos del elemento debe de ser de $1/\sqrt{r}$ para esa singularidad tensional. Barsoum [1] simultáneamente publicó hallazgos similares sin tener conocimiento del trabajo de Henshell y Shaw's. En los siguientes años, Barsoum mostró que todos los nodos de los elementos en la punta de la grieta deberían colapsar con un único análisis lineal elástico y que este método podría ser extendido al modelo singular $1/r$ por una análisis perfectamente plástico cuando los nodos colapsan seguirán siendo independientes.

Para analizar el crecimiento a fatiga usando elementos finitos con Cuatro Puntos (FEQP), en los modelos de elementos finitos deben de ser construida una longitud de grieta incremental que será explícito si la propagación de la grieta no es posible. Típicamente una malla concéntrica es usada alrededor de la grieta (Figura 6). Højfeldt y Østervig [1] ilustraron este proceso en 1986. En general los pasos del procedimiento serán los siguientes:

1. Construir y mallar un modelo de elementos finitos incluyendo la grieta en la geometría.
2. Aplicar carga cuasi-estática desde el valor mínimo hasta el valor máximo.
3. Determinar ΔK o ΔG .
4. Determinar la dirección del crecimiento de la grieta.
5. Calcular el incremento de longitud de la grieta durante el crecimiento de ésta.
6. Determinar los ciclos requeridos para que la grieta comience a incrementar su longitud en base al modelo de crecimiento a fatiga.
7. Añadir ciclos hasta el anterior ciclo contado.
8. Reconstruir el modelo y mallarlo con la nueva grieta en la geometría.
9. Repetir los dos pasos a través del paso 8 hasta encontrar los valores críticos.

Recientes publicaciones muestran que este proceso ha permanecido básicamente inalterado, incluyendo el artículo realizado en 2010 por Alegre y Cuesta [1] donde la trayectoria en la propagación de la grieta venía definida por varios ángulos iniciales en el comienzo de ésta. Los autores observaron que comparativamente tenían buena relación entre los modelos experimentales y los resultados de los elementos finitos.

Otro método empleado para el análisis numérico del crecimiento de grieta es el denominado "Virtual Crack Closure Technique". Rybicki y Kanninen [1] desarrollaron la integral modificada del cierre de grieta en 1977 el cual se basó en Irwin [3] en 1957 que afirmó que la energía necesaria para que una grieta crezca es igual al trabajo requerido para cerrar una grieta de la misma longitud. Las ecuaciones que se muestran a continuación fueron desarrolladas en el artículo para el Modo I y el Modo II de la tasa de liberación de energía para una unidad de espesor. Éste fue más tarde extendido para el Modo III por Shivakumar, Tan, y Newman [1]. Se definen a continuación las variables que se mostrarán en las siguientes imágenes (Figura 7), $F_{y,cd}$ son las componentes de las fuerzas requeridas para mantener los nodos c y d con una separación, $u_{y,ab}$ son las componentes de los desplazamientos entre los nodos a y b , Δa es el incremento de longitud de la grieta sobre el cual G es calculado, y l es la longitud del elemento justo delante del vértice de la grieta. Estas ecuaciones son solo aplicables solo para mallas uniformes donde $\Delta a = l$.

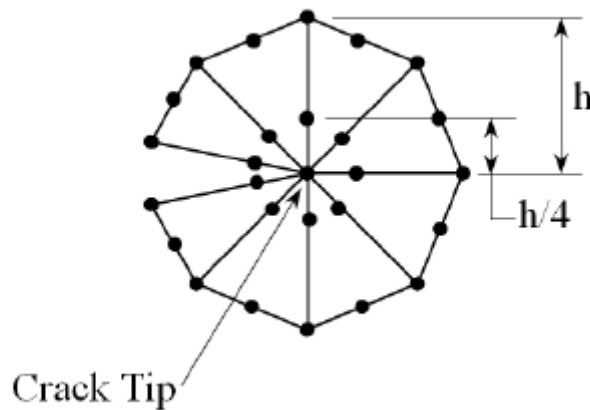


Figura 6. Elementos de la malla en el vértice de la grieta [1]

En la figura 6 se muestra el esquema de los elementos que forman parte de malla alrededor de la punta de la grieta con una distancia media de los nodos de un cuarto del punto de localización.

$$G_I = \lim_{\Delta a \rightarrow 0} \frac{1}{2\Delta a} F_{y,cd} u_{y,ab} \quad (2.26)$$

$$G_{II} = \lim_{\Delta a \rightarrow 0} \frac{1}{2\Delta a} F_{x,cd} u_{x,ab} \quad (2.27)$$

$$G_{III} = \lim_{\Delta a \rightarrow 0} \frac{1}{2\Delta a} F_{z,cd} u_{z,ab} \quad (2.28)$$

Actualmente, el método de Rybicki y Kanninen [1] es conocido como Virtual Crack Clousure Technique (VCCT) y la técnica ha sido usada en miles de publicaciones para análisis estáticos y cíclicos y configuraciones en tres dimensiones que puede ser más difícil para mallar usando FEQP. En general, el proceso usado en la literatura para el modelo VCCT cíclico del crecimiento de grieta es similar al FEQP como mostraron Mabson y Hosseini-Toudeshky, Ghaffari, y Mohammadi [1]. Mabson [1] analizó la vida de fractura a fatiga para un travesaño en voladizo mientras que Hosseini-Toudeshky[1] buscaban la trayectoria seguida por una grieta durante su crecimiento en un panel de aluminio curvado con zonas de composites que lo hacían más rígido. Ambos estudios observaron buenos resultados entre los datos experimentales y los resultados de VCCT (Figura 7).

Otro método desarrollado para el análisis del crecimiento de grieta a fatiga es el "Método de elementos finitos extendido" (XFEM), el método de los elementos finitos requerían que la grieta estuviera incorporada en la geometría para que los elementos se alinearan con el contorno de la grieta. El método extendido de elementos finitos fue desarrollado en 1999 por Belytschko y Black [1] como un método donde las grietas podrían ser definidas arbitrariamente sin la malla (Figura 8). Este método está basado en la partición de la unidad presentada por Melenk y Babuška [1] en 1996, en el cual amplios estados que son la suma del total de las funciones de forma debe ser uno, de este modo se permiten términos adicionales para ser añadidos en la funciones de forma con el conocimiento a priori de la solución.

Belytschko y Black sugirieron enriquecer las funciones de forma mostradas en la siguiente ecuación para el campo de desplazamientos, u . $N(x)$ son los estándares de las funciones de forma, b y c son los coeficientes

nodales, (r, θ) es un sistema de coordenadas polares cuyo origen está en el vértice de la grieta, y S_1 es un grupo que contiene todos los nodos del modelo FE. La punta de la grieta con términos, F , son solo activados en el elemento que contiene la punta de la grieta, representado por el nodo S_3 . Moës, Dolbow, y Belytschko [1] añadieron la función de salto para el término, $H(x)$, el cual es usado para representar la discontinuidad del campo de desplazamiento en elementos que han sido completamente divididos por la grieta. S_2 es el nodo donde la función salto está activa. En las posteriores figuras se mostrará dónde el vértice de la grieta y los términos de la función de salto serían usados. Los SIFs fueron calculados empleando contorno integral alrededor del vértice de la grieta, donde existe una excelente semejanza con los valores analíticos.

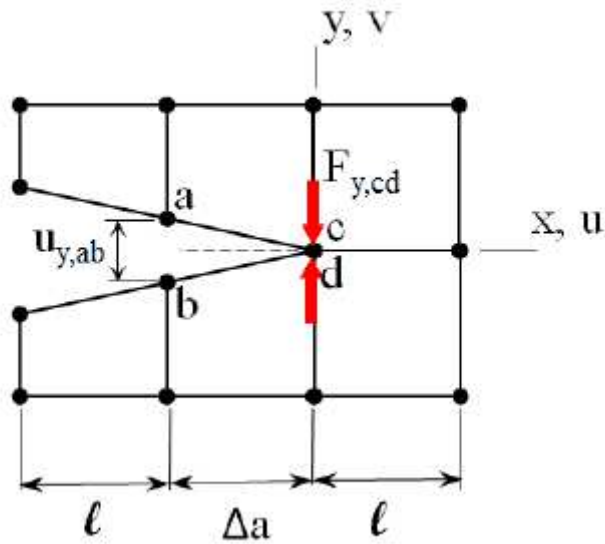


Figura 7. Representación del método VCCT [1]

$$u(x) = \sum_{i \in S_1} N_i(x) u_i + \sum_{j \in S_2} N_j(x) b_j H(x) + \sum_{i \in S_1} N_k(x) \left[\sum_{n=1}^4 c_{nk} F_n(r, \theta) \right] \quad (2.29)$$

$$\{F_i(r, \theta)\}_{i=1}^4 = \left\{ \sqrt{r} \cos \frac{\theta}{2}, \sqrt{r} \sin \frac{\theta}{2}, \sqrt{r} \sin \frac{\theta}{2} \sin \theta, \sqrt{r} \cos \frac{\theta}{2} \sin \theta \right\} \quad (2.30)$$

$$H(x) = \begin{cases} 1 & \text{para } y > 0 \\ -1 & \text{para } y < 0 \end{cases} \quad (2.31)$$

Otro método denominado "Level Set Method" (LSM), que fue desarrollado por Osher y Sethian [1] en 1988 para localizar contornos móviles tales como contornos de grano y modelos con inclusiones en el material. Stolarska, Chopp, Mëos y Belytschko [1] incorporaron el concepto de LSM dentro del XFEM en 2001. El LSM implementado en XFEM usa dos signos ortogonales cercanos que son funciones de distancia, $\psi(x, t)$ y $\varphi(x, t)$, localizada en el frente de la grieta. $\psi(x, t) = 0$ localizada en la cara de la grieta y $\varphi(x, t) = 0$ define el i-ésimo del vértice de la grieta. Valores nodales para ψ y φ son incorporados dentro de la malla con funciones de forma estándares con las ecuaciones que se muestran a continuación (2.32). Las regiones que define una grieta para las que se usa el método *Level Set* se muestran en la siguiente imagen (Figura 9). Como la grieta se propaga a través de la malla, los valores de ψ son almacenados en el archivo de salida desde que previamente se forma la grieta en la cara es asumido que no cambia. Stolarska [1] modificó la anterior para incluir los valores de LSM resultantes.

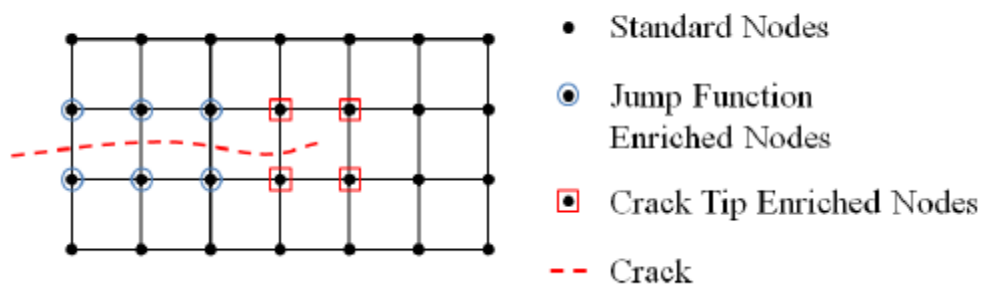


Figura 8. XFEM nodos con funciones de salto [1]

$$\varphi_i(x, t) = \sum_{j \in S_2} \varphi_{ij}(t) N_j(x) \quad (2.32)$$

$$\psi(x, t) = \sum_{j \in S_2} \psi_j(t) N_j(x) \quad (2.33)$$

$$H(x) = H(\psi(x, t)) = \begin{cases} 1 & \text{para } \psi(x, t) > 0 \\ -1 & \text{para } \psi(x, t) < 0 \end{cases} \quad (2.34)$$

XFEM ha llegado a ser extremadamente popular desde su comienzo en 1999. La mayoría de los análisis de propagación de grieta siguen un proceso similar al usado por FEQP y VCCT. Sin embargo, el remallado no es típicamente un problema. El proceso básico es el siguiente:

1. Construir y mallar un modelo de elementos finitos.
2. Definir la localización de la grieta a través de grupos nodales.
3. Aplicar la carga cuasi-estática desde el mínimo valor al máximo.
4. Determinar ΔK o ΔG .
5. Determinar la dirección del crecimiento de la grieta.
6. Calcular el incremento de longitud de la grieta durante el crecimiento de ésta.
7. Determinar los ciclos requeridos para que la grieta comience a incrementar su longitud en base al modelo de crecimiento a fatiga.
8. Añadir ciclos hasta el anterior ciclo contado.
9. Redefinir la localización de la grieta a través del ajuste del grupo nodal sin remallado.
10. Repetir el paso 3 a través del 9 hasta que los valores críticos sean alcanzados.

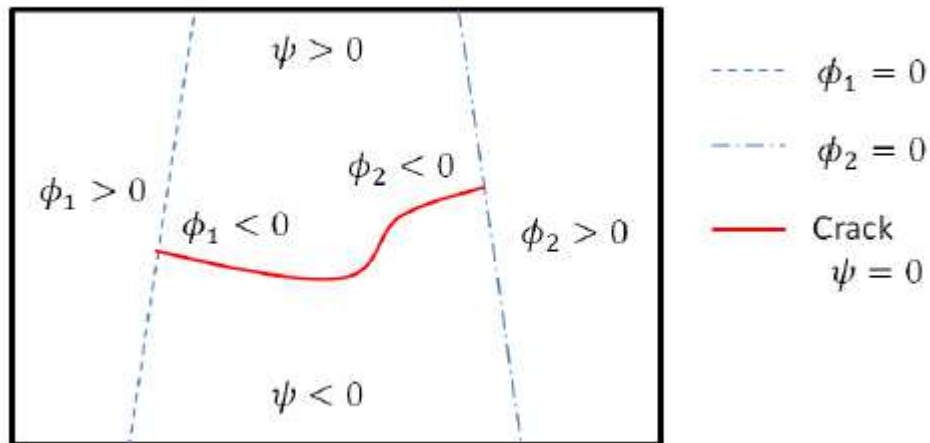


Figura 9. Level Set Method utilizado por XFEM [1]

XFEM fue incorporado al usuario de Abaqus definido en una subrutina realizada por Shi, Chopp, Lua, Sukumar, y Belytschko [1] en 2010 para analizar el crecimiento de la grieta cíclicamente de manera estándar y modificar las probetas compactas. La subrutina de Shi [1] usó y modificó el método VCCT para calcular la tasa de liberación de energía en el vértice de la grieta. Una significativa cantidad de publicaciones empleando XFEM para el crecimiento de grieta a fatiga que tratan con geometrías complejas que consumían mucho tiempo en realizarse o imposibles de mallar usando los métodos FEQP o VCCT. Estos incluyen los análisis de Singh, Mishra, Bhattacharya, y Pati [1] sobre los efectos en el crecimiento de la grieta al introducir inclusiones, agujeros, pequeñas grietas u otros concentradores de tensión. Los análisis de Or Pathak, Singh, y Singh [1] sobre grietas en empotramientos y en superficies elípticas, grietas en cristales, y formas de grieta arbitrarias con varios aspectos de ratio y inclinación. Cada uno de estos trabajos tiene una buena relación con los resultados analíticos y experimentales.

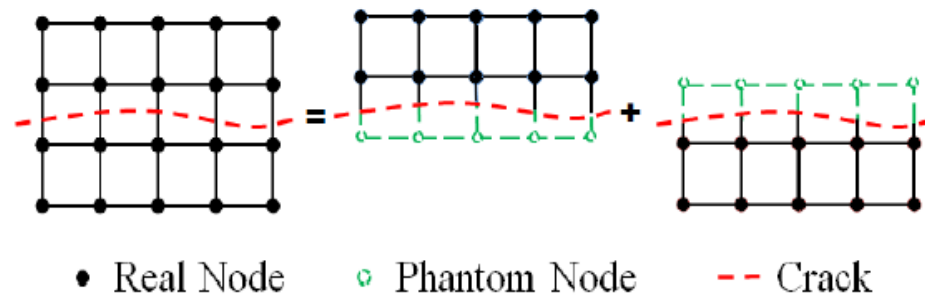
El último método que se va a describir es el "Método de Elementos Finitos Extendidos con Nodos Fantasma" (Figura 10). Song, Areias, y Belytschko [1] desarrollaron y adaptaron en 2006 el modelo arbitrario de localización de la grieta de XFEM en una malla usando nodos fantasma. Las conclusiones del trabajo previo de Hansb y Belytchko y Black [1], muestran que el método Extendido de Elementos Finitos con Nodos Fantasma (XFEM-PN) representa el

campo de desplazamiento discontinuo con elementos superpuestos cada uno de ellos contiene un nodo fantasma y grados fantasma de libertad. Previamente a la fractura, se superponen los elementos moviéndose juntos, actuando como un único elemento. Una vez separados por la grieta, los nodos reales y los fantasmas se mueven independientemente uno del otro, como se muestra esquemáticamente en la siguiente figura, la siguiente ecuación representa el campo de desplazamiento, u , como la suma de desplazamientos de los elementos desde 1 hasta 2. S_1 y S_2 son el grupo de nodos correspondiente a cada elemento y H es la función Heaviside. XFEM-PN tiene la ventaja sobre el estándar XFEM en que en la punta de la grieta no son necesarios términos enriquecidos para modelar la singularidad de las tensiones en la punta de la grieta, así esta puede ser integrada directamente con la mayoría de códigos FE. Abaqus 6-13.4 combina los nodos fantasma y LSM para los análisis de propagación de la grieta.

$$u(x, t) = \sum_{i \in S_1} u_i^1(t) N_i(x) H(-f(x)) + \sum_{i \in S_2} u_i^2(t) N_i(x) H(-f(x)) \quad (2.35)$$

$$H(x) = \begin{cases} 1 & \text{para } x > 0 \\ 0 & \text{para } x \leq 0 \end{cases} \quad (2.36)$$

Los pasos seguidos por el modelo de crecimiento de la grieta a fatiga con XFEM-PN sería igual a aquel que usa el método estándar XFEM. La literatura publicada de XFEM-PN para la propagación de grietas a fatiga no es tan abundante comparada con XFEM. Kucharczyk, Sharaf, y Münstermann [1] modelaron exitosamente la reducción de la capacidad de carga que es capaz de soportar una grieta a través de los granos de acero. Sin embargo en ese artículo usaron cargas a tracción para ensayar la probeta con elementos cohesivos, y no los modelos de crecimiento de grieta a fatiga tal como la ley de Paris o las ecuaciones de Walker (Figura 10).



3. ANÁLISIS DEL FENÓMENO DE CIERRE DE GRIETA

El fenómeno de cierre de grieta a fatiga establece que una grieta generada a fatiga puede cerrarse prematuramente incluso bajo carga cíclica a tracción. La posibilidad de que una grieta a fatiga pueda cerrarse bajo cargas de tracción fue en primer lugar reportado experimentalmente por Elber [5]. El autor notificó una anomalía en la rigidez de varias probetas ensayadas a fatiga (Figura 11a). A cargas altas la rigidez coincidió con las expresiones estándares para probetas comunes de mecánica de la fractura, sin embargo, a cargas bajas la rigidez era similar a aquella correspondiente a un probeta sin grieta. Elber creyó que este cambio en la rigidez de la probeta fue debido al contacto entre las caras de la grieta a niveles de carga bajos pero mayores que cero. De esta forma, Elber argumentó que una zona de deformación plástica residual era generada a lo largo de la trayectoria seguida por el vértice de la grieta.

Elber postuló que el cierre de grieta redujo la tasa de crecimiento de grieta a fatiga debido a la reducción del rango del factor de tensiones efectivo. La figura 11b ilustra el concepto de cierre. Cuando una probeta se carga cíclicamente entre K_{max} y K_{min} , las caras de la grieta entrarán en contacto por debajo del factor de intensidad de tensiones (K_{op}) para el cual la grieta se abre. Elber asumió que la porción del ciclo que se encuentra por debajo de este K_{op} no contribuye en el crecimiento de grieta a fatiga.

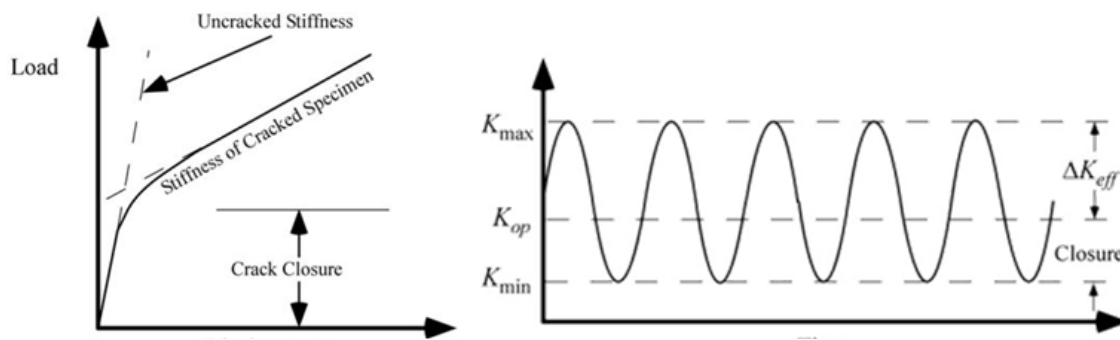


Figura 10.1. Concepto de cierre de grieta a fatiga (a) Curva-desplazamiento, (b) definición del rango efectivo del factor de intensidad de tensiones.

La medición del "Crack Opening Displacement", constituye uno de los métodos para evaluar el cierre de grieta prematuro en un proceso de fatiga, por el cual la grieta se cerrará antes de llegar a la carga mínima definida en el ciclo a fatiga. Existen diferentes métodos para la medición del COD, sin embargo el más común de estos es medirlo mediante las tensiones, de esta manera se cuantifica este fenómeno de cierre. Esta técnica emplea galgas extensiométricas que medirán el desplazamiento en la entalla que se tiene la probeta. Para medirlo de manera teórica mediante Abaqus se procederá a la medición de los desplazamientos en el extremo de la probeta en algunos de los ciclos, tomándose distintas muestras para diferentes longitudes de grieta.

En este trabajo se realiza la comparación entre los valores obtenidos del COD de manera numérica y experimental, una vez obtenidos los datos numéricos mediante Abaqus se hará una comparativa, representando el COD frente a la carga en cada uno de los ciclos establecidos que irán en función de los diferentes ratios de carga R_0 , R_{05} y R_{06} . Para ello se escogerá una determinada longitud de grieta. Esta longitud de grieta no se debe elegir al comienzo de la propagación, debido a que ese dato no sería representativo. Para obtener resultados más representativos se necesita que la grieta haya experimentado un crecimiento significativo. Una vez representado para cada una de las longitudes de grieta elegidas, el ciclo de

carga frente al COD se representa junto a los datos obtenidos de manera experimental. Debido a lo leve que resulta la pérdida de pendiente en la gráfica que representa el COD frente a la carga, la cual es indicativo de que se produce el COD, se procederá a calcular el "compliance offset", que se empleará para visualizar de manera más sencilla para que valor de la carga se produce el cambio de pendiente del COD.

$$compliance\ offset = \frac{C_0 - C}{C_0} \cdot 100 \quad (3.1)$$

Donde se compara el C_0 que es la distancia que existe teóricamente según la carga que se aplica en el ciclo la cuál seguirá una línea recta y C que será la distancia que se medirá directamente en Abaqus para cual existe la pérdida de pendiente, y nos mostrará para que valor de la carga existe esa pérdida de linealidad.

4. METODOLOGÍA

En este apartado se describen los diferentes parámetros a introducir en el software Abaqus para que se pueda modelar el crecimiento de grieta a fatiga, además se definirán cada uno de los bloques que se han tratado para la realización del modelado de la geometría.

4.1 GENERACIÓN DE LAS PARTES

Las geometrías de probeta que se han estudiado son dos probetas compactas o probetas CT normalizadas, una de ellas de Aluminio 2024-T3 y la otra de Titanio, de las cuales se muestra sus dimensiones en las siguientes imágenes (Figura 11 y 12). Se puede observar los agujeros donde irán alojados los pernos para realizar la carga cíclica, además del evidente concentrador de tensiones (entalla) por el cual la grieta comenzará el crecimiento de la grieta.

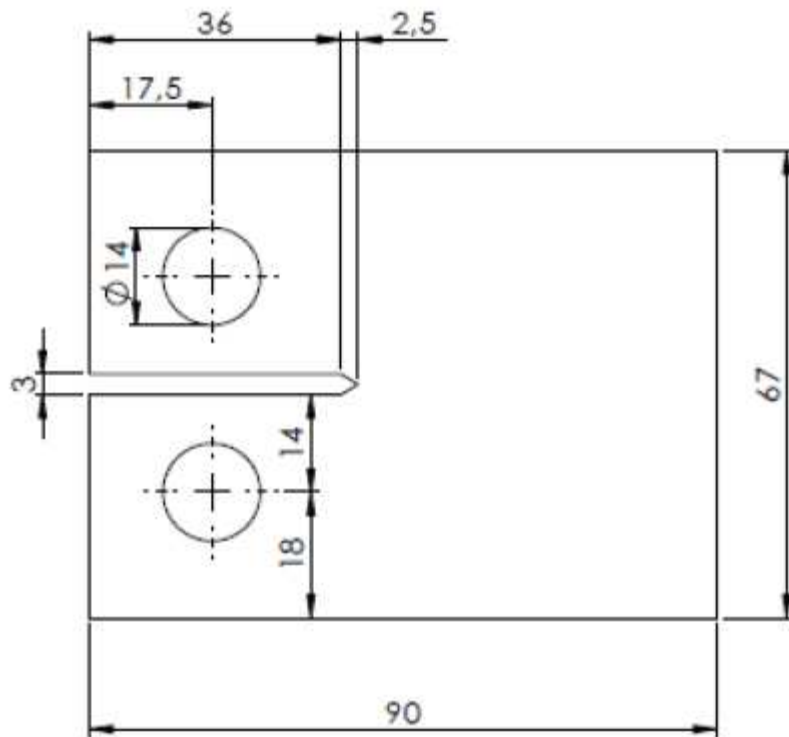


Figura 11. Probeta de aluminio

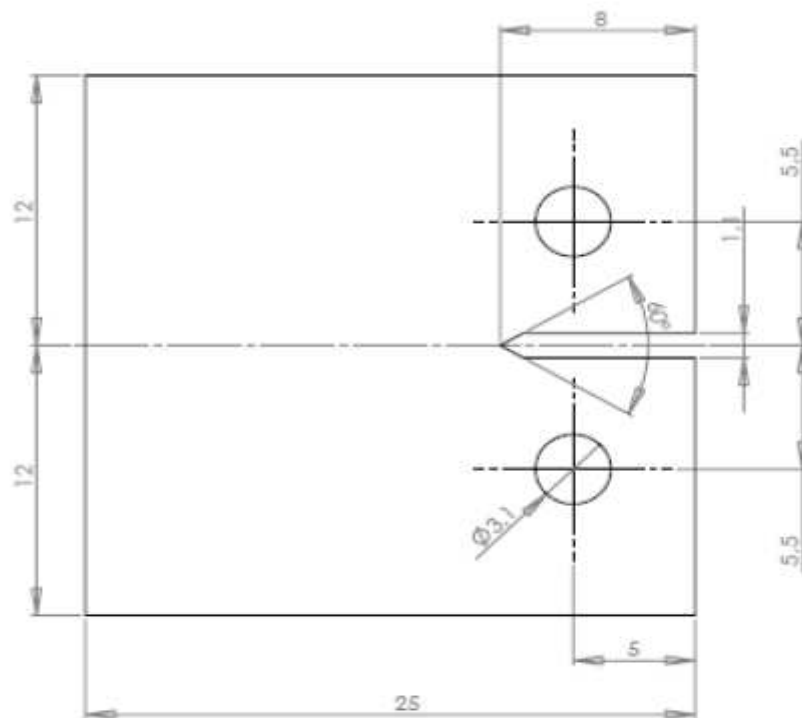


Figura 12. Probeta de titanio

Para la generación de las probetas en el módulo "Part" se define el croquis en 2D que sea deformable y tipo lámina, se debe incluir la tamaño aproximado que medirá nuestra pieza, de tal manera que se facilite el trabajo a la hora de realizar el croquis de la misma:

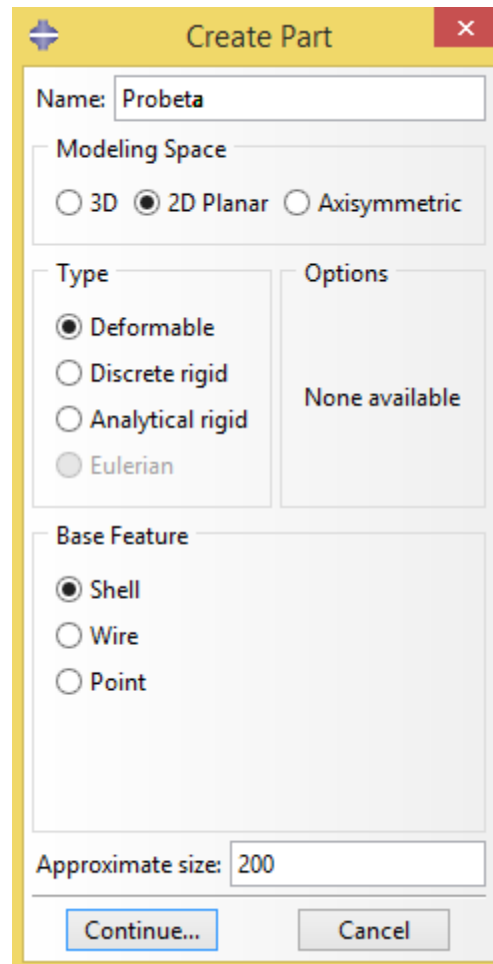


Figura 13. Creación de la parte

El paso siguiente será comenzar con la elaboración del croquis que tiene las medidas de la probeta compacta. Una vez terminado el croquis de la probeta, es muy importante realizar las particiones de la misma ya que cuando se comience con el mallado permitirá colocar las semillas de forma ordenada y de manera creciente, centrándose en una zona concreta de la probeta que es la que necesita más precisión para realizar las mediciones del crecimiento de la grieta. Las particiones realizadas en este trabajo han sido variadas para comprobar cuáles son mejores para facilitar el mallado de manera óptima (Figura 14). A continuación se muestran algunas de las particiones realizadas,

en ellas siempre se busca que el mallado sea más fino en la zona en la que se se prevé que se establezca la propagación de la grieta, o en la que el análisis sea necesario, mientras que en el resto de zonas se aplicará un densidad de malla mucho mayor.

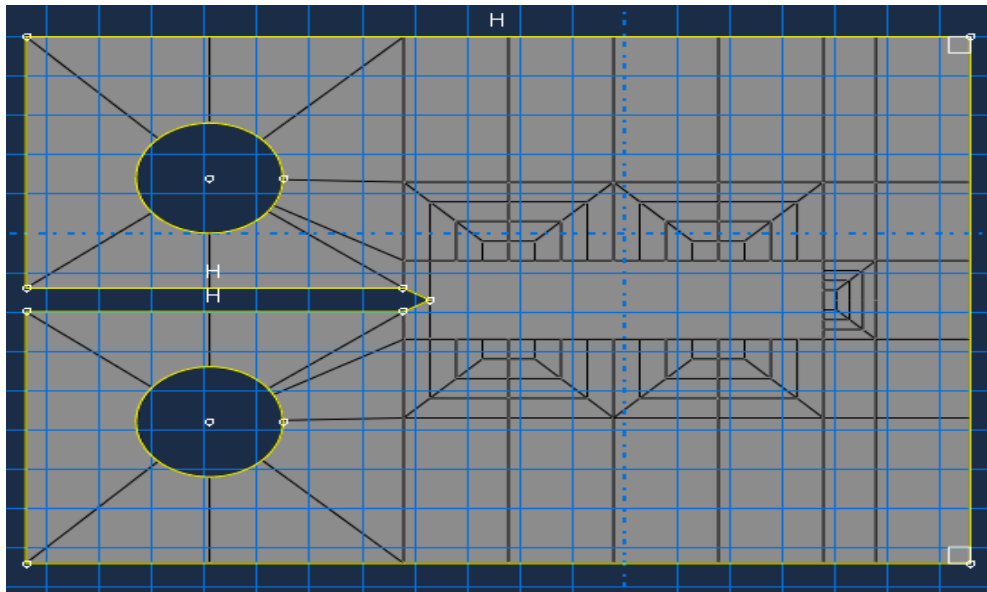


Figura 14. Partición de la parte generada

En este caso se muestra el *Sketch* de la probeta de aluminio, en esta disposición se pretende una malla estructurada con un único tipo de elemento homogéneo. Esta es una de las particiones elegidas para mallarla aunque se han realizado otras pruebas como la que se muestra a continuación, también es la probeta de aluminio (Figura 15).

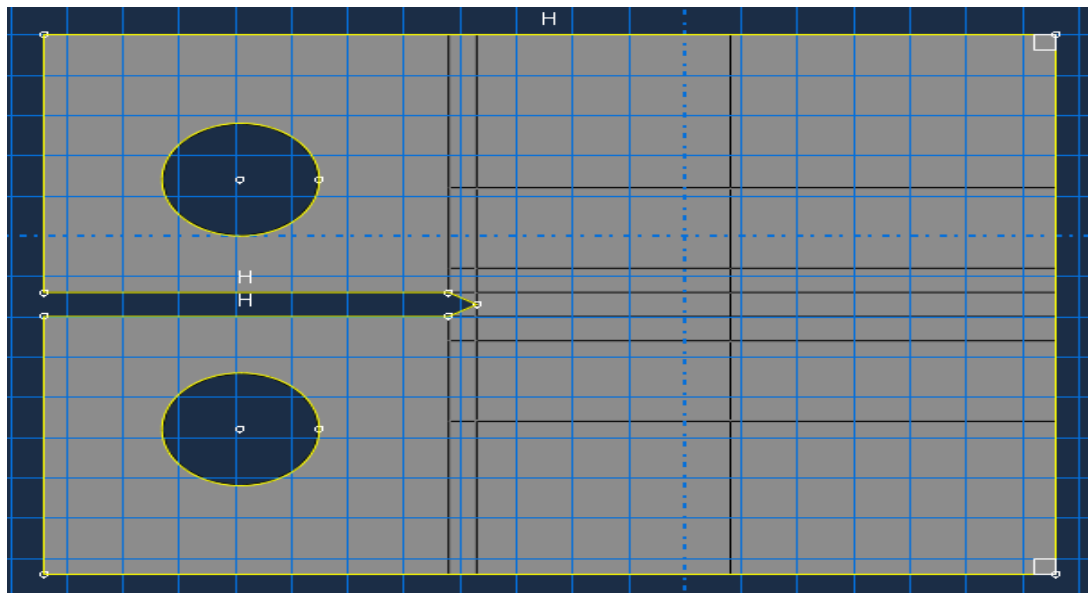


Figura 15. Partición de la parte generada

Una vez definida la geometría con las dimensiones de la probeta con las particiones correspondientes para un mallado óptimo, se está en disposición de pasar a la segunda parte de este bloque.

Este segundo punto consistirá en la creación de una pre-grieta desde la que se iniciará el crecimiento a fatiga. Esta parte se lleva a cabo a través de una línea, necesaria la creación de esta parte ya que si no el software no ejecutaría dicha fractura. Para la definición de la parte se escoge una parte tipo *wire* y deformable en 2D (Figura 16).

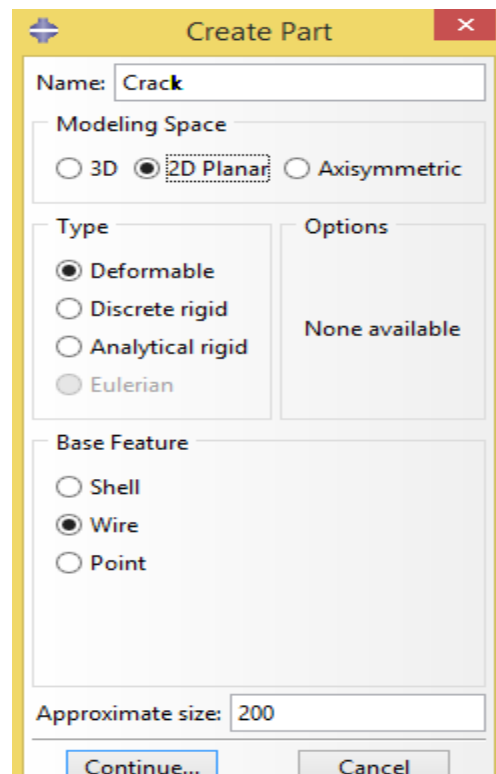


Figura 16. Creación de la grieta

En el Sketch se dibuja la pre-grieta de 1 milímetro de longitud, con inicio en la zona que se quiera que comience la fractura. En nuestro caso es colocada en la zona más desfavorable que será en el vértice de la entalla, donde se encuentra el concentrador de tensiones debido a la esquina creada por dicha ranura.

Una vez creada las dos partes este módulo estará completo con la geometría de probeta definida y la pre-grieta creada en el punto coincidente del concentrador de tensiones.

4.2 PROPIEDADES DE LA SECCIÓN

En este módulo se implementan las propiedades del material, se asigna la sección a nuestra parte y se introduce el espesor de la lámina, empezará con la definición del material.

En el "Material Manager" se crea un material nuevo y se nombra para facilitar su posterior empleo. Se comienza asignando las constantes del material, se muestra cada uno de los parámetros introducidos, las características introducidas son "Maxps Damage" la máxima tensión principal, "damage evolution" que será la evolución del daño, "damage stabilization" se selecciona "cohesive" que será la estabilización del daño cohesiva y por supuesto el comportamiento elástico y el comportamiento plástico del material.

Se define un nuevo material en el manager, donde se nombra, posteriormente se podrá editar el material por si se quiere añadir cualquier otra cualidad además de renombrarse, copiarse o borrarse (Figura 17).

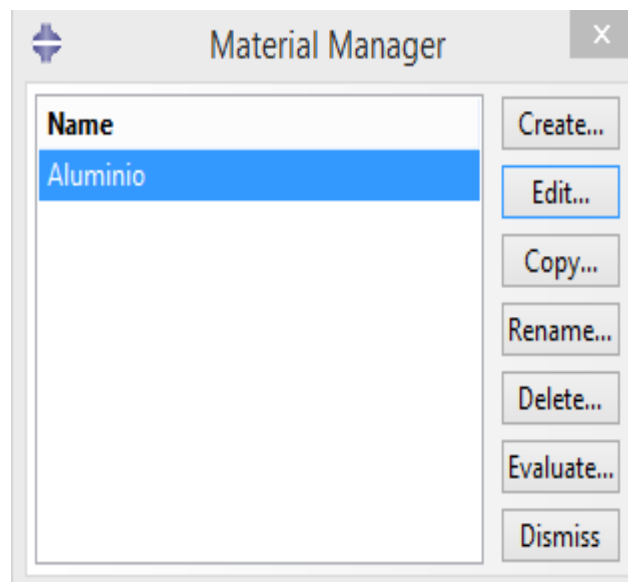


Figura 17. Menú del editor de materiales

Para definir cada uno de los parámetros necesarios de cada uno de los materiales se muestra a continuación las propiedades de los mismos. En la tabla 1 solo aparecen aquellas que son de utilidad para definir el material en nuestro caso, más adelante se definen las constantes de la ley de París cuando se hable del método de fractura a tratar

La probeta de Aluminio 2024-T3:

Módulo de Young	72006 MPa
Coeficiente de Poisson	0,33
Tensión Última	457 MPa

Tabla 1. Constantes del aluminio

La probeta de Titanio:

Módulo de Young	105000 MPa
Coeficiente de Poisson	0.33
Tensión Última	448 MPa

Tabla 2. Constantes del Titanio

Los datos de elongación o límite de fluencia no serán necesarios por los que se omitirán para este trabajo. Con los datos obtenidos de forma experimental de los anteriores materiales se completa cada uno de los apartados que se exigen para editar el material de la sección para la cual se desea medir la vida a fatiga. En la siguiente se muestra como definir el daño (Figura 18).

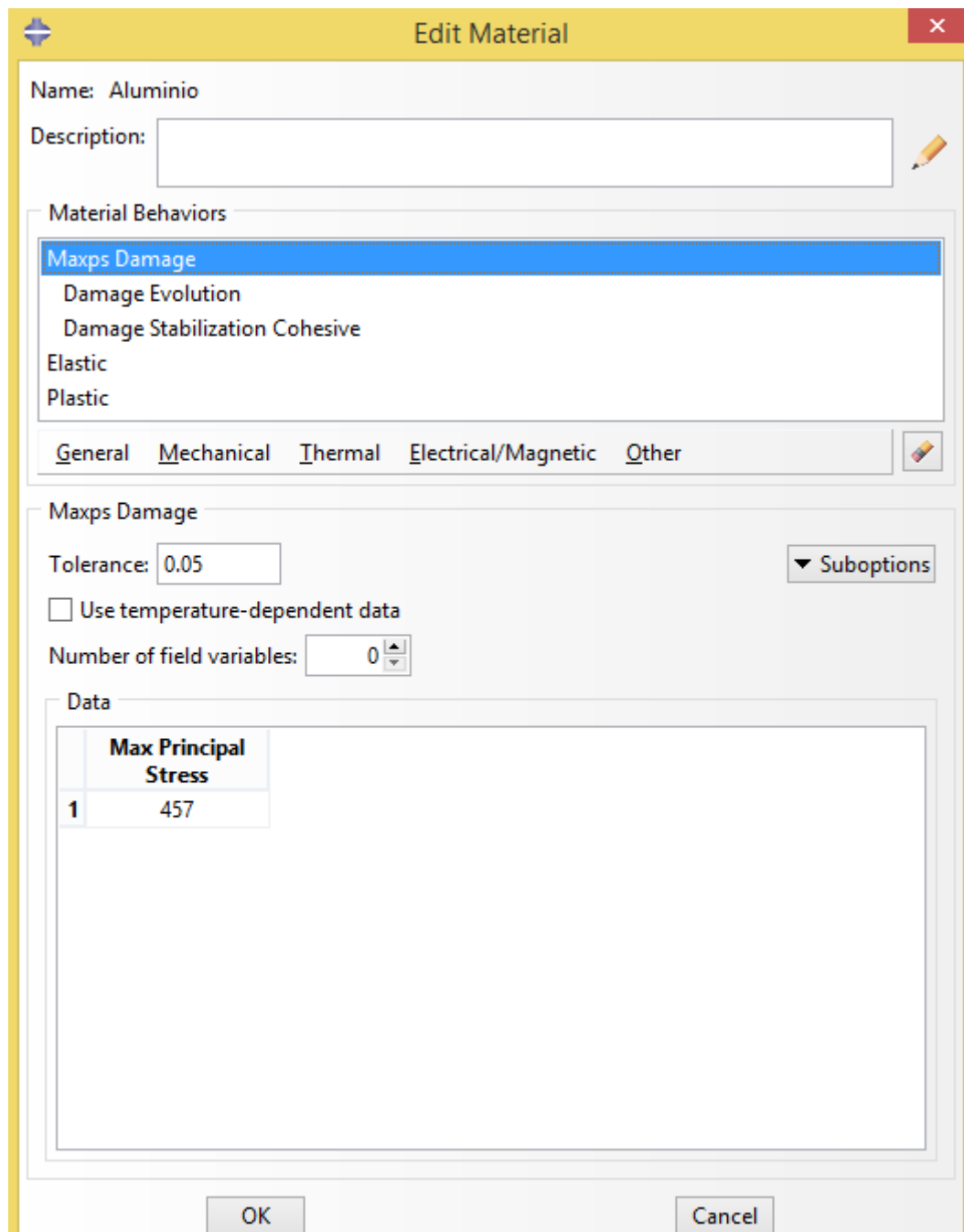


Figura 18. Editor de materiales

Para definir la evolución del daño, dentro de la opción de la máxima tensión principal, se selecciona el tipo energía lineal, el comportamiento se registrará por la ley "Power law", y los valores de la tasa de liberación de energía para los distintos tipos, normal, tangencial en la primera dirección y tangencial en la segunda dirección tendrán el valor de $G_I = G_{II} = G_{III} = 19\text{MPa}$, para el

aluminio (Figura 19) mientras que para el titanio tendrán un valor de $G_I = G_{II} = G_{III} = 22 \text{ MPa}$.

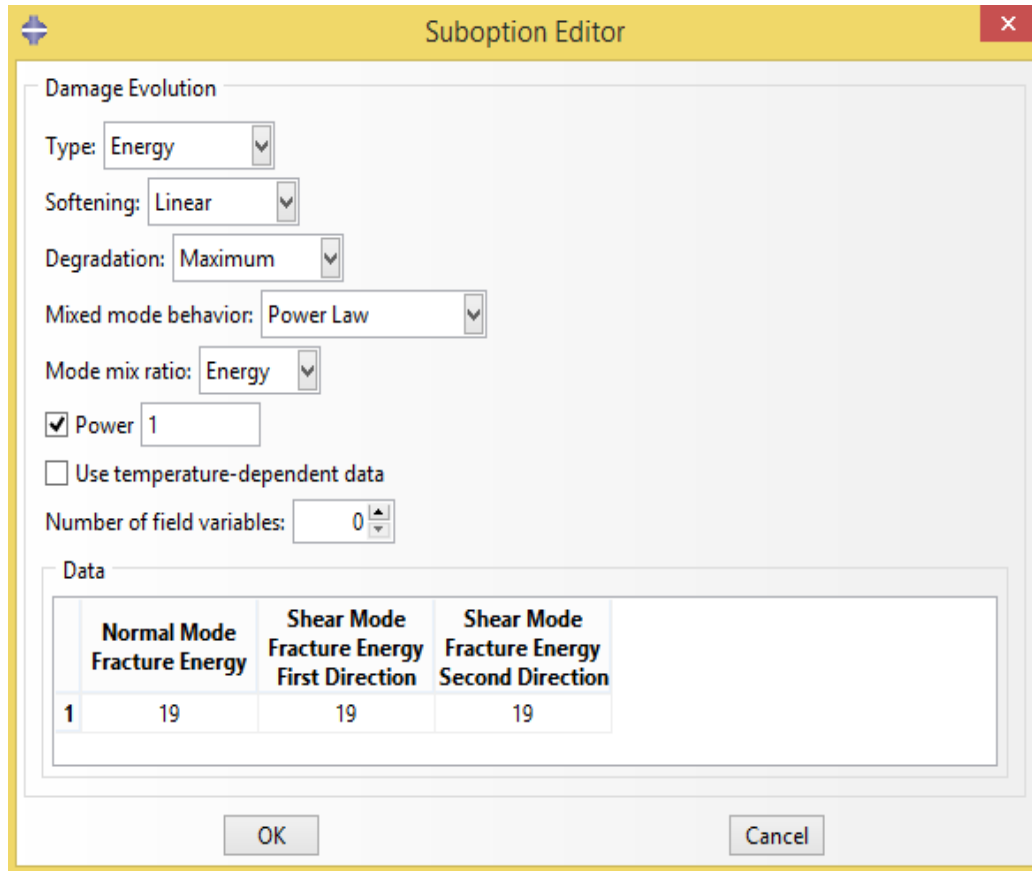


Figura 19. Edición de la evolución del daño

Para la estabilización del daño se coloca un valor del coeficiente de viscosidad de $1E-005$ (Figura 20).

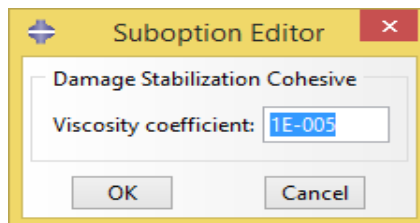


Figura 20. Estabilización cohesiva del daño

Para las constantes elásticas se especifica el módulo de Young y el coeficiente de Poisson para cada uno de los dos materiales, los coeficientes han sido especificados al comienzo de esta sección. El tipo de material será

isotrópico ya que en todas las direcciones muestran las mismas características (Figura 21).

Edit Material

Name: Aluminio

Description:

Material Behaviors

- Maxps Damage
- Damage Evolution
- Damage Stabilization Cohesive
- Elastic**
- Plastic

General Mechanical Thermal Electrical/Magnetic Other

Elastic

Type: ▼ Suboptions

☐ Use temperature-dependent data

Number of field variables:

Moduli time scale (for viscoelasticity):

☐ No compression

☐ No tension

Data

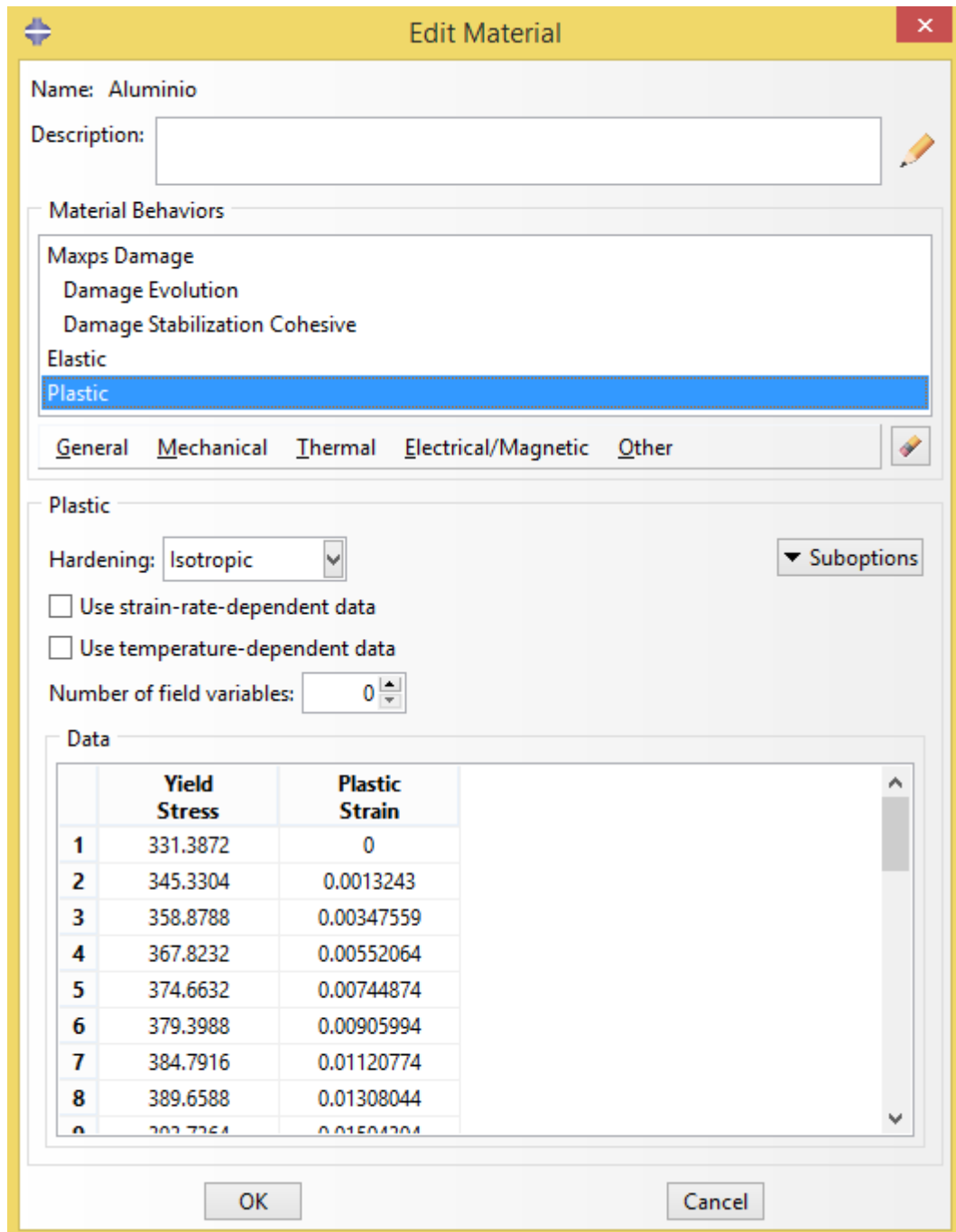
	Young's Modulus	Poisson's Ratio
1	72006	0.33

OK Cancel

Figura 21. Características elásticas del material

Para definir el comportamiento plástico se utilizan los datos que se obtienen de testar el material, obtenidos en la fase experimental del análisis y que no se muestran en este trabajo debido a su extensión. Se selecciona un endurecimiento isotrópico ya que se considera que los materiales son

homogéneos y que tienen las mismas cualidades en todas las direcciones y se completan las columnas de tensión y deformación (Figura 22).



Edit Material

Name: Aluminio

Description:

Material Behaviors

- Maxps Damage
- Damage Evolution
- Damage Stabilization Cohesive
- Elastic
- Plastic**

General Mechanical Thermal Electrical/Magnetic Other

Plastic

Hardening: Isotropic

☐ Use strain-rate-dependent data

☐ Use temperature-dependent data

Number of field variables: 0

Data

	Yield Stress	Plastic Strain
1	331.3872	0
2	345.3304	0.0013243
3	358.8788	0.00347559
4	367.8232	0.00552064
5	374.6632	0.00744874
6	379.3988	0.00905994
7	384.7916	0.01120774
8	389.6588	0.01308044

OK Cancel

Figura 22. Características plásticas del material

Una vez definido el material, se crea una sección, definiendo su espesor y definiéndola como homogénea, de manera ideal se supone que el material no tiene ningún poro o discontinuidad (Figura 23).

En el manager de la sección, "Section Manager", se crea una sección nueva y aquí se indica el material a utilizar y el espesor. Para el caso del aluminio el espesor será de 2 mm y para el caso del titanio será de 1 mm.

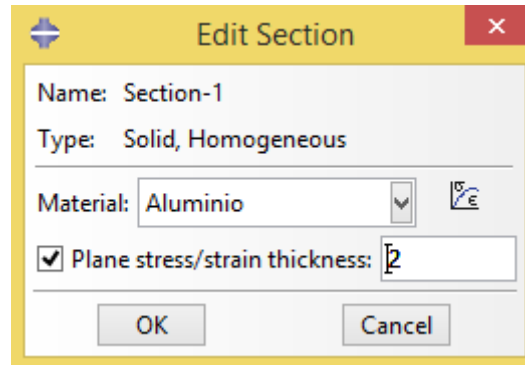


Figura 23. Editor de la sección

Para asignar la nueva sección creada se necesita seleccionar cada una de las partes de la pieza, que estarán divididas debido a las particiones que se han realizado al comienzo para el posterior mallado, y crear la nueva sección con los parámetros anteriormente introducidos se quedará así totalmente definida (Figura 24).

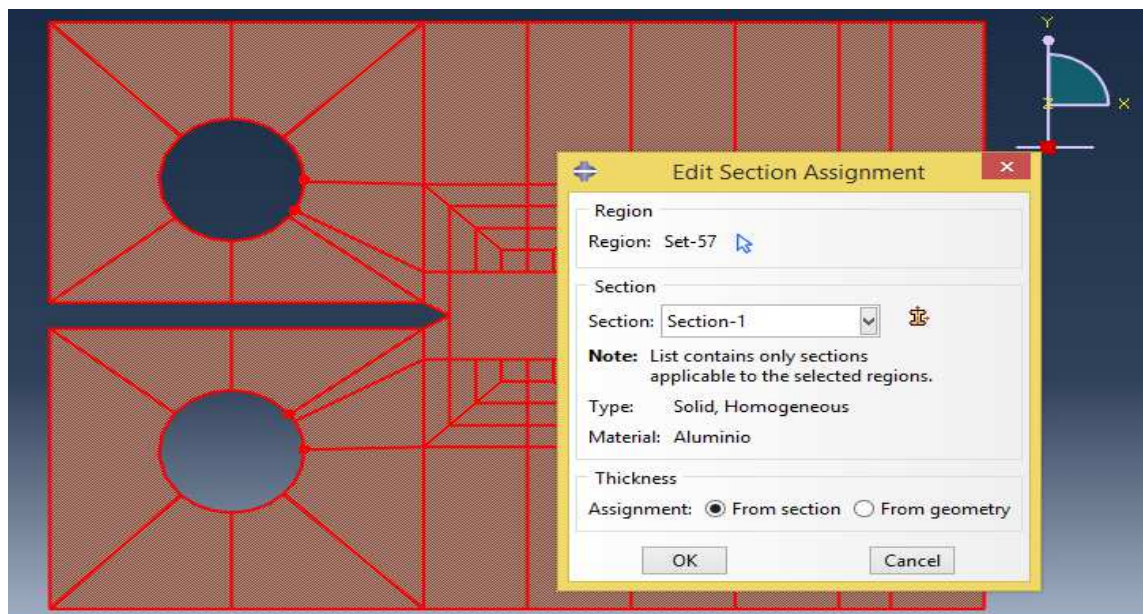


Figura 24. Selección de la geometría generada

4.3 ENSAMBLAJE

Una vez definidas las dos partes, la probeta y la pre-grieta, así como la sección, se tendrá el inicio de la grieta para que se produzca la fractura. Como ya se ha definido el material y asignado éste a la sección llamada probeta se procede a unir la grieta y la sección.

Esta operación se realizará en el módulo de ensamblaje ("Assembly"), se crea un "instance" independiente que será la probeta y una vez creado éste se define una "instance" dependiente que será el *crack* que ha creado. Una vez que aparezcan las dos en la pantalla se debe desplazar la grieta y colocarla en la zona que se desee que se fracture la probeta (Figura 25).

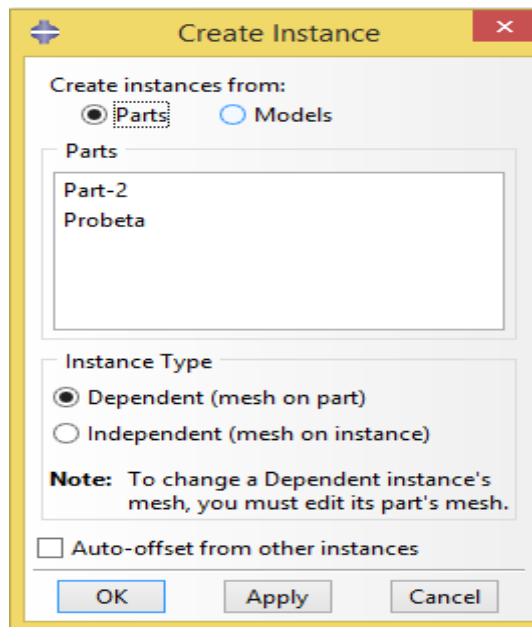


Figura 25. Ensamblaje del modelo

4.4 GENERACIÓN DE STEPS

La definición de los pasos o "Steps" es una de las partes más importantes del modelado de la simulación, se necesita definir dos "Steps" uno de tipo estático y otro de tipo cíclico, el primero será necesario para la nucleación de la grieta y el segundo para su propagación. Su definición se realiza en el módulo

"Step" dentro del "Step Manager", vendrá definido el "Step" inicial que aparece ya por defecto donde se definen las condiciones de contorno.

Se define el "step" estático general que vendrá dentro del proceso de tipo general, y se comienza a definir cada uno de los parámetros del "Step". Se define el tiempo que durará la carga estática y el incremento. Cuanto menor sea el tamaño del incremento mejor será el análisis de la simulación pero aumentará la tiempo de procesado, haciendo así que aumente el tiempo de cálculo. Según la bibliografía seguida lo ideal es que el ciclo esté dividido como mínimo en 50 partes para que el análisis sea estable lo que hace que tengamos un tamaño de incremento de 0.002 segundos. Algo que no se debe olvidar es activar la pestaña de no linealidad geométrica (Figura 26).

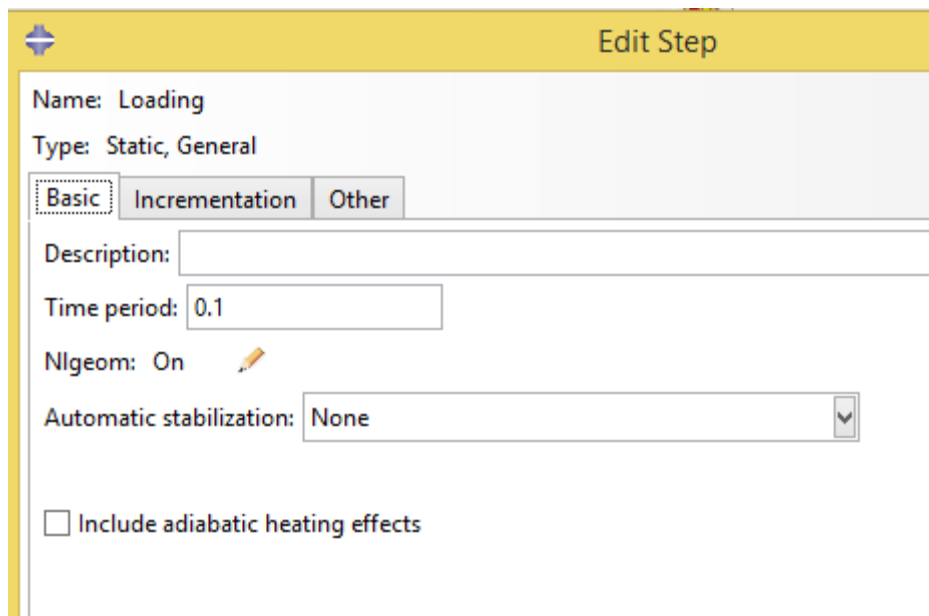


Figura 26. Generación del step estático

Se observa como en la figura 26 en el "*Time period*" se define el tiempo en el cual la carga actuará. La no linealidad geométrica permanecerá activa como se puede observar y no se modificará la estabilización automática que se encuentra desactivada.

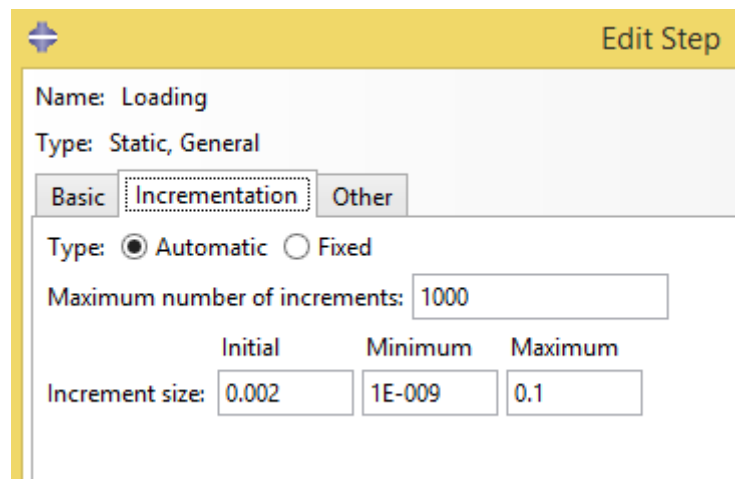
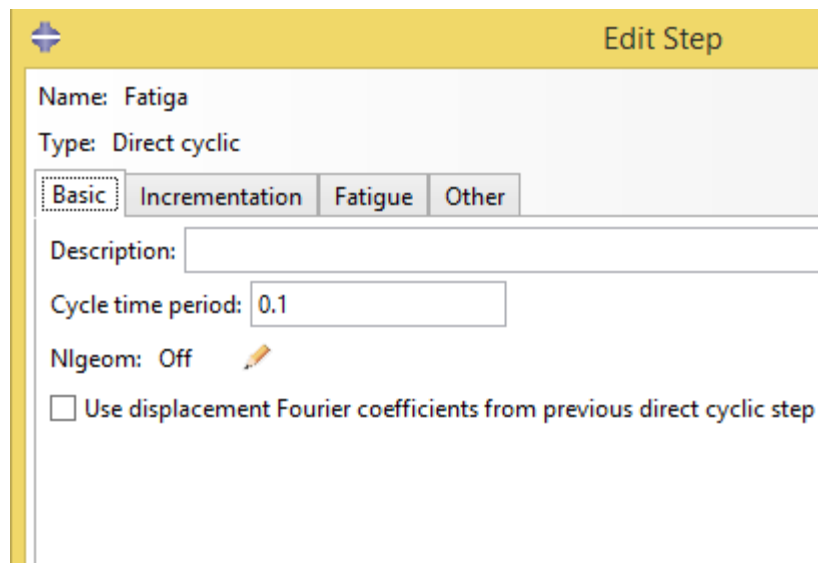


Figura 27. Edición de incrementos de step estático

Para el tamaño del incremento al igual que se hace para el siguiente *step*, se elige un incremento de tamaño cincuenta partes del tiempo del periodo. El tamaño mínimo de incremento y el máximo no afectarán en gran medida por lo que se dejan tal como están, y el número máximo de incrementos se incrementará para que nos ayude en el procesado. (Figura 27).

Para definir el segundo "*step*" se selecciona el tipo "*Direct Cyclic*", para implementarlo es necesario definir cada uno de los parámetros de manera óptima para que la relación entre la carga de computación y el cálculo preciso sea el justo para que se pueda realizar la simulación.

En el "*step*" de fatiga en la pestaña "*basic*", completamos el "*Cycle time period*" con el tiempo que dura nuestro periodo, en este trabajo es de 0.1 segundos, se marcará off en la no linealidad geométrica, ya que ésta viene por defecto para este tipo de *step* (Figura 28).



Edit Step

Name: Fatiga

Type: Direct cyclic

Basic Incrementation Fatigue Other

Description:

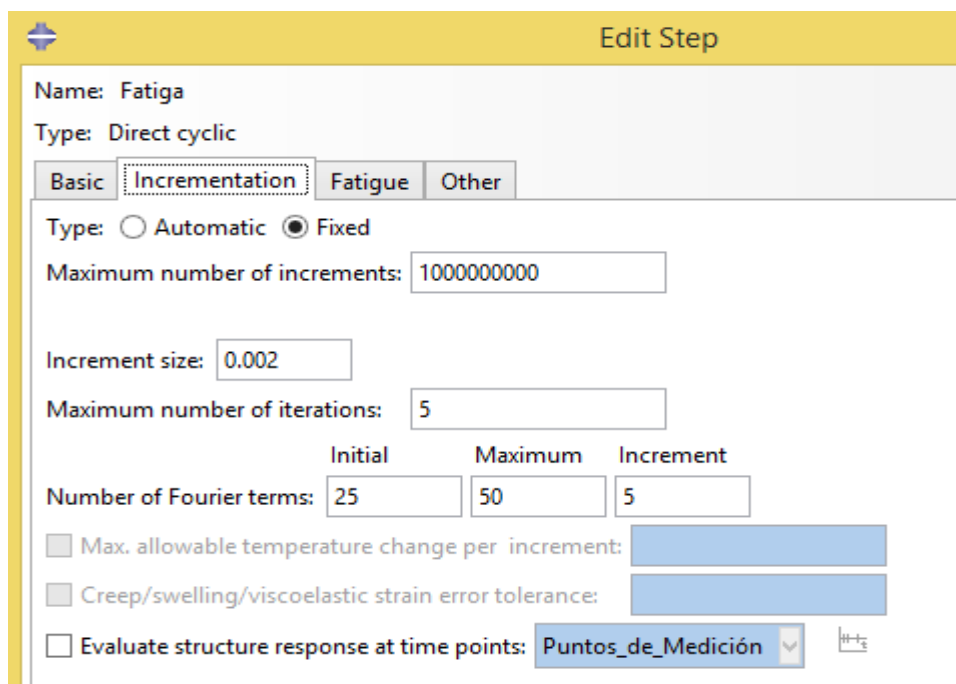
Cycle time period: 0.1

Nlgeom: Off 

☐ Use displacement Fourier coefficients from previous direct cyclic step

Figura 28. Generación del step Direct cyclic

Para completar el incremento del *Step* de fatiga se elige el tipo, que será de tipo fijo, se aumenta el máximo número de incrementos que puede realizar por iteración ya que de esta manera se evita el típico error que aparece si no se hace. El tamaño de incremento que se debe colocar es como se ha comentado antes según la bibliografía visitada como mínimo 50 partes del periodo del ciclo. Para el número de términos de Fourier según la bibliografía seguida para mejorar la convergencia habrá que ascender el valor mínimo hasta 25 y el valor máximo hasta 50 (Figura 29).

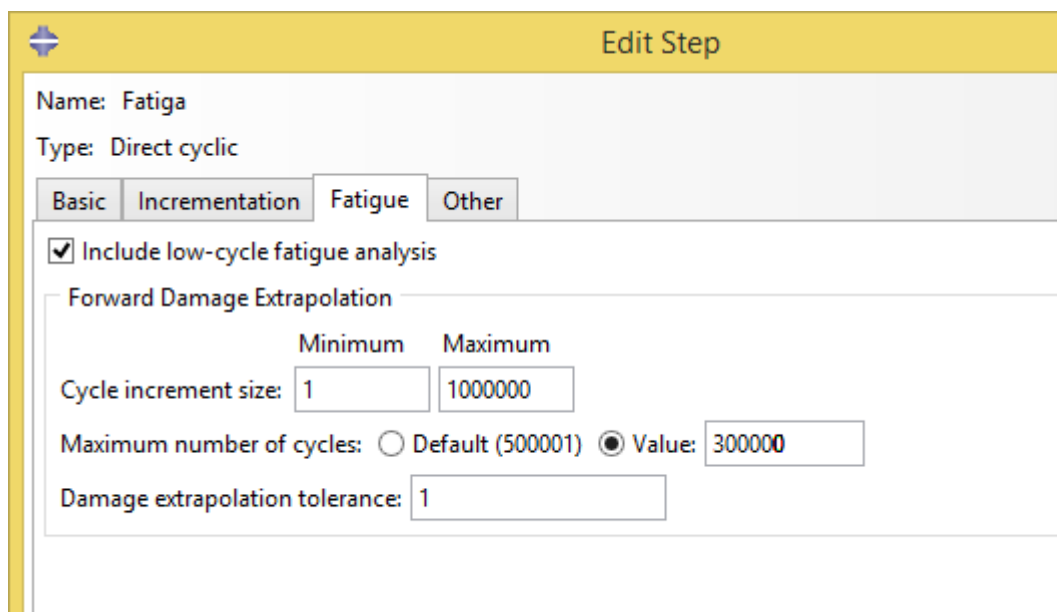


The screenshot shows the 'Edit Step' dialog box for a 'Fatiga' step. The 'Type' is 'Direct cyclic'. The 'Incrementation' tab is selected, showing the following settings:

- Name: Fatiga
- Type: Direct cyclic
- Basic tab: Incrementation
- Type: ☐ Automatic ☒ Fixed
- Maximum number of increments: 1000000000
- Increment size: 0.002
- Maximum number of iterations: 5
- Number of Fourier terms: Initial (25), Maximum (50), Increment (5)
- Max. allowable temperature change per increment: [blue box]
- Creep/swelling/viscoelastic strain error tolerance: [blue box]
- Evaluate structure response at time points: Puntos_de_Medición [dropdown]

Figura 29. Edición de los incrementos del step Direct cyclic

En la pestaña de fatiga habrá que seleccionar incluir análisis para ciclos bajos de fatiga, e incluir el máximo valor de ciclos que queremos que la probeta esté trabajando. Variará en función del titanio o el aluminio (Figura 30).



The screenshot shows the 'Edit Step' dialog box for a 'Fatiga' step. The 'Type' is 'Direct cyclic'. The 'Fatigue' tab is selected, showing the following settings:

- Name: Fatiga
- Type: Direct cyclic
- Basic tab: Fatigue
- ☒ Include low-cycle fatigue analysis
- Forward Damage Extrapolation
 - Minimum: 1
 - Maximum: 1000000
 - Cycle increment size: 1
 - Maximum number of cycles: ☐ Default (500001) ☒ Value: 300000
 - Damage extrapolation tolerance: 1

Figura 30. Edición del número de ciclos en step Direct cyclic

La definición del "Step" es clave para el correcto funcionamiento de la simulación, ya que se aplicando la carga a fatiga, de manera cíclica para que ésta se realice de manera correcta siempre el tamaño del incremento tiene que ser menor que el del ciclo ya que de esta manera según en las partes en las que se divide, Abaqus tomará datos y aplicará las ecuaciones. Cuanto mayor sea el número de partes el análisis será más veraz pero el gasto computacional puede llegar a ser inasumible.

Una de las partes esenciales de la creación de los steps y para que se desarrolle la grieta sin que existan problemas de convergencia, es la modificación de los parámetros de convergencia dentro del módulo de los "steps" en "General Solution Controls", se modifican los siguientes parámetros según la guía de abaqus.

Se modificarán los parámetros de control de análisis de "Direct Cyclic", por los que a continuación se muestran. En "General Solution Controls" Editor se selecciona el valor especificado eligiendo en el tiempo de incrementación análisis discontinuo. El parámetro I_0 lo se incrementa de 4 a 8 el cual aumenta la frecuencia de de las sucesivas y residuales interacciones, usando la opción de análisis discontinuo. Además se modifica el parámetro para cada uno de los "Steps" I_R de su valor inicial 8 a un valor de 10 dará el comienzo de la convergencia según la tasa logarítmica. El parámetro I_A se incrementa del valor inicial de 5 al valor de 40, éste dará el número máximo de *cutbacks* permitidos en cada incremento.

El número de términos de Fourier está limitado a 12 y en éste caso se elevará a 25 para mejorar la convergencia a través de la estabilización de la tolerancia. La tasa CU_0 y CU_n que se encuentran en la pestaña de "Direct Cyclic" se deja en su valor de defecto, mientras que los valores de CR_0 y CR_n que se incrementarán ambos de 0.30, dependerán de la densidad de malla. Los tiempos usados para los incrementos del periodo total será como mínimo de 50 partes para que los ciclos no resulten desestabilizados.

4.5 INTERACCIONES

En el módulo de las interacciones se agrupan los nodos en los agujeros que existen en la probeta para que se unan en un solo nodo. Además se definirá la grieta, y se introduce las propiedades de la interacción.

Se comienza con agrupación de los nodos en los bulones de la probeta, en el módulo de interacciones creamos un punto de referencia ("*Reference Point*"), y se coloca en el centro de los agujeros de la probeta. Ahora se selecciona restricción ("*constraint*"), se elige la superficie que se genera con el agujero y se crea una restricción de tipo acoplamiento cinético. Se selecciona todas las partes en las que se acoplaría el bulón para así generar la superficie cerrada. En los grados de libertad todos quedan restringidos para que la superficie creada y la perforación de la probeta se junten.

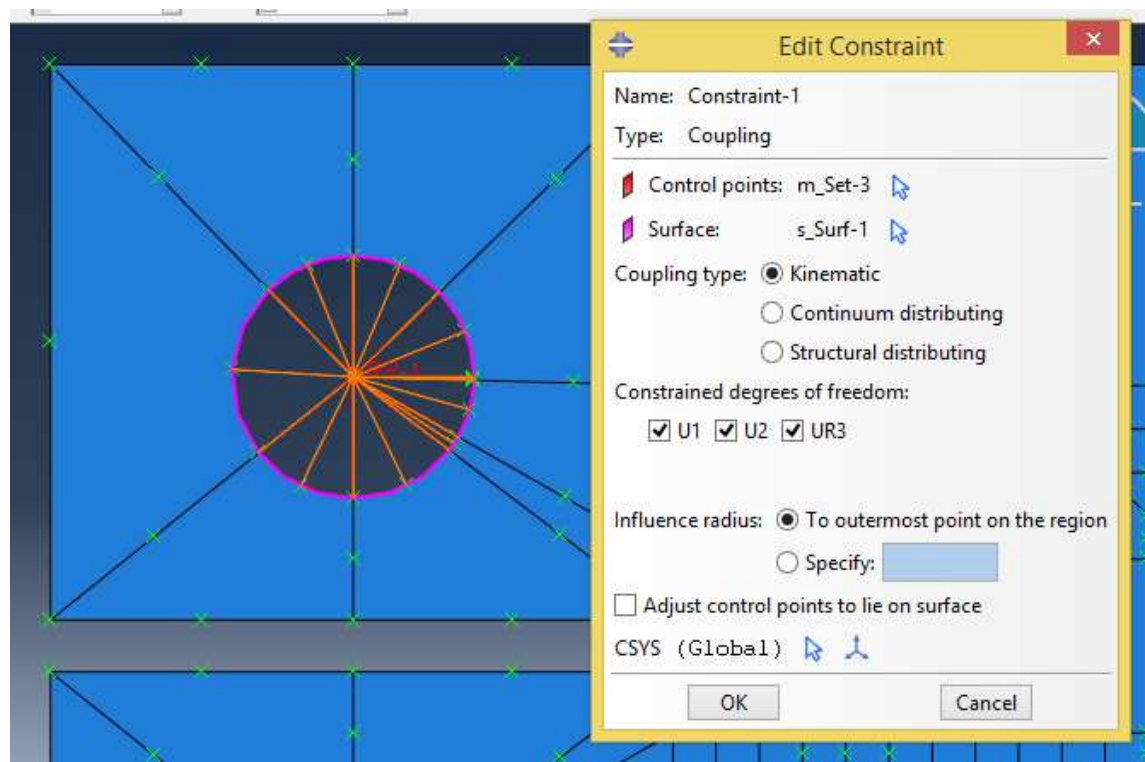


Figura 31. Editor de restricciones

Para la definición de la grieta dentro del módulo de interacciones, hay que irse a la opción *Special*, dentro de esta seleccionar el crack y crear una grieta nueva dentro del manager.

Se elige el tipo de desarrollo en la grieta que será XFEM , que es el método extendido de elementos finitos, se selecciona éste debido a que es el método que mejor se adecúa para nuestro caso.

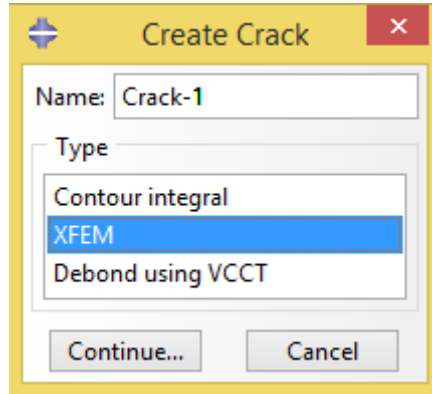


Figura 32. Selección del tipo de grieta

Para editar la grieta se elige la sección, en la opción región se pulsa la flecha y se selecciona desde la pantalla. Toda la sección de la geometría,, dentro de *crack location* se pulsa en la flecha y se selecciona el *part* grieta, además se especifica las propiedades de la interacción que la son definidas en el siguiente paso.

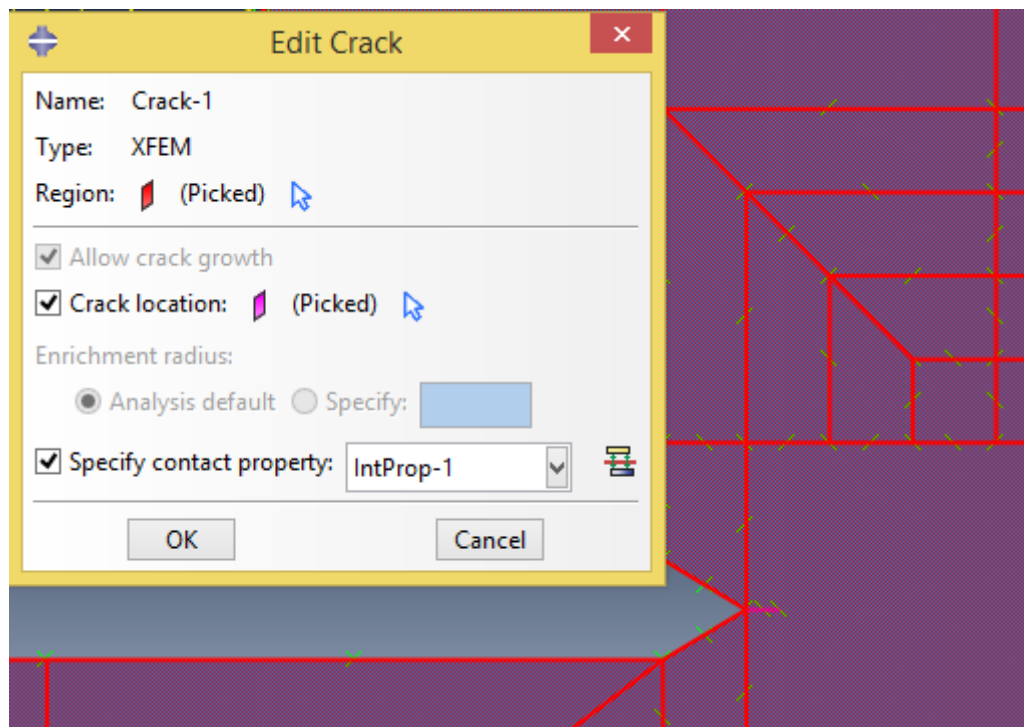


Figura 33. Edición de la grieta

Para definir las propiedades de las interacciones, dentro del mismo módulo de interacciones hay que introducirse en el apartado de "*properties*", se elige el criterio de fractura será del tipo "VCCT" *virtual crack closure*. Para la dirección de crecimiento de la grieta se elige aquella que tenga la máxima tensión tangencial, el modo de comportamiento mixto será la *Power Law* y la tolerancia le asigna un valor de 0,1 según lo leído en la bibliografía. La tasa de liberación de energía y el exponente se rellenan con los valores que se muestran (Figura 34).

Name: IntProp-1

Contact Property Options

Fracture Criterion

Mechanical Thermal Electrical

Fracture Criterion

Type: VCCT

Direction of crack growth relative to local 1-direction: Maximum tangential stress

Note: Crack growth direction is applicable only for enriched region in Abaqus/Standard

Mixed mode behavior: BK

Tolerance: 0.2

Viscosity: 0

☐ Specify tolerance for unstable crack propagation:

☒ Default ☐ Specify value:

Benzeggagh-Kenane

☐ Use temperature-dependent data

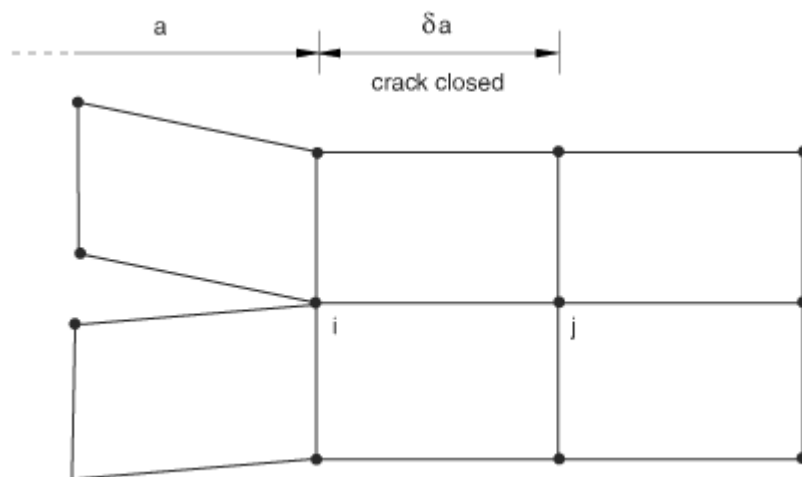
Number of field variables: 0

Critical energy release rate			Exponent
Mode I	Mode II	Mode III	n
0.6	0	0	1

Figura 34. Elección del criterio de fractura

El criterio seleccionado VCCT *Virtual Crack Clousure*, se ha obtenido del *Abaqus Analysis User's Guide*, la guía del usuario dónde se detalla este criterio de crecimiento para la grieta.

La guía indica de que este proceso es válido para Abaqus estándar y Abaqus explícito, éste criterio usa los principios de la fractura mecánica elástico lineal (LEFM), y por lo tanto es apropiado para problemas en los que una grieta que se propaga a través de las superficies predefinidas. VCCT está basado en la suposición de que la tasa de liberación de energía cuando la grieta se está abriendo es la misma requerida que necesitaría la grieta para cerrarse. En la siguiente figura se ilustra la semejanza entre el crecimiento entre i hacia j y el cierre en j (Figura 35).



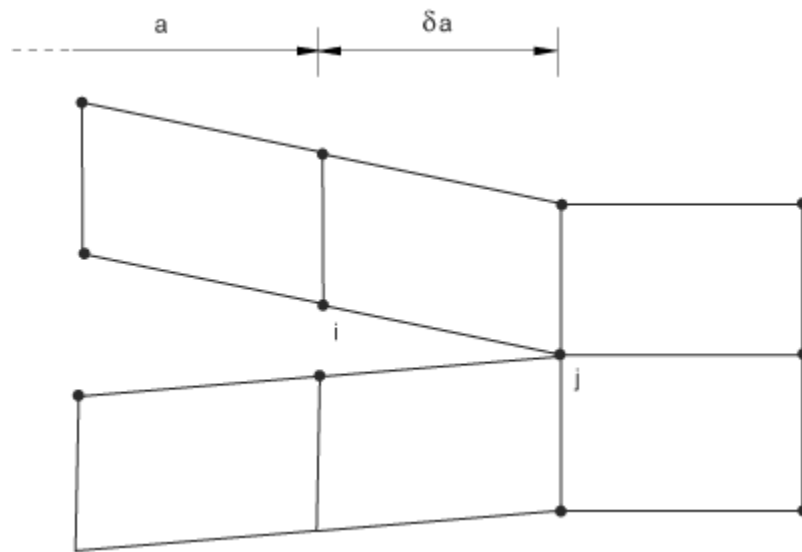


Figura 35. Propagación de la grieta según el método VCCT

En la siguiente figura los nodos 2 y 5 empiezan a liberarse cuando,

$$f = \frac{G_I}{G_{Ic}} = \frac{1}{2} \left(\frac{v_{1,6} F_{v,2,5}}{bd} \right) \frac{1}{G_{Ic}} \geq 1.0 \quad (4.1)$$

cuando G_I es para el Modo I de la tasa de liberación de energía, G_{Ic} es la tasa crítica de liberación de energía, b es el ancho, y d es la longitud de los elementos en el frente de grieta, $F_{v,2,5}$ es la fuerza vertical entre los nodos 2 y 5, y $v_{1,6}$ es el desplazamiento entre los nodos 1 y 6 (Figura 36). Asumiendo que el comportamiento del cierre de grieta está gobernado por el comportamiento elástico lineal, la energía para cerrar la grieta, que será la misma que para abrirla, es calculada con la ecuación anterior. Similares argumentos y ecuaciones pueden ser escritos en dos dimensiones para el Modo II y para grietas de tres dimensiones incluyendo el Modo III.

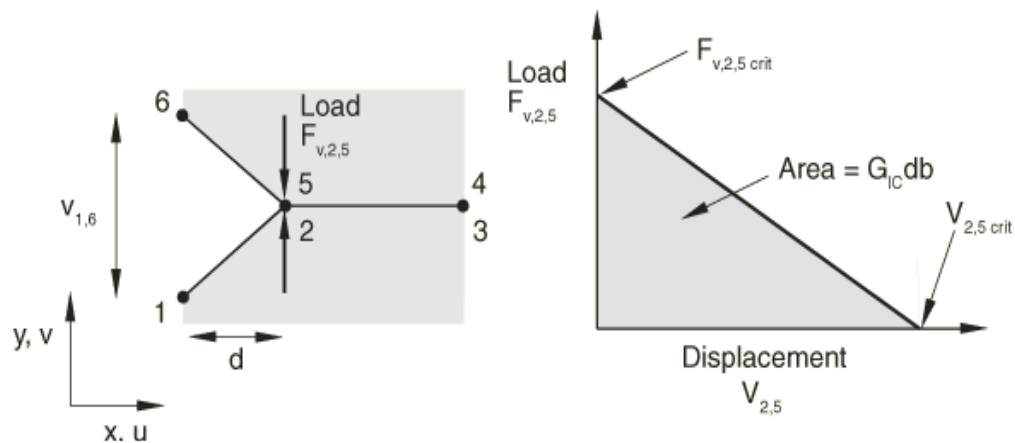


Figura 36. Modo de fractura VCCT en dos dimensiones

En general el caso que implica el Modo I,II y III el criterio de fractura es definido como

$$f = \frac{G_{equiv}}{G_{equivC}} \geq 1.0 \quad (4.2)$$

donde G_{equiv} es equivalente en tensiones a la tasa de liberación de energía calculada en un nodo, y G_{equivC} es la crítica equivalente en tensiones a la tasa de liberación de energía calculada en base al modo mixto especificado del usuario y la longitud de vínculo del interfaz. La punta de la grieta de abrirá cuando el criterio a fractura alcance el valor de 1.0.

Abaqus proporciona tres comunes fórmulas de modo mixto para computar G_{equivC} : la ley BK, la power law y la Reeder law models. La elección del modelo no siempre es clara para alguno de los análisis, el modelo apropiado es aquel que es el mejor seleccionado de manera empírica, es decir que habiendo probado todos aquel que mejor ha funcionado.

4.6 DEFINICIÓN DE LA AMPLITUD

En este apartado se define la amplitud que es clave para el correcto funcionamiento de la simulación, ya que se implementa en el módulo de carga

para que siga una onda senoidal, que se debe definir con los parámetros de los cuales disponemos de una serie de Fourier.

La amplitud de la imagen es la que seguirá la carga para una variación $R=0$ empezará con una carga lineal desde 0 N hasta 600 N y una vez alcanzados los 600 N comenzará con una carga cíclica senoidal que varía desde los 5N hasta los 600 N con un periodo de 0,1 segundos (Figura 37).

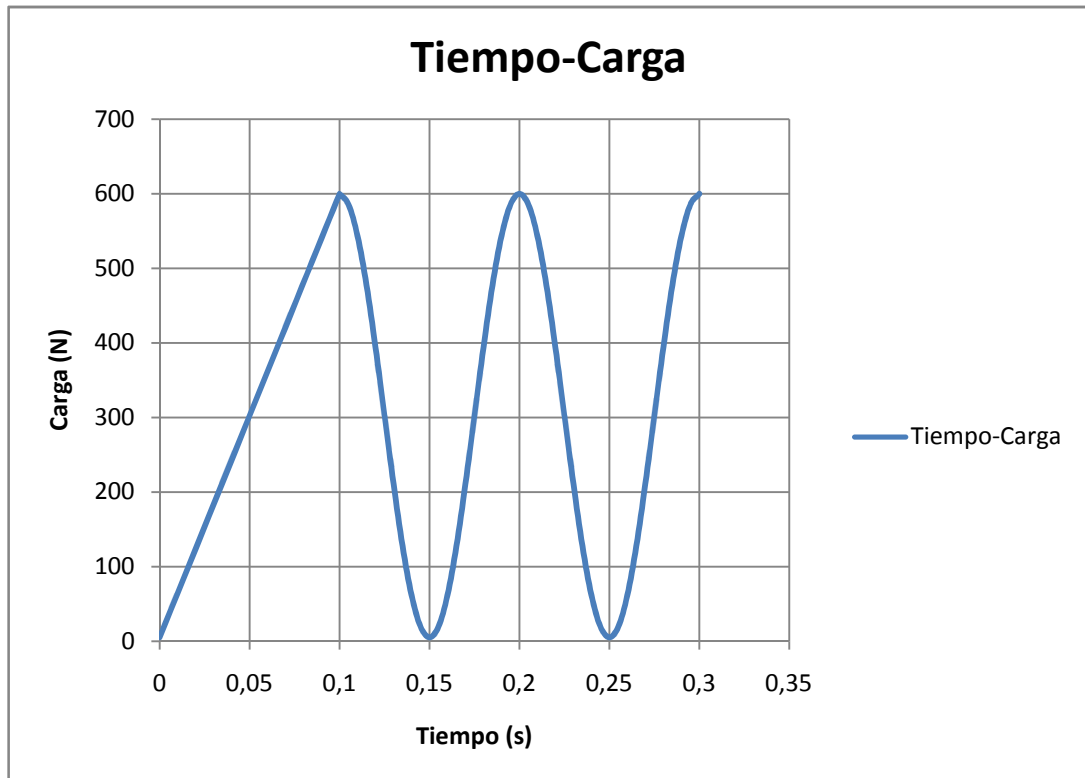


Figura 37. Amplitud de carga

Para definir esta amplitud de onda periódica, hay que introducirse en el módulo de amplitud que aparece en la base de datos del modelo "*Model Database*", en el cual aparece la opción de amplitud como se muestra en la imagen (Figura 38).

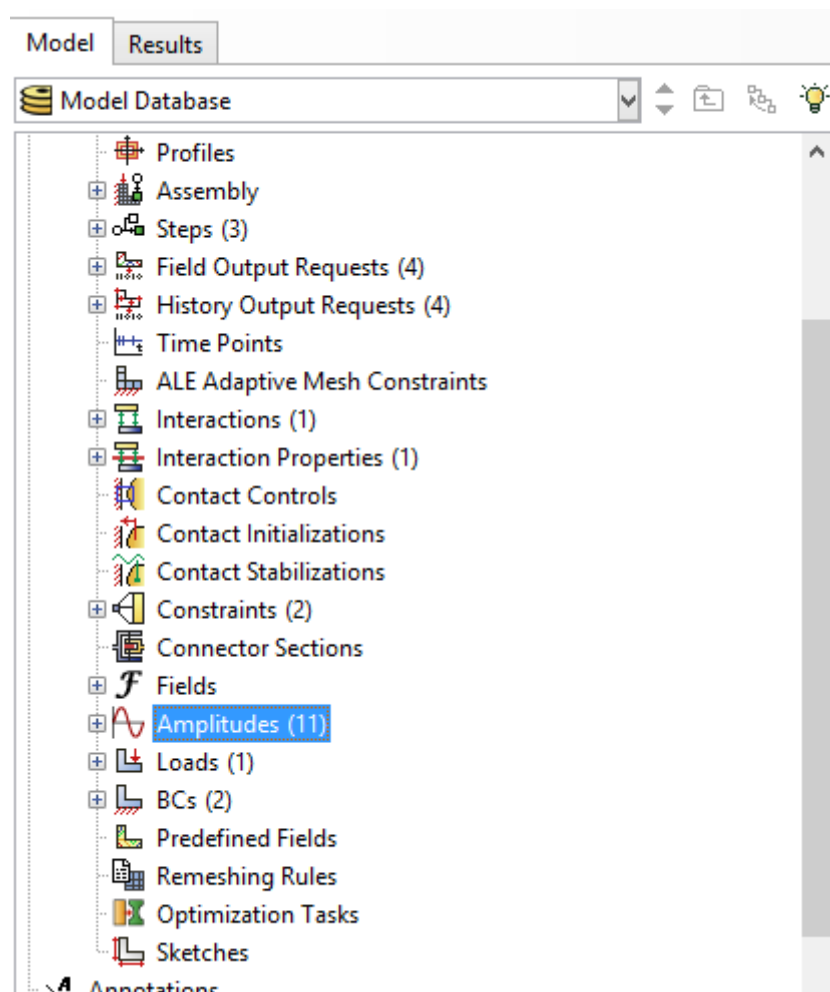


Figura 38. Módulo amplitud en la base de datos del modelo

Una vez que se inicia el módulo de amplitud dentro de las múltiples opciones elige la periódica y se nombra la amplitud (Figura 39).

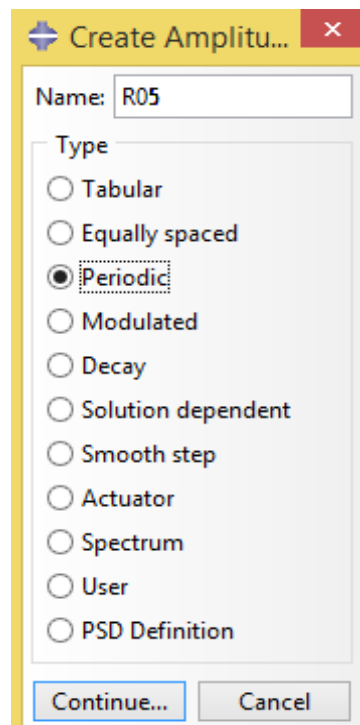


Figura 39. Generación del tipo de amplitud

Para introducir los parámetros de la amplitud, que se rigen por la ley de Fourier. En la frecuencia circular se debe introducir la velocidad angular $\omega = \frac{2\pi}{T}$, el tiempo en el que comienza la amplitud se colocará ligeramente por debajo del 0 s. Comenzará en $-0,25$ s para que comience en el máximo del ciclo (Figura 40). Para definir la amplitud inicial $A_0 = \frac{A_{\max} + A_{\min}}{2}$, para definir el punto de partida para un tiempo de 0 segundos $B = \frac{A_{\max} - A_{\min}}{2}$, de esta manera quedará definida la serie de Fourier que se define a continuación.

$$a = A_0 + \sum_{n=1}^N [A_n \cos n\omega(t - t_0) + B_n \sin n\omega(t - t_0)] \quad \text{for } t \geq t_0 \quad (4.3)$$

$$a = A_0 \quad \text{for } t < t_0 \quad (4.4)$$

Edit Amplitude

Name: Periodic_Star
Type: Periodic

Time Span: Step time

Circular frequency: 62.83
Starting time: 0.025
Initial amplitude: 302.5

	A	B
1	0	297.5

Figura 40. Edición de la amplitud de la carga a fatiga

4.7 CARGAS Y CONDICIONES DE CONTORNO

Una vez definidos los módulos anteriores podemos comenzar a definir las cargas y las condiciones de contorno.

Las cargas que actuarán sobre ambas probetas serán distintas para la probeta de aluminio y la probeta de titanio. Los ratios de carga que se muestran en la siguiente tabla son las que cargas que actuarán sobre nuestras probetas.

Materiales	Ratio de Carga	Carga (Newton)
Aluminio 2024-T3	R=0	5-600 N
	R=0.5	600-1200 N
Titanio	R=0.6	450-750 N

Tabla 3. Ratios de carga de las probetas compactas

Para definir las cargas utilizaremos un solo ejemplo, para este caso será el del ratio de carga $R=0$, que se aplica al aluminio, con una amplitud periódica que irá desde 5 a 600 N en 0.1 s.

En el módulo de cargas ("loads"), crearemos una primera carga estática y otra cíclica. Comenzamos por la estática.

Para definir la carga estática, dentro del "Step" estático, simplemente ponemos la carga máxima que queremos que alcance, y la amplitud que viene por defecto que será rampa ("Ramp"), que hace que en el tiempo que le indiquemos del periodo, en nuestro caso de 0.1 s crezca la carga desde cero al máximo que le hemos indicado(Figura 41).

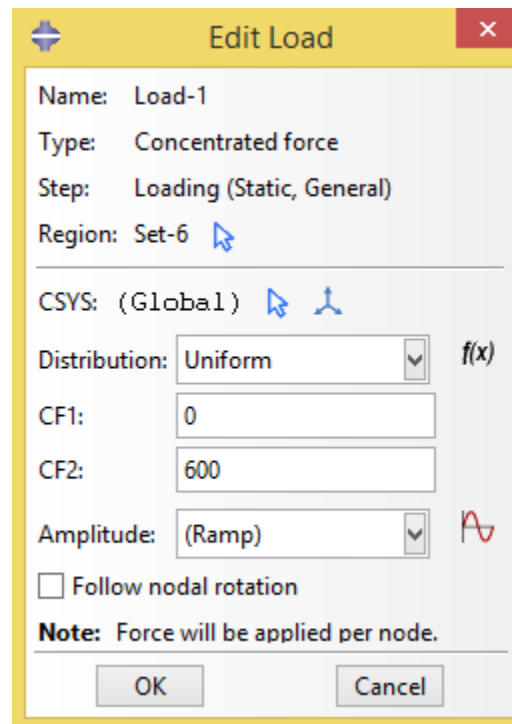


Figura 41. Edición de la carga estática

Para definir la carga cíclica en el "Step" de fatiga ("*Direct Cyclic*"), se escoge la carga CF2 de valor unidad, debido a que cuando se ha definido la amplitud ya se ha incorporado el valor de carga, por lo que solo se deberá multiplicar por uno para obtener el valor de la carga en cada uno de los tiempos. En el apartado de amplitud se selecciona la creada anteriormente.

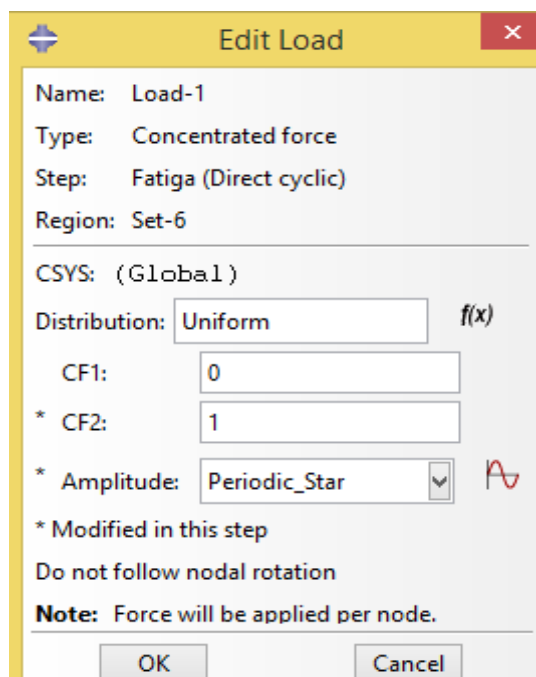


Figura 42. Edición de la carga a fatiga

Se procede ahora a definir las condiciones de contorno de la pieza, se localizarán ambas restricciones en sendos agujeros de la pieza. Se comienza con el agujero inferior que será el que está fijo, no se desplazará, pero simplemente un perno atraviesa el agujero de la pieza, por lo que la restricción será como una articulación en la que se permite el giro pero ningún otro desplazamiento. En la imagen se puede observar el menú de las condiciones de contorno, se generan cuatro tipos, dos en cada bulón (Figura 43).

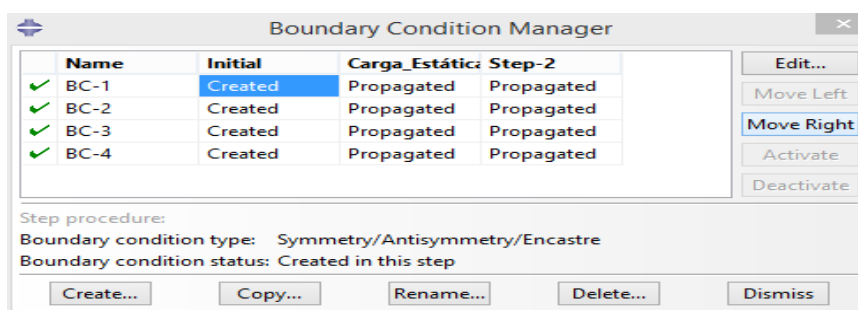


Figura 43. Menú de condiciones de contorno

Para el agujero superior la definición de las condiciones de contorno será distinta, ya que este perno se desplazará de manera vertical siguiendo las cargas definidas, por lo que para definir esta condición de contorno le permitiremos el giro y el desplazamiento vertical pero no se permitirá el desplazamiento en las direcciones x y z .

4.8 MALLADO DE LA SECCIÓN

Para definir la malla es muy importante que se haya realizado antes la partición de la pieza. Así será mucho más eficiente a la hora de aplicar las semillas, *Seeds*, que harán una malla más refinada donde se quiere obtener una precisión mayor y una malla más gruesa en los lugares que no se necesita tanta información.

Para mallar la sección se comienza seleccionando el número de semillas para cada una de las líneas de la partición. Dependiendo de la localización de las mismas se colocarán más semillas en la zona que se desarrolle la grieta y menos en las zonas que son de menos interés. (Figura 44).

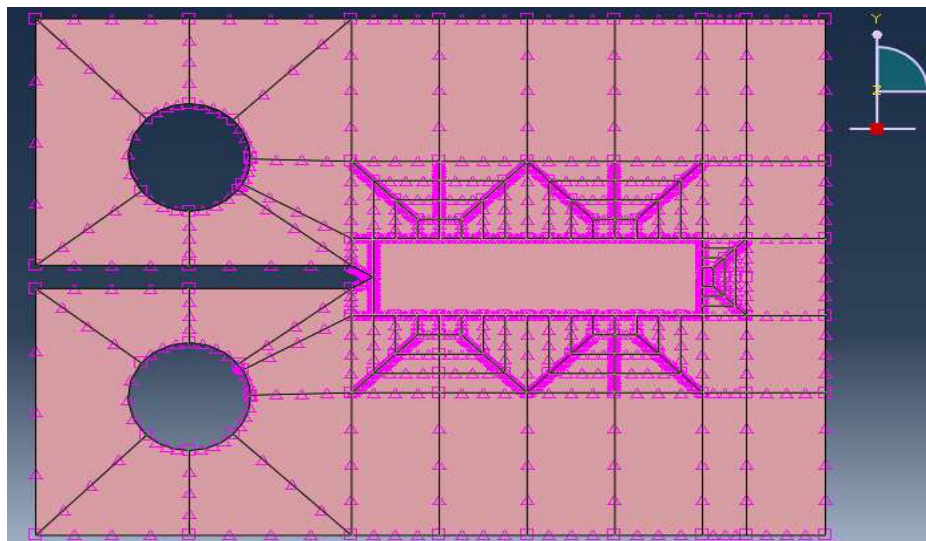


Figura 44. Situación de las semillas para el mallado

Se muestra en la imagen la distribución de las semillas en cada una de las particiones de la probeta. Se observa como en la zona central donde la grieta se desarrolla, las semillas se distribuyen en una distancia de 0.1 mm , mientras que en las zonas externas están dispuestas a 2 mm . Para implementarlas se utiliza el comando "*Local Seeds*" dentro del módulo de "*Mesh*", se selecciona una de las líneas de la partición y como se observa en la imagen se aplica el tamaño de separación de las semillas (Figura 44).

Se elige la opción por tamaño es decir colocará una semilla de otra a la distancia que seleccione, mientras que si se elige por número en una línea colocará el número de semillas que hayamos elegido (Figura 45).

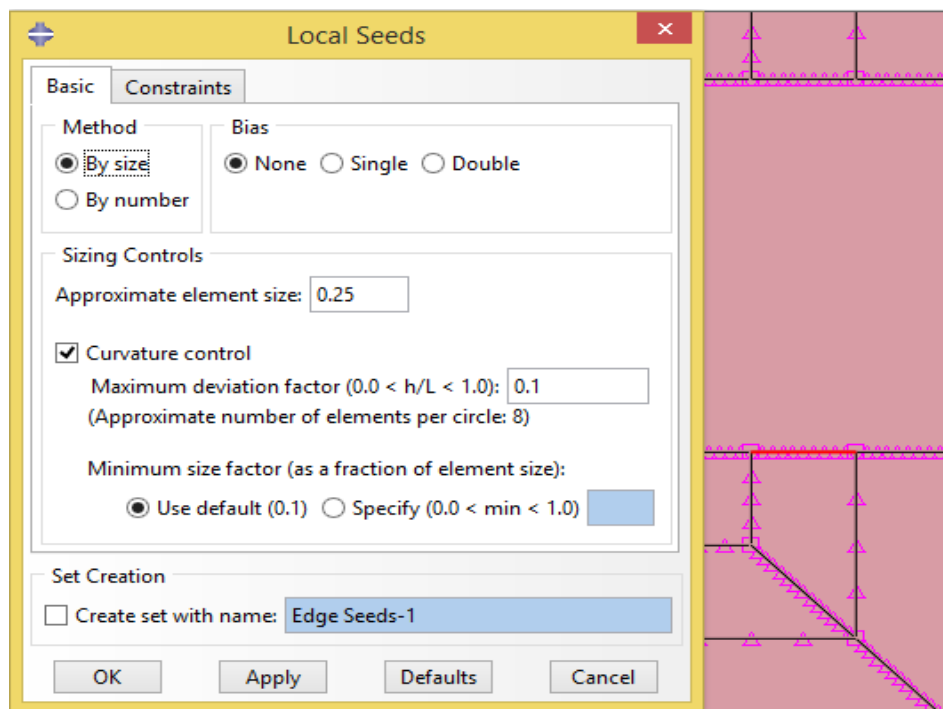


Figura 45. Editor del módulo de semillas

Para seleccionar la malla se escoge una malla cuadrada estructurada, que será más homogénea y precisa en el lanzamiento de la simulación. Cuando se genera de este modo la probeta aparecerá de color verde como se observa en la imagen (Figura 46). Aunque también se puede seleccionar una parte del mallado libre en las zonas donde no necesita la información. Esto facilitará el refinamiento de la malla, y agilizará el mallado, obteniendo

sin ninguna dificultad una malla más fina donde precisa la información de manera precisa.

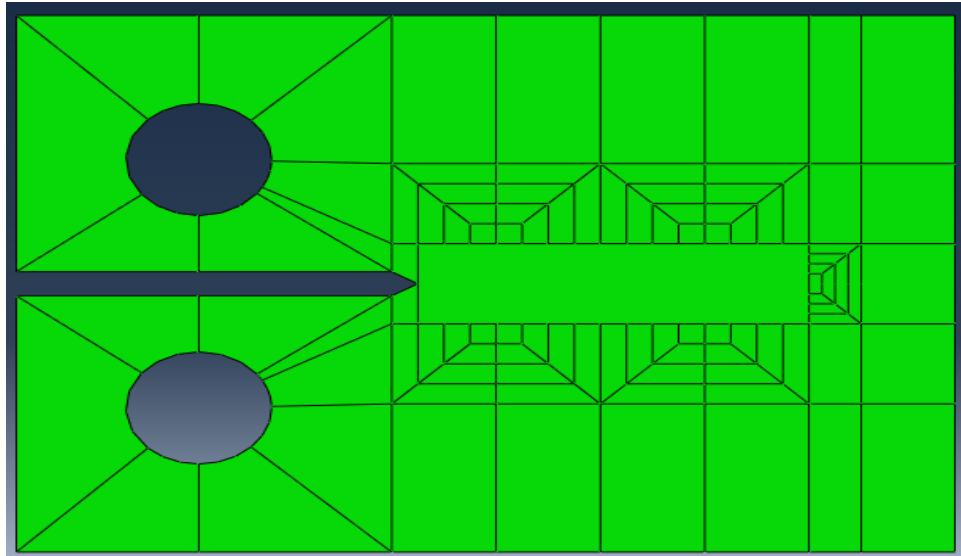


Figura 46. Malla totalmente estructurada

Para seleccionar el tipo de elemento, dentro del módulo de "Mesh" se elige el control de malla, para el cual los elementos que genera serán cuadrados y la malla estructurada, y se selecciona que minimice la transición en la malla cuando el tamaño de elemento pase de mayor a menor. Esta transición se puede realizar mediante una partición en la malla y una colocación de semillas altamente costosa, o mediante la técnica libre que se realizará de manera rápida y sencilla.

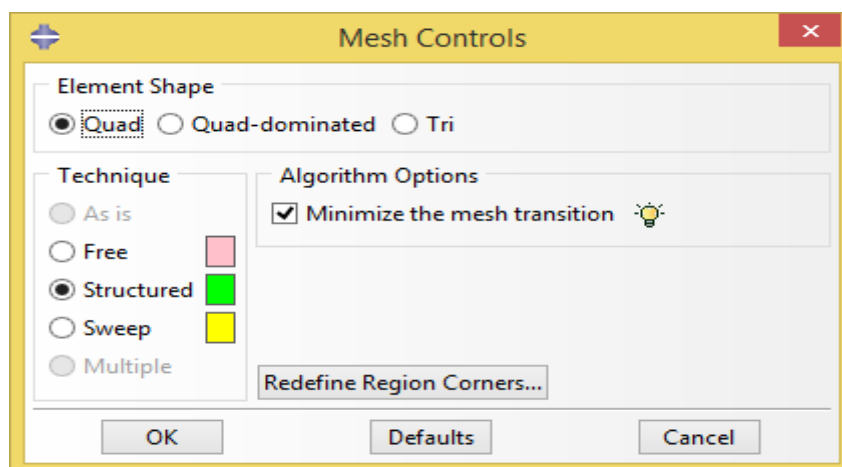


Figura 47. Forma de los tipos de elementos

Para elegir el tipo de elemento se selecciona "*Assign Element Type*", dentro de las posibilidades en *Standard*, el orden geométrico será lineal de tipo cuadrático, y nodo bidimensional de tipo CPS4. Se elige este elemento en la malla según lo obtenido de la bibliografía la cual expone que al ser un problema tensional en dos dimensiones, los elementos lineales cuadráticos (CPS4) se han de seleccionar debido a que es el único elemento cuadrático soportado por XFEM-PN para fatiga a bajos ciclos. Los elementos triangulares lineales y cuadráticos se deben de evitar debido a que producen fluctuaciones en los valores de ΔG y además los elementos triangulares hacen una estructura demasiado rígida (Figura 48).

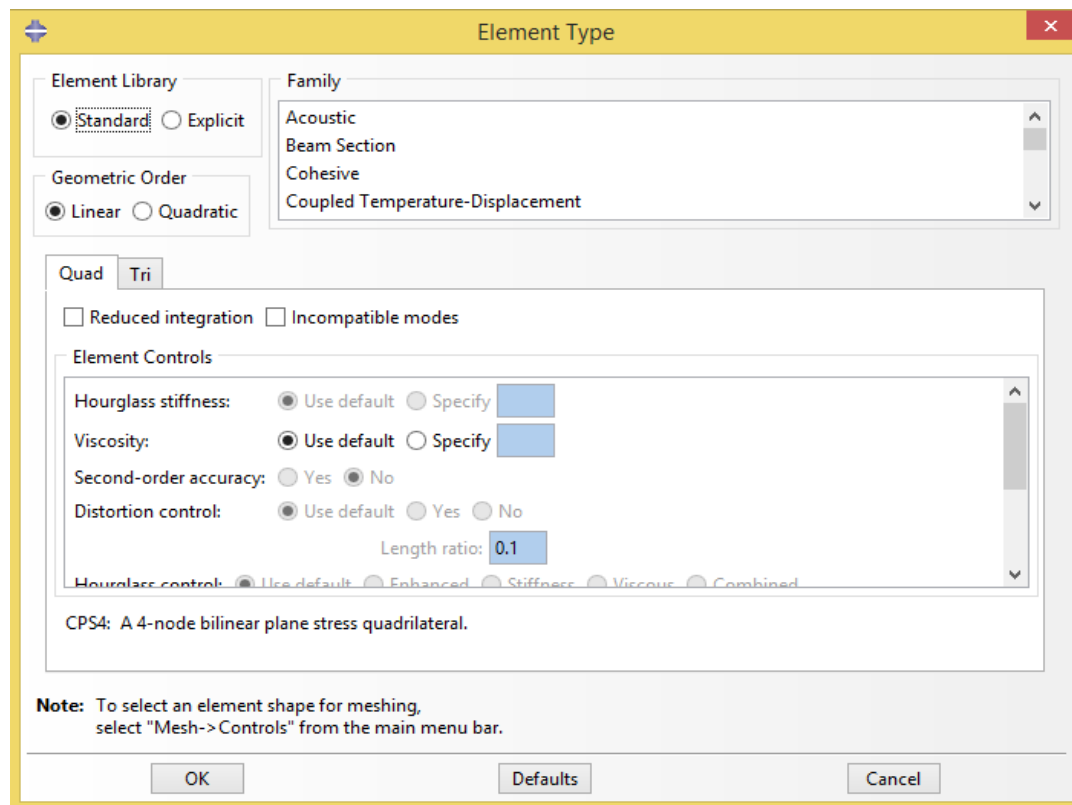


Figura 48. Edición del tipo de elemento

Se puede ver cómo queda la malla finalmente (Figura 49), la zona central será la parte de mayor interés, como se observa se refina esa zona que es la zona donde se desea obtener la información se ve que toda la malla es totalmente estructurada, y todos los elementos son cuadriláteros.

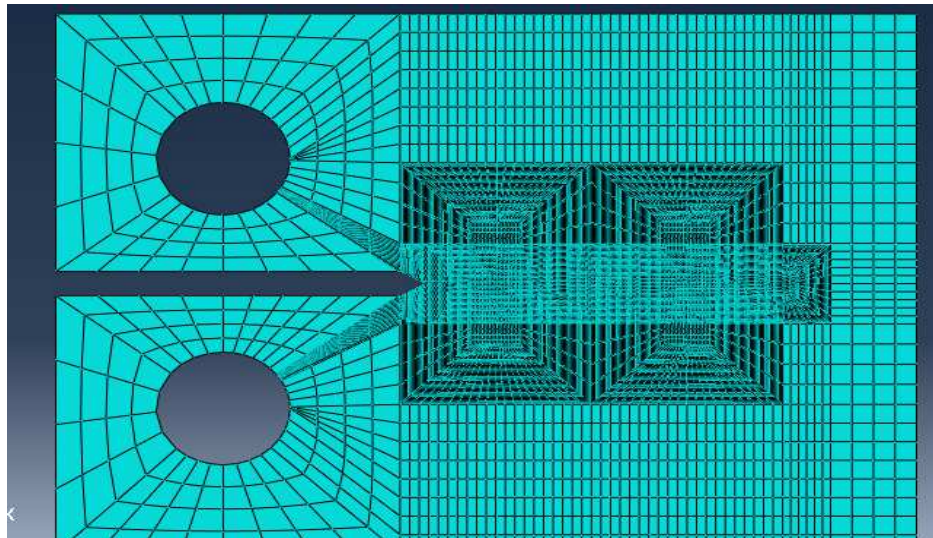


Figura 49. Malla final para aluminio

Se muestra a continuación la malla del titanio que también es totalmente estructurada. Se busca el mismo objetivo, refinar la zona central donde se desarrolla la grieta y hacer en los demás lugares una malla más gruesa para intentar minimizar el gasto computacional. Esto se consigue con la colocación de semillas en cada una de las líneas de las particiones (Figura 50).

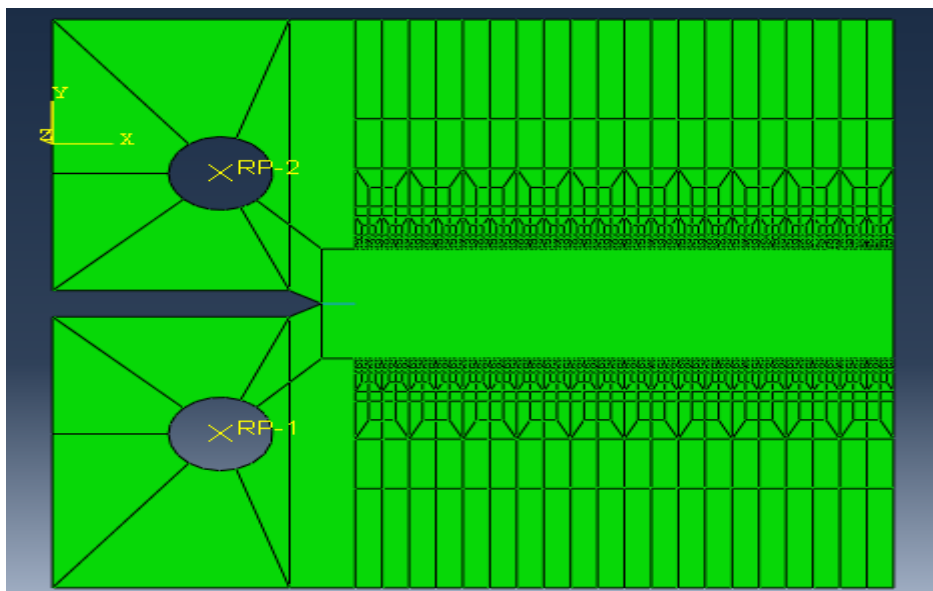


Figura 50. Malla estructurada para titanio

Se puede observar las complejas particiones que hay que realizar en la probeta para que se pueda lograr esta malla totalmente estructurada, y a continuación se ve como utilizando esta disposición la malla se puede realizar de manera que quede perfectamente definida en el centro de la pieza (Figura 51).

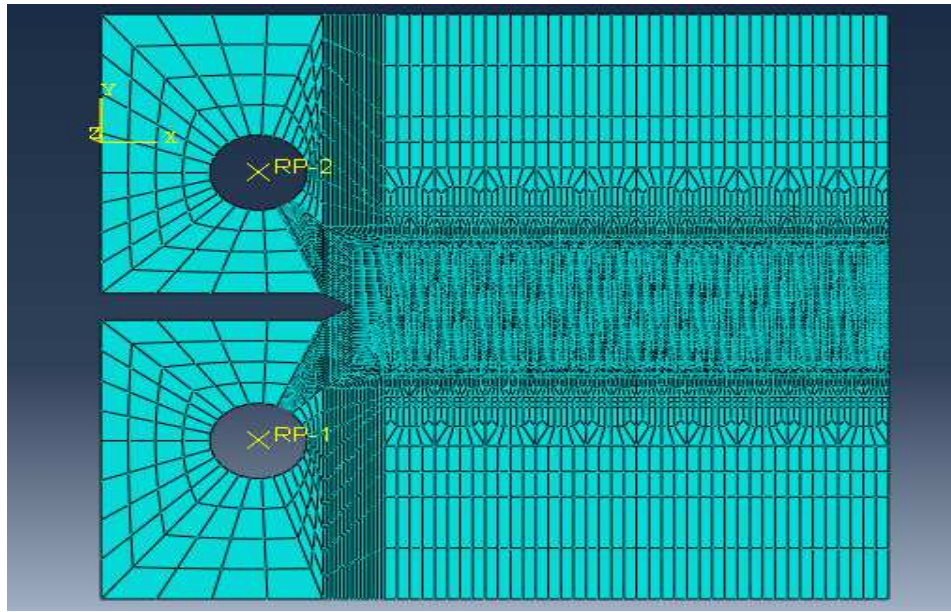


Figura 51. Malla final para titanio

4.9 CÁLCULO DE LAS CONSTANTES DE LA LEY DE PARIS

En el "Edit Keywords" podemos editar y visualizar cada una de las características del modelo editadas. Para el cálculo de las constantes se debe introducir en el Keywords, de manera que se defina el criterio de fractura de tipo fatiga y el modo mixto de éste mismo BK Benzeggagh-Kenane [3] o el "Power Law" que es seleccionado para describir la tasa crítica de liberación de energía.

Abaqus interpreta la ley BK con la siguiente ecuación:

$$G_c = G_{Ic} + (G_{IIc} - G_{Ic}) \left(\frac{G_{II} + G_{III}}{G_I + G_{II} + G_{III}} \right)^\eta \quad (4.5)$$

De esta forma, es seleccionado G_c ya que el fallo es asumido que ocurre puramente en el Modo I de fractura $G_c \approx G_{IC}$. En un problema bidimensional como éste $G_{III} = 0$. Es asumido que las probetas de este trabajo fallarán puramente según el Modo I de fractura, por lo que $G_{II} \ll G_I$. Sobre los materiales usados no se disponen valores experimentales ni teóricos del exponente η , por lo que se les asigna un valor igual a la unidad. No se disponen de datos para determinar la tasa de liberación crítica para el modo de fractura Modo II, G_{IIc} . Para asegurar que el valor de $G_c \approx G_{IC}$, es asumido que $G_{IIc} \approx G_{IC}$. Aplicando estas suposiciones la ecuación resulta $G_c \approx G_{IC}$ que es necesario para el análisis.

La parte de propagación de la grieta en el análisis también se necesita que se defina en el crecimiento de la grieta. Abaqus define el comienzo de la fractura con la siguiente ecuación.

$$N = c_1(\Delta G)^{c_2} \quad (4.6)$$

Y el crecimiento de la grieta con la ecuación que se muestra, que es la ley de Paris modificada con la tasa de liberación de energía.

$$\frac{da}{dN} = c_3(\Delta G)^{c_4} \quad (4.7)$$

Las constantes c_1 , c_2 , c_3 y c_4 se determinan empíricamente y éstas dependen de la geometría y tipo de material y también de la tasa de liberación de energía definida como $\Delta G = G_{\max} - G_{\min}$. Las constantes c_1 y c_2 que nos marcan el inicio de crecimiento de la grieta, se explicará más adelante como se calculan ya que se necesitan C_0 y m para obtener dichas constantes del material. Para resolver las constantes c_3 y c_4 se igualan las siguientes ecuaciones.

$$\frac{da}{dN} = c_3(\Delta G)^{c_4} \quad (4.8)$$

$$\frac{da}{dN} = \frac{C_0}{(1-R)^{m(1-\gamma)}} (\Delta K)^m \quad (4.9)$$

Usando $\Delta G = G_{\max} (1 - R^2)$ y la relación entre G y K , se obtiene los valores de ambas constantes.

$$c_3 = C_0 (1 - R)^{Y_m} \left(\frac{E}{1 - R^2} \right)^{\frac{m}{2}} \quad (4.10)$$

$$c_4 = \frac{m}{2} \quad (4.11)$$

Los parámetros necesarios para el cálculo de estas constantes se obtienen a partir de los ensayos empíricos obtenidos anteriormente en ambos materiales. Los parámetros obtenidos en los ensayos será el número de ciclos a los que se somete la probeta y la longitud de la grieta que éste número de ciclos provoca. Una vez se tengan éstos datos utilizaremos las siguientes ecuaciones para la obtención de los parámetros m y C_0 .

$$\Delta K = \frac{\Delta P}{t\sqrt{W}} \frac{2 + \frac{a}{W}}{\left(1 - \frac{a}{W}\right)^{\frac{3}{2}}} \left[0.886 + 4.64 \frac{a}{W} - 13.32 \left(\frac{a}{W}\right)^2 + 14.72 \left(\frac{a}{W}\right)^3 - 5.6 \left(\frac{a}{W}\right)^4 \right] \quad (4.12)$$

Donde ΔP es el rango de carga que va a sufrir nuestra probeta, para el caso de $R0$ sería de 595 N , para $R0.5$ sería 600 N y para $R0.6$ sería 300 N . La dimensión W es un parámetro estandarizado que indica la longitud que existe entre el centro del pasador y el extremo de la probeta, para el caso del aluminio es de 72.5 mm y para el caso de la probeta de titanio es de 20 mm , que son ambas las medidas de las probetas normalizadas. Y el parámetro a indica la longitud de grieta que se ha producido frente al número de ciclos al que se ha sometido la probeta.

Una vez que tengamos estos datos representamos en una gráfica de escala logarítmica el factor de intensidad ΔK calculado con la ecuación (...) frente al cociente diferencial de la longitud de grieta frente al número de ciclos $\frac{da}{dN}$. Una vez que se haya representado se realiza una línea de tendencia potencial y se obtiene la ecuación de la línea, para obtener dichas constantes. Se toman los valores de C_0 y m de la ecuación de la línea de tendencia potencial de la gráfica (Figura 52).

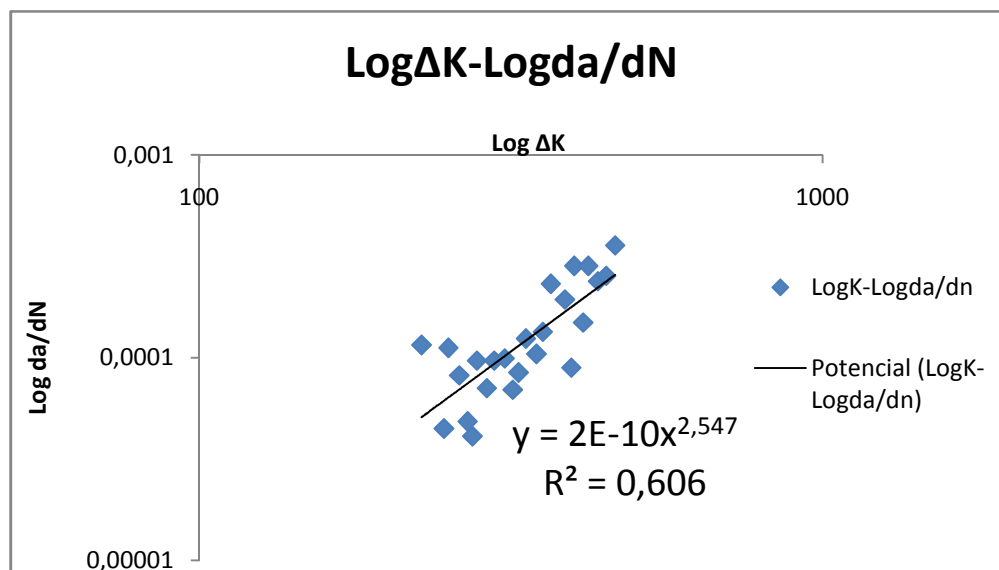


Figura 52. Ley de Paris para aluminio ratio R0

Se muestra para cada uno de los ratios de carga y materiales sus respectivas constantes, obtenidas de los valores empíricos de las probetas compactas.

Material	R-ratio de Carga	$C_0 \left(\frac{\frac{mm}{ciclo}}{(MPa\sqrt{mm})^m} \right)$	m
Aluminio	0	$2 \cdot 10^{-10}$	2.547
	0.5	$4 \cdot 10^{-10}$	2.715
Titanio	0.6	$1 \cdot 10^{-10}$	2.83

Tabla 4. Constantes de crecimiento de grieta ley de Paris

Una vez que se tienen las constantes que definen la Ley de Paris, se pueden definir las constantes c_1 y c_2 , de las que se ha hablado anteriormente, representando los ciclos frente a la tasa de liberación de energía en unos ejes con escala logarítmica, y haciéndose a los puntos una línea de tendencia potencial se puede obtener los valores de las constantes

para cada caso. En la imagen mostrada se ve como $c_1 = 29397$ y $c_2 = 0.354$ para el caso del aluminio (Figura 53) y un ratio de carga de 0.5 repetiremos para cada caso esta operación y así definiremos estas constantes.

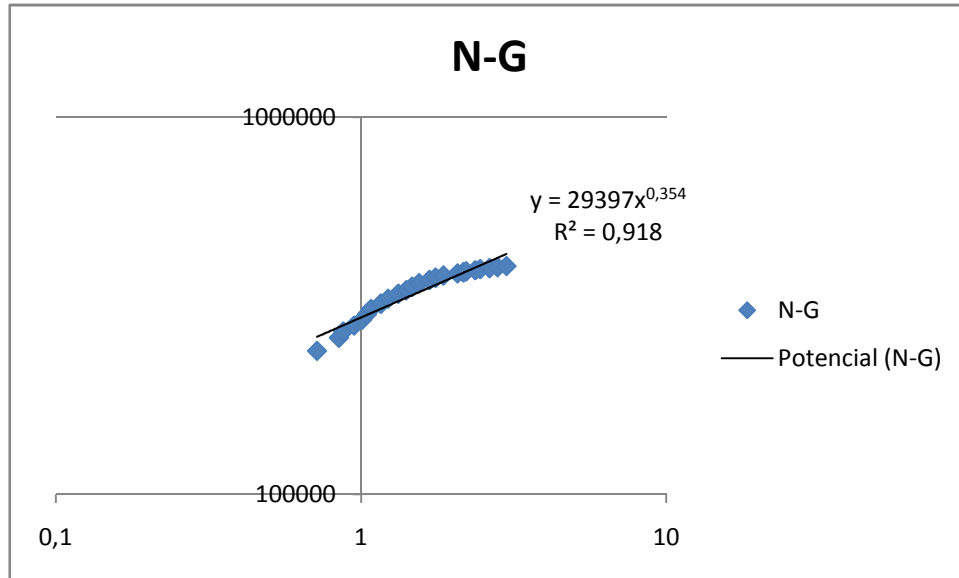


Figura 53. Tasa liberación de energía frente a ciclos

4.10 MODIFICACIÓN DEL KEYWORDS

Para el correcto funcionamiento del modelado es necesario dar un paso más que no aparece como ninguna de los comandos del software. Por lo que tendremos que modificar de a través de la opción Keywords, pulsando el botón derecho del ratón sobre *model* sobre el árbol de la base de datos del modelo, aparecerá la opción *edit keywords*, como mostramos en la siguiente imagen (Figura 54).

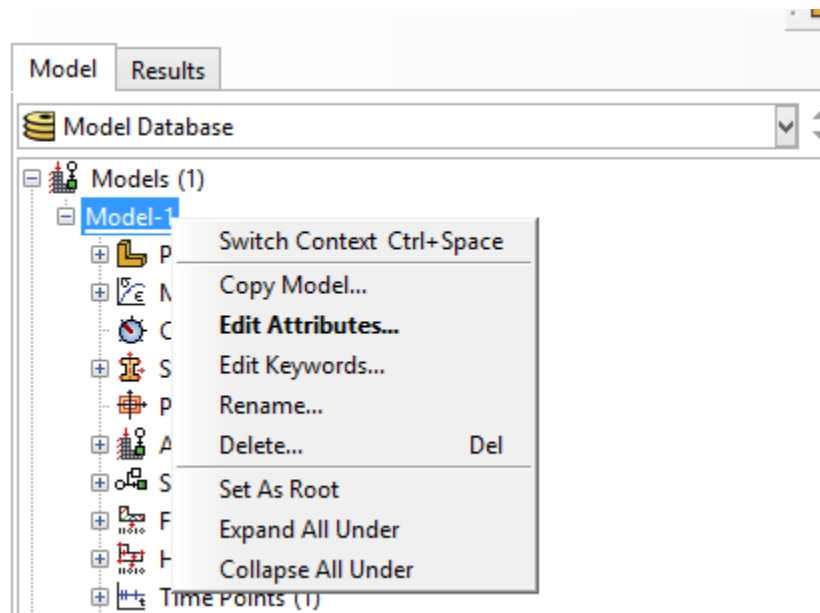


Figura 54. Localización del módulo editor del Keywords

Una vez introducidos en el *keywords*, se implementa el modo de fractura a fatiga que no aparece en el comando de *interactions* pero que será necesario, que se haga para que se produzca la fractura de la probeta a fatiga. Se muestra a continuación el *keywords* en el que aparecen cada uno de los comandos seleccionados para nuestro modelo, y los valores asignados para cada uno de estos comandos (Figura 55). Como se muestra en la imagen implementado para el aluminio y un ratio de carga $R0$, explicaremos seguidamente cada uno de los parámetros a introducir en el *keywords*.

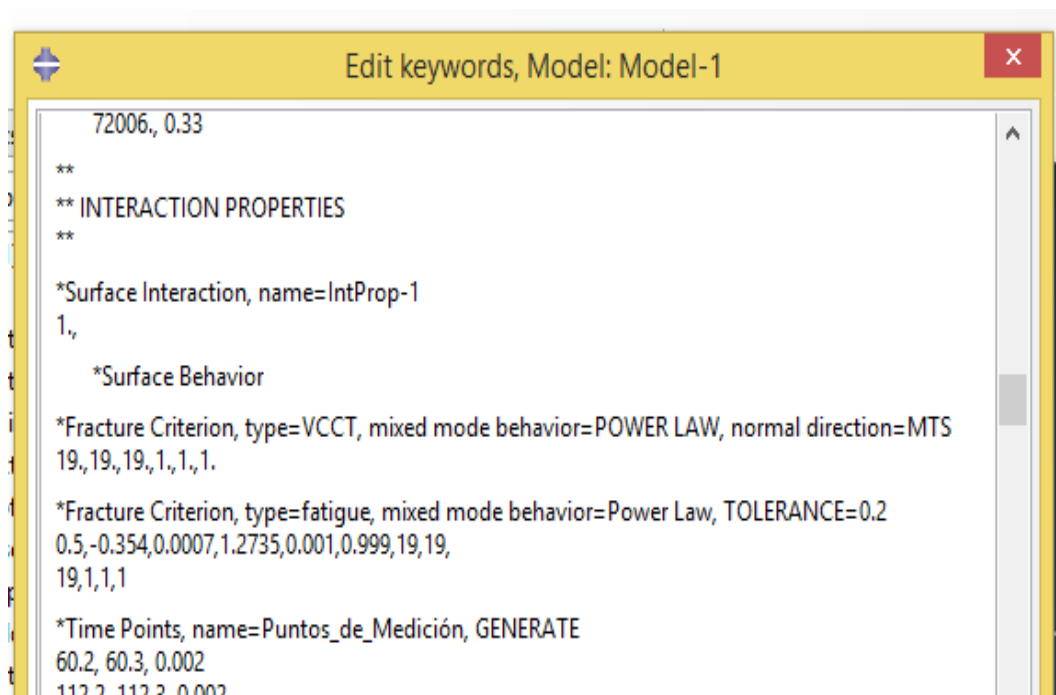


Figura 55. Editor del Keywords

Se muestra en la imagen el *Edit keywords* de nuestro modelo. Para su correcta implementación se debe buscar el apartado propiedades de las interacciones, *interaction properties*, ya que dentro de éste módulo es donde se ha definido el criterio a fractura para la nucleación de la grieta para el *step* estático, y se debe aquí definir el criterio de fractura a fatiga. Se observa como describimos el criterio a fractura, el tipo definido será a fatiga, y el modo del comportamiento mixto será la ley *power law*, se define la tolerancia, y como se ven aparecen diferentes variables definidas.

Se definen los parámetros mostrados en la imagen, los cuales son calculados y obtenidos a partir de ensayos experimentales del material.

Primera línea:

1. Constante del material de iniciación de la grieta a fatiga, c_1 .
2. Constante del material de iniciación de la grieta a fatiga, c_2 .
3. Constante del material de crecimiento de la grieta a fatiga, c_3 .
4. Constante del material de crecimiento de la grieta a fatiga, c_4 .

5. Cociente del umbral de la tasa de liberación de energía usado en la ley de Paris entre la tasa de liberación de energía crítica, $\frac{G_{thresh}}{G_c}$.
6. Cociente de la tasa de liberación de energía plástica usada en la ley de Paris entre la tasa de liberación de energía crítica, $\frac{G_{pl}}{G_c}$.
7. El modo I de la tasa de liberación crítica de energía, G_{Ic} .
8. El modo II de la tasa de liberación crítica de energía, G_{IIc} .

Segunda línea:

1. El modo III de la tasa de liberación crítica de energía, G_{IIIc} .
2. Exponente, a_m .
3. Exponente, a_n .
4. Exponente, a_0 .

Las constantes del material c_1 , c_2 , c_3 y c_4 se ha explicado cómo se calculan en el apartado anterior. Ahora se muestra los valores de las constantes y de los exponentes. Para el aluminio se obtuvieron unos valores de las constantes del material $c_1 = 29397$, $c_2 = -0.354$, $c_3 = 0.0006$, $c_4 = 1.2735$, $\frac{G_{thresh}}{G_c} = 0.001$, $\frac{G_{pl}}{G_c} = 0.999$, $G_{Ic} = G_{IIc} = G_{IIIc} = 19$, $a_m = a_n = a_0 = 1$ dichos valores son para un ratio de carga $R0$, para el ratio $R05$ varían en las siguientes constantes $c_1 = 18233$, $c_2 = -1.166$, $c_3 = 0.003975$, $c_4 = 1.3575$. Los valores de los exponentes debido al no conocimiento de los mismos se les otorga el valor la unidad así lo exponen en la bibliografía en la que se basa este trabajo. Mientras que para el titanio los valores de las constantes fueron $c_1 = 1161$, $c_2 = -0.5284$, $c_3 = 0.09522$, $c_4 = 1.04045$, $\frac{G_{thresh}}{G_c} = 0.001$, $\frac{G_{pl}}{G_c} = 0.999$, $G_{Ic} = G_{IIc} = G_{IIIc} = 20$, $a_m = a_n = a_0 = 1$. Se observa que para ambos casos los valores de estas constantes son iguales $\frac{G_{thresh}}{G_c} = 0.001$, $\frac{G_{pl}}{G_c} = 0.999$, estos valores se han obtenido de la bibliografía analizada, aunque los valores que se indican en el Guía de usuario para análisis de problemas de abaqus te recomienda unos valores estándar de $\frac{G_{thresh}}{G_c} = 0.01$, $\frac{G_{pl}}{G_c} = 0.85$.

4.11 DEFINICIÓN DE LAS SALIDAS

Las salidas del modelo son el último paso que se ha de realizar para obtener los parámetros que se estaban buscando. Se pueden generar dentro del módulo "step" en la opción que aparece "*Field Output Request*" y "*History Output Request*". Previamente a definir ambos campos se va a crear dos sets, que ayudarán a obtener la información que se requiere para visualizarla y saber si lo que está ocurriendo en nuestra probeta compacta es lo que se quería implantar.

Para crear el set en este caso serán tres, uno que medirá la fuerza que se le aplica en el bulón y los otros dos que se utilizarán para medir la distancia vertical entre dos puntos y así obtener el valor del COD. Se selecciona set dentro del menú de "tools", y se crean dichos sets donde nos interesa como se muestra en la siguiente imagen (Figura 56).

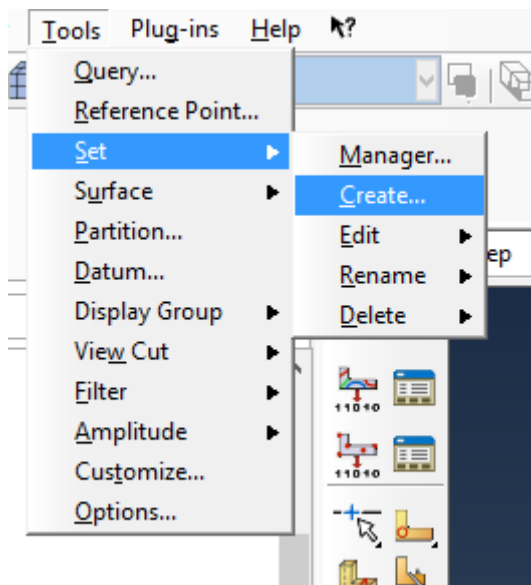


Figura 56. Creación de los puntos de medida

Observamos el menú que se despliega en el cual podremos cambiar de nombre y editar los sets que hayamos creado.

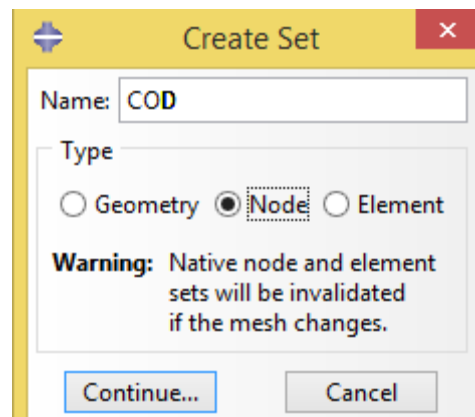


Figura 57. Generación de los nodos

Como se aprecia en la imagen se debe seleccionar nodo para elegir un punto de la pieza, donde se medirá el parámetro que se desea (Figura 57). Se elige a continuación el punto que deseamos y se confirma, así quedará guardado el punto que se necesita a la hora de definir las salidas (Figura 58).

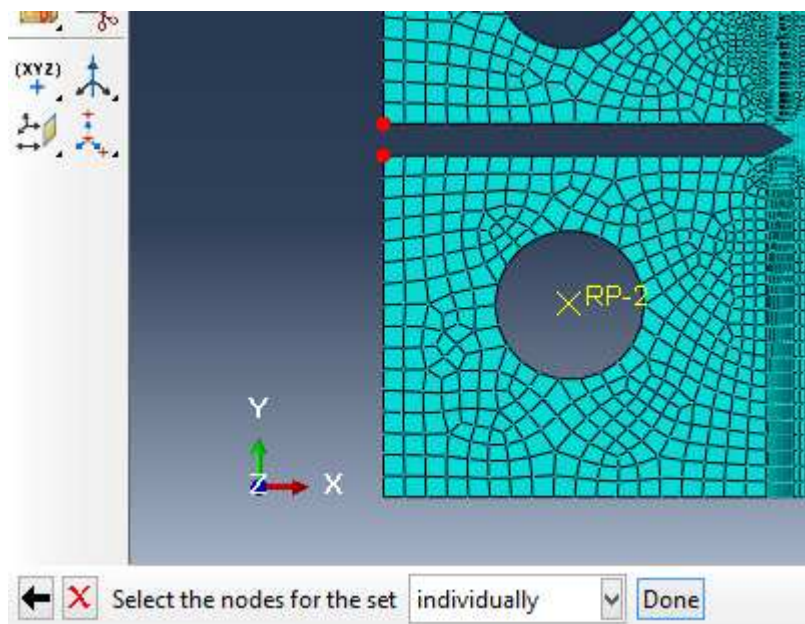


Figura 58. Localización de los nodos para medir COD

Como se ve en la imagen quedará seleccionado los sets y se tendrá que aceptarlos, para utilizarlos después a la hora de definir las salidas.

Para definir el "*Field Output Request*", se puede realizar desde el árbol de la base de datos del modelo, desde la opción que se presenta con este nombre en el apartado "*step*". Dentro de estos campos de salidas que se requieren, se tiene que tener claro qué es lo que se quiere representar en la salida del modelo. Por ejemplo para este caso es primordial que se abra la grieta por lo que habrá que seleccionar para el dominio del modelo entero en la pestaña de estado *STATUSXFEM* para que se aplique en el modelo el XFEM. También se selecciona otros campos como el de tensiones de Von Mises o desplazamientos y deformaciones que pueda sufrir el modelo. Mostramos en la imagen cómo se selecciona los distintos campos y como quedan reflejados en una lista (Figura 59).

Edit Field Output Request

Name: F-Output-1
 Step: Loading
 Procedure: Static, General

Domain: Whole model ☐ Exterior only

Frequency: Every n increments n: 1

Timing: Output at approximate times

Output Variables

☒ Select from list below ☐ Preselected defaults ☐ All ☐ Edit variables

CF,E,PHILSM,S,STATUSXFEM,UT,

- ☐ Volume/Thickness/Coordinates
- ☐ Error indicators
- ☒ State/Field/User/Time
 - ☐ SDV, Solution dependent state variables
 - ☐ FV, Predefined field variables
 - ☐ MFR, Predefined mass flow rates
 - ☐ UVARM, User-defined output variables
 - ☐ STATUS, Status (some failure and plasticity models; VUMAT)
 - ☒ STATUSXFEM, Status of xfm element

Note: Some error indicators are not available when Domain is Whole Model or Interact

☐ Output for rebar

Output at shell, beam, and layered section points:

☒ Use defaults ☐ Specify:

☒ Include local coordinate directions when available

OK Cancel

Figura 59. Editor de los campos de salida requeridos

Como se ve se ha seleccionado que se estimen estos parámetros desde el step-1 y que desde este se propague, el dominio será el cuerpo entero de la pieza, y que analice dichos campos cada incremento marcado, es decir para trescientos mil ciclos multiplicado por las cincuenta partes que se divide. Realizará ciento cincuenta millones de pasos en el tiempo por nodo existente, del cual tomara la información. Los campos elegidos en

ésta ocasión serán la tensión , el desplazamiento, un parámetro que mide el fallo, y la fuerza.

A continuación se trata el *History Output Request* (Figura 60), que se difiere de la opción anterior en que este módulo dará los valores numéricos y graficados de lo que se le indique. Con lo que esta parte será vital para obtener los datos que se requieren en el análisis, teniendo que cuidar no almacenar demasiada información que no es necesaria y que tendrá gran gasto computacional.

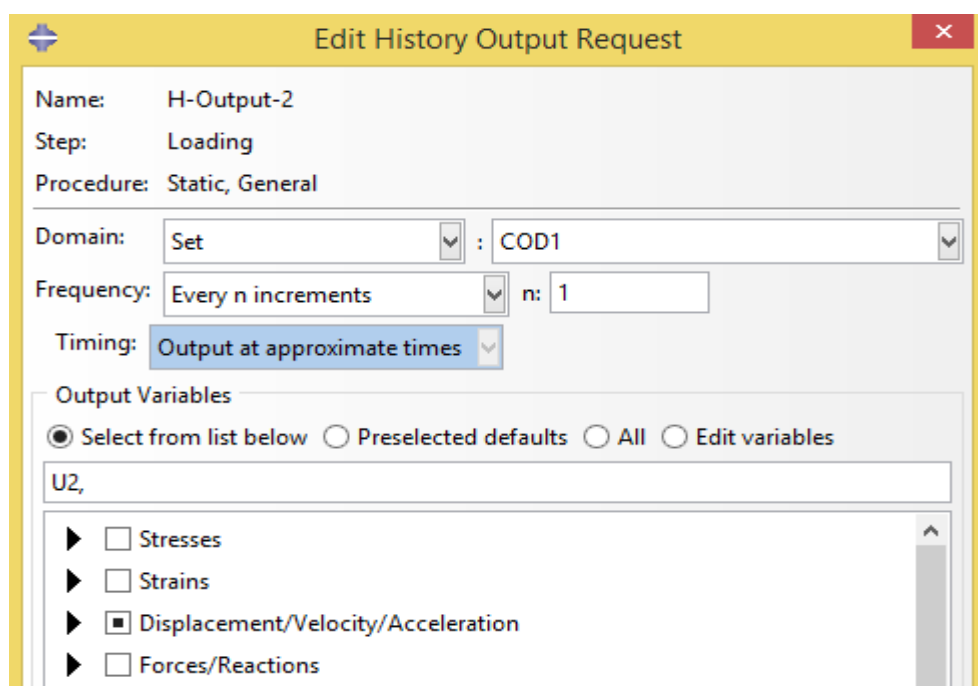


Figura 60. Editor del historial de salidas requeridas

En la imagen puede verse como para el *History Output Request* se ha necesitado cambiar el dominio, donde se selecciona la opción set y se elige el set creado para el que en este caso, se mide el desplazamiento de ese punto. Como se ha comentado en este caso se han realizado tres sets en los que medimos la distancia y la fuerza, para poder representar el COD. Y como en el caso anterior se demanda esta información cada incremento ya que en este caso se requiere que sea así, ya que se tiene que observar como varía la distancia durante un ciclo completo. En otro apartado se habla la posibilidad de usar *Time Points*.

5. RESULTADOS

Se muestra en este apartado los diferentes resultados obtenidos a partir de la simulación del modelo. Así se explica las salidas obtenidas, la fuerza aplicada graficada, la ley de Paris y el COD. Además de estos resultados, en apartados posteriores se habla de otras posibilidades de modelado halladas para encontrar la medición del COD.

5.1 VALIDACIÓN DE LA SIMULACIÓN

El primer paso que se debe dar para cerciorarse de que el modelo definido se corresponde con las salidas obtenidas, es consultar la gráfica de la fuerza que soporta el bulón cargado (Figura 61), Se muestra a continuación los valores de carga graficada por Abaqus para el ratio de carga R0 (5-600N).

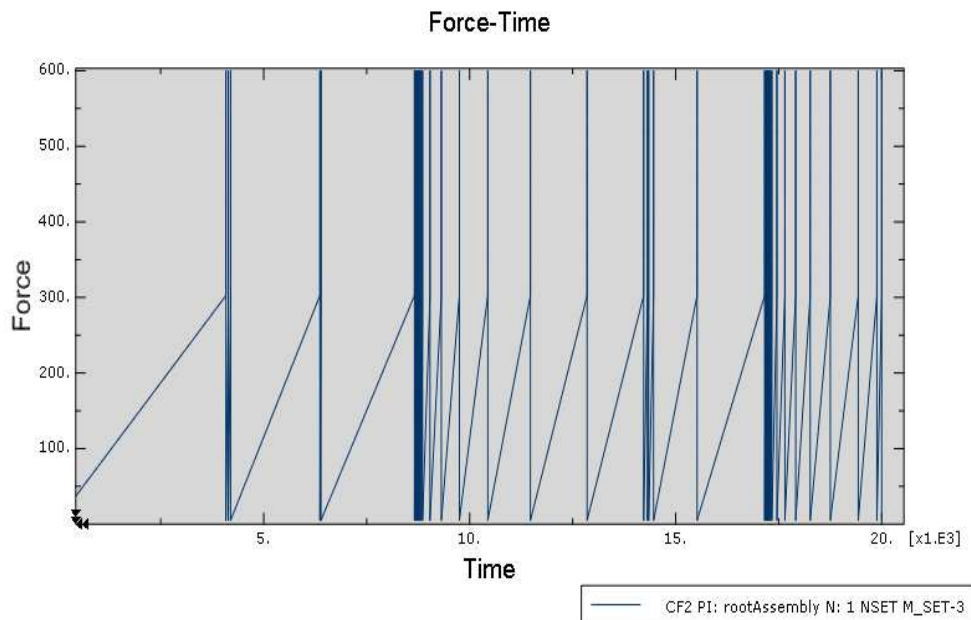


Figura 61. Fuerza frente a tiempo en gráfica de Abaqus

Se puede observar que realiza el ciclo de manera adecuada y, el valor de la fuerza alcanza los valores indicados. También se observa que para el caso de crecimiento de la grieta a fatiga modelado a través de XFEM, Abaqus solo toma las medidas en aquellos ciclos en los que la grieta se está propagando, es decir, los ciclos medidos serán en los que se produce un crecimiento de la grieta. En el caso de que la grieta no crezca Abaqus no grafica el ciclo aunque si se esté produciendo para la pieza (Figura 62). Si se realiza el zoom adecuado podemos observar de manera más precisa la onda, que se implementa en el apartado de Amplitud.

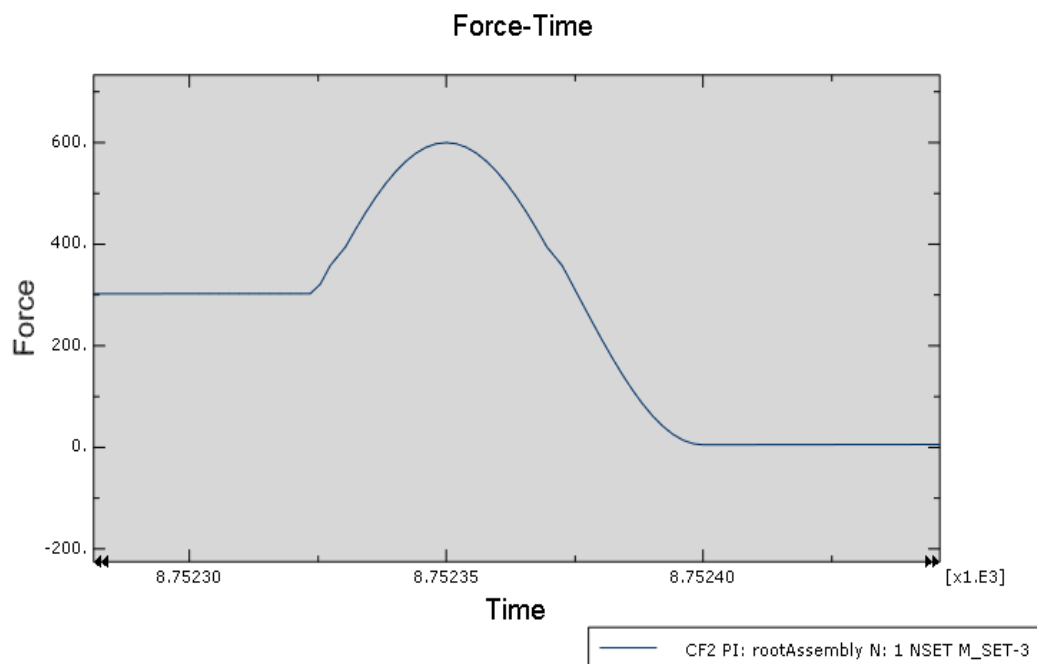


Figura 62. Onda en Abaqus de la fuerza realizada

Todos los datos graficados, están disponibles en *XY DATA*, para modelar los distintos resultados que necesitamos obtener.

Se muestra ahora los desplazamientos obtenidos para cada uno de los sets creados en la boca de la entalla de la probeta como se mostró en el apartado anterior.

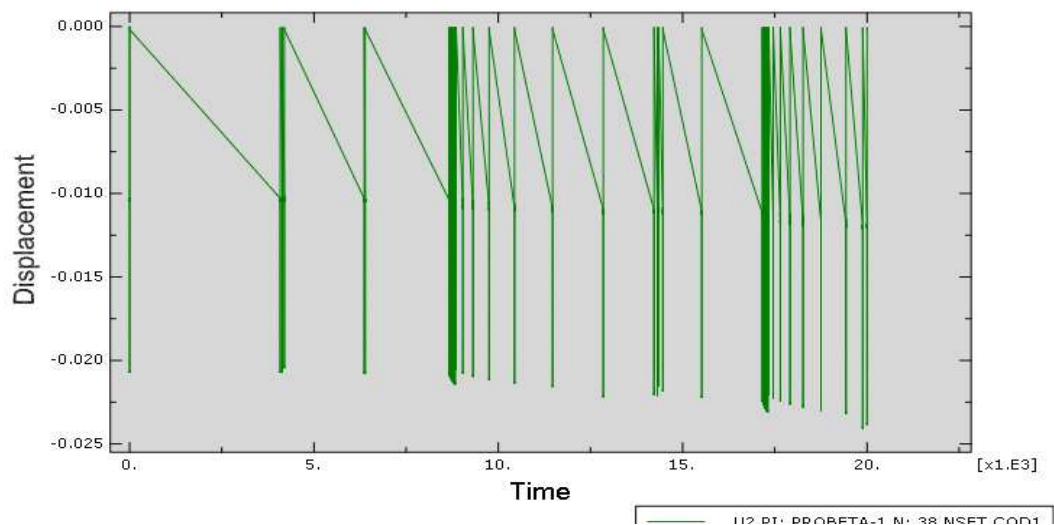


Figura 63. Desplazamiento boca de la entalla inferior

Se observa en la figura que los desplazamientos obtenidos son negativos (Figura 63) por lo que el set elegido en este caso es el inferior, el cual para los ciclos sufrirá un desplazamiento en la dirección negativa del eje y correspondiéndose así con lo que ocurre realmente. Si se muestra el set creado en la parte superior de la pieza se observa como los desplazamientos son positivos (Figura 64).

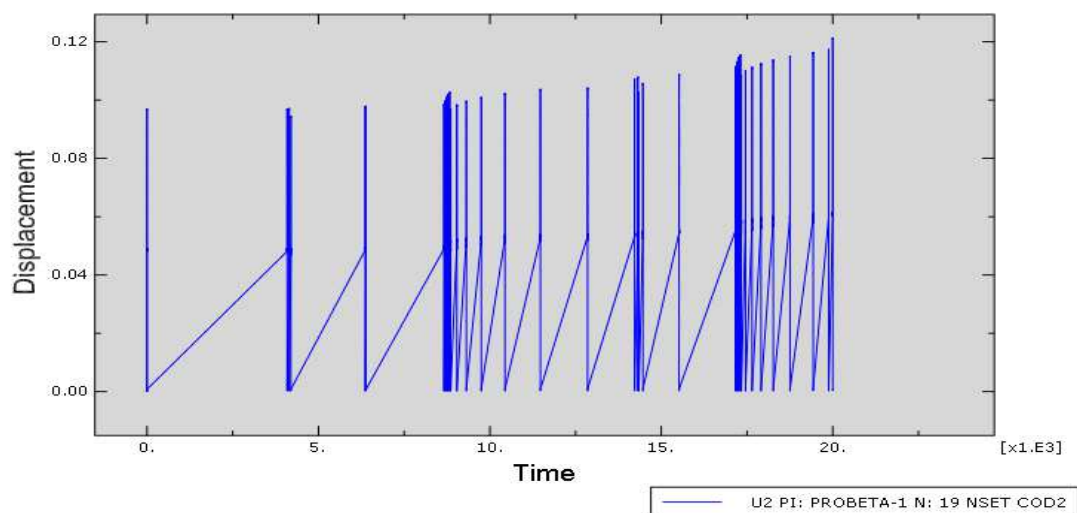


Figura 64. Desplazamiento boca de la entalla superior

Además de ver en esta imagen que los desplazamientos son positivos, se puede ver como el desplazamiento, por lo tanto la separación de las dos partes

va incrementándose conforme aumenta el daño, lo cual se producirá a medida que el número de ciclos va incrementándose.

Estas medidas se deberán adoptar también para el ratio de carga R05 y para el estudio del Titanio, de esta manera se confirma que el análisis del modelo es el correcto.

5.2 RESULTADOS DEL ALUMINIO 2024-T3

En este apartado se pueden observar los resultados obtenidos para la probeta compacta de aluminio 2024-T3, en los siguiente apartados se muestran imágenes sobre la evolución de la fractura a fatiga en dicha probeta y la obtención de los parámetros más representativos que definen a la fractura.

5.2.1 RESULTADOS NUMÉRICOS

Se muestra a continuación imágenes de la evolución de la tensión y desplazamientos que sufre la probeta durante el crecimiento de la grieta

-Ratio de carga R0

Se muestra en la siguiente imagen la distribución de tensiones de Von Mises para el crecimiento a fatiga, se muestra las tensiones que sufre la probeta para un nivel máximo de carga de 600 N y una longitud de grieta de 3 mm (Figura 65).

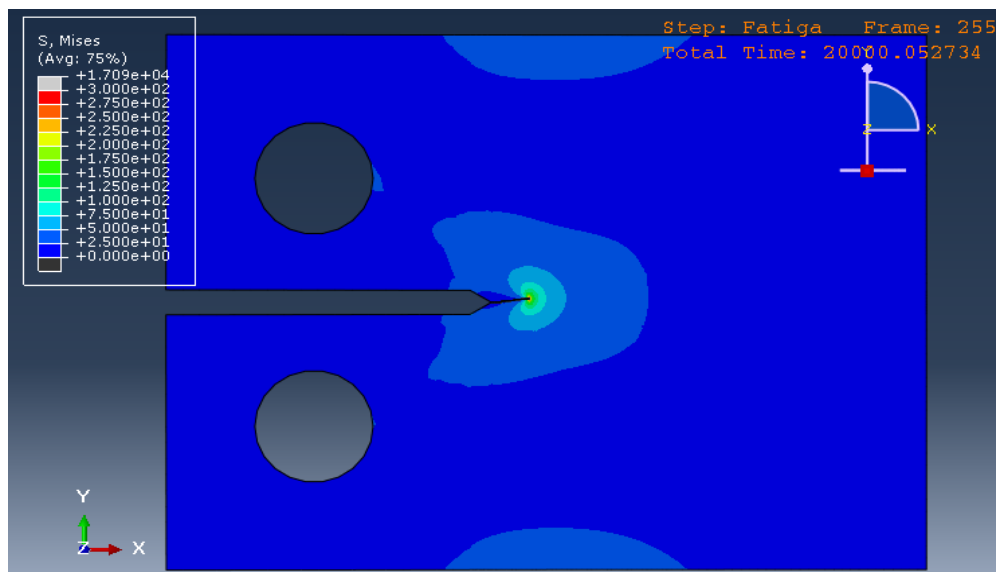


Figura 65. Distribución de tensiones probeta aluminio R0 3mm de grieta

Se observa cómo hay una mayor tensión generada en vértice de la grieta, que se disipa a medida que se aleja de ésta. Como se observa la grieta crecerá a partir del concentrador de tensiones como hemos definido durante el modelado.

Se muestra en la siguiente figura los desplazamientos totales, como se puede observar en el bulón que se aplica la carga existirá un mayor desplazamiento, mientras que el fijo no sufre desplazamiento alguno aunque sí sus zonas colindantes experimentarán pequeños desplazamientos debido al giro que se producirá en la probeta alrededor del pasador (Figura 66).

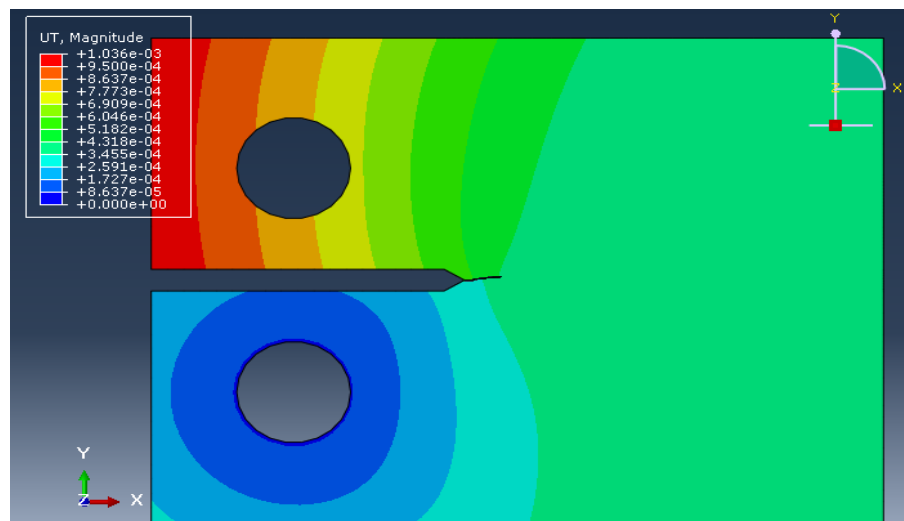


Figura 66. Desplazamientos totales probeta aluminio R0

En la siguiente imagen (Figura 67), se representa un gráfico el crecimiento de la grieta respecto al número de ciclos, que da como resultado Abaqus. Para la medición de la longitud de la grieta se debe observar el tiempo a través del *frame selector* que se irá pausando, y tomando la medida de la grieta con el módulo *Query information*, en el cual se selecciona que el parámetro a conocer es la distancia.

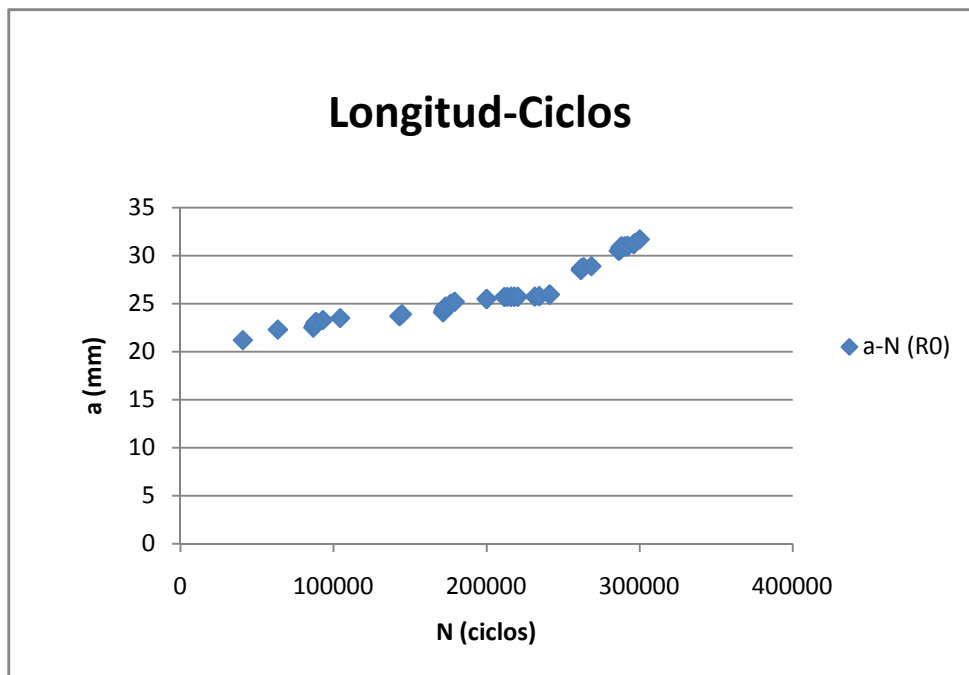


Figura 67. Longitud de grieta frente al número de ciclos R0

A continuación se define la ley de Paris que se obtiene a partir de estos datos que se presentan en las salidas de Abaqus, posteriormente se compararán con los datos experimentales disponibles (Figura 68).

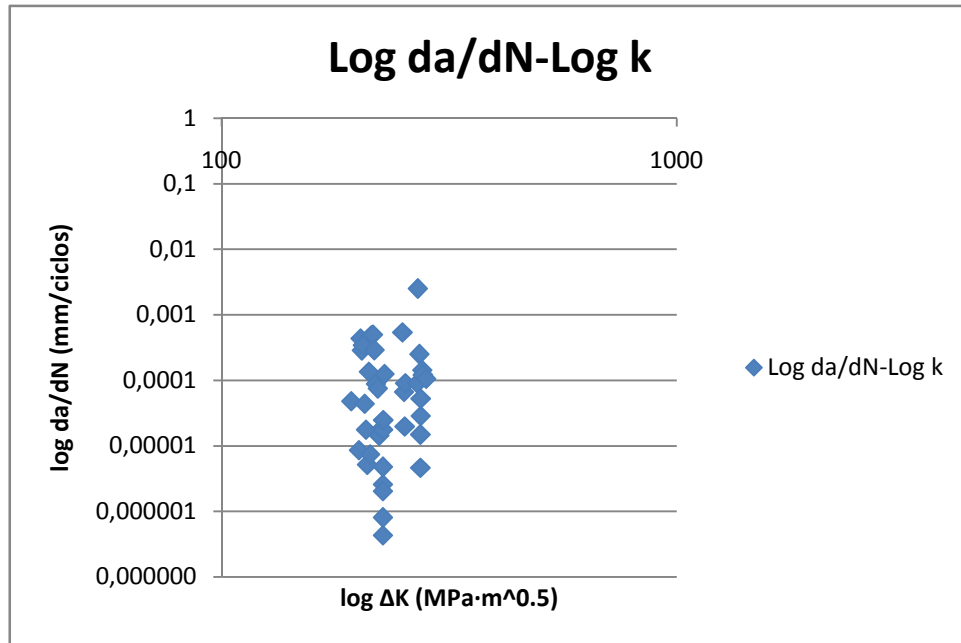


Figura 68. Ley de Paris aluminio R0

Se observa como obtenemos mediante la ley de Paris, las constantes C_0 y m , para el ratio de carga R0.

Se muestra a continuación, la medida del COD (*Crack Opening Displacement*), para el cual busca la pérdida de linealidad para la definición del cierre de grieta. Debido a que se han tomado diferentes medidas para distintas longitudes de grieta aquí muestra una única medida. Se representa el COD, la distancia entre las esquinas de la boca de la entalla, frente a la carga desde el valor máximo al mínimo que será cuando ocurre el cierre de la grieta (Figura 69).

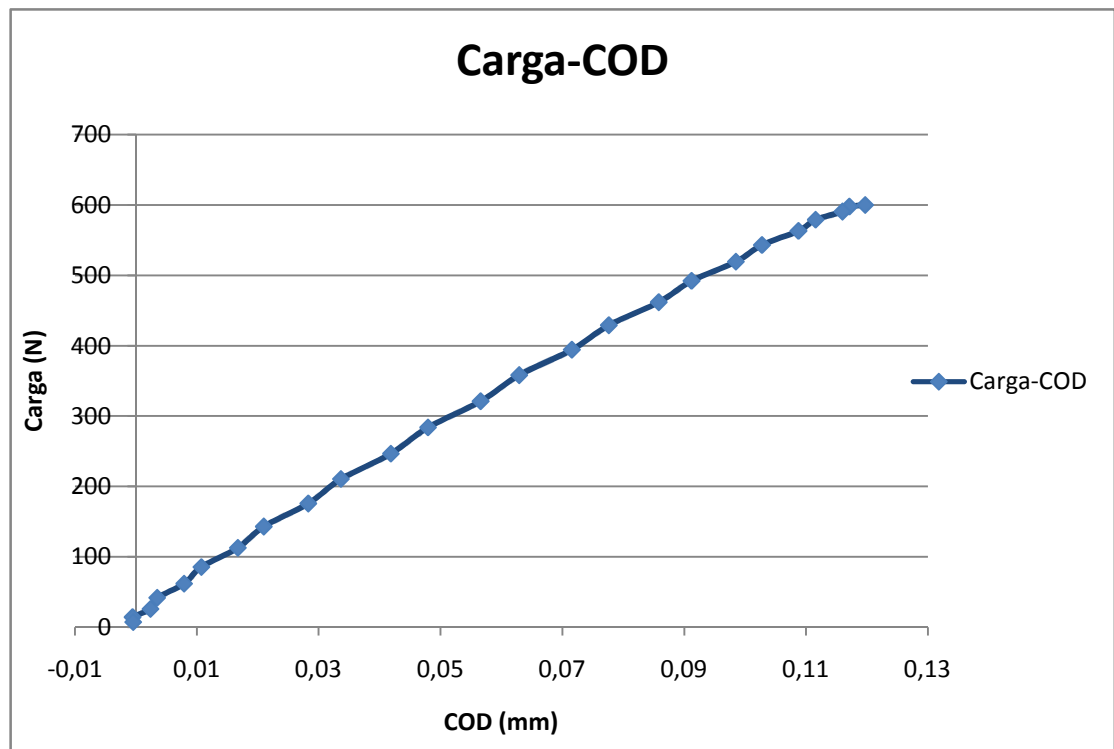


Figura 69. Representación carga vs COD R0 longitud de grieta 7 mm

Lo que se busca es la pérdida de linealidad en la serie de datos. Esa pérdida de linealidad se ha de encontrar en el cierre de la grieta cercana al valor nulo. De esta manera a simple vista es difícil determinar si existe dicha pérdida de linealidad, por ello elige los datos centrales y se realiza una línea de tendencia lineal para que una vez se tenga la ecuación de la recta se obtengan los valores para los que sería totalmente recta. Una vez que se tenga este llamado COD teórico se resta al COD experimental y se observa si existe una falta de linealidad tangible para algún valor de la fuerza. Aquí se muestra lo obtenido para la mayoría de distancias de grietas (Figura 70).

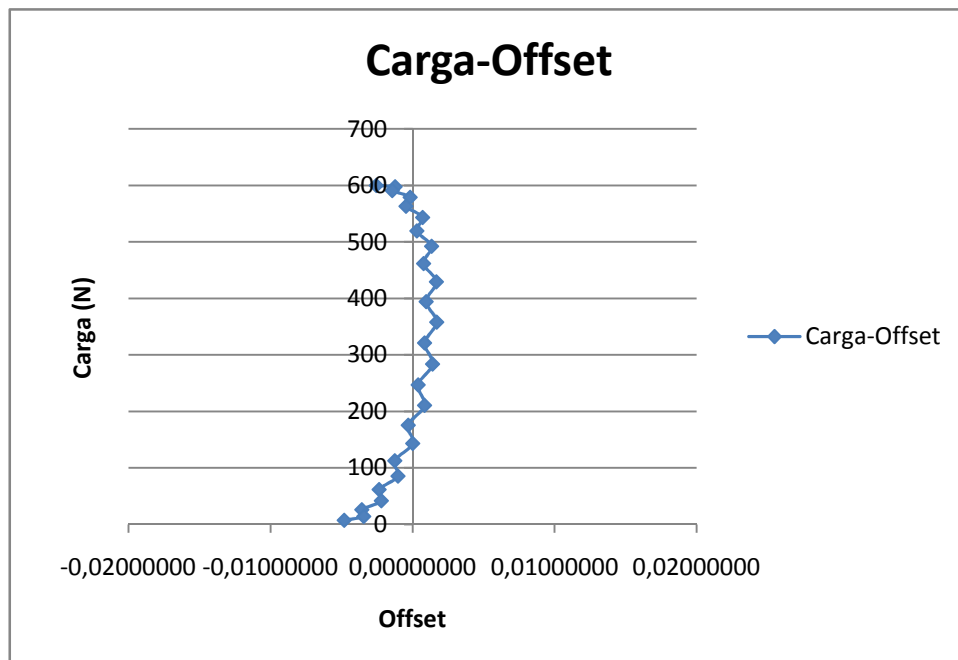


Figura 70. Representación carga vs offset R0 longitud de grieta 7mm

Se observa que cuando está al máximo de carga y cuando la grieta se está cerrando, una leve pérdida de linealidad. Aproximadamente la pérdida de linealidad se produce a los 150 N. En el caso de la pérdida de linealidad a cargas elevadas, esto no resulta extraño ya que la bibliografía indica que para el tratamiento de los valores cercanos a la carga máxima se tenga especial cuidado, y por tanto, si se observa una pequeña variación en la tendencia de los puntos, no se tenga en consideración. En este caso, se observa como esta pérdida de linealidad se da a valores muy próximos a la carga máxima (580 N). Además, de la propia observación de la gráfica de carga vs COD se puede apreciar como hay una pérdida en la linealidad para valores muy próximos a la carga máxima que puede considerarse como representativa.

Durante la evaluación de los resultados se ha podido observar como la implementación de las propiedades plásticas dificultaba la simulación. Al introducir estas propiedades el software devolvía algunos errores de convergencia, por lo que para implementar la plasticidad se debían crear varios *steps*, con tamaños diferentes de incrementos para no obtener dicho error. Algo que a la hora de realizar la simulación no resulta estable para la misma. Al

realizar estas simulaciones se obtenían resultados no lógicos donde la grieta presentaban tensiones residuales. En cambio cuando se prescindía de éstos parámetros de plasticidad la evolución de la grieta en la probeta surgía de manera esperada, y acorde con los parámetros definidos. En este caso no se incluyen los parámetros plásticos por lo que la pérdida de linealidad no parece que sea producida por estos, sino por la cercanía de los datos centrales al realizar la línea de tendencia de la carga vs COD.

-Ratio de carga R0.5

Se muestra ahora la distribución de tensiones de Von Mises, para el ratio de carga R05., a carga máxima (1200 N) y con una longitud de grieta de 3 mm. Se puede apreciar como aumenta el valor del estrés en los bulones, además de aparecer tensiones en el borde de la probeta justo delante de la grieta. Estas tensiones irán aumentando a medida crece la grieta hasta que se produzca la fractura total de la pieza. Se observa como desde un punto de vista cualitativo, la distribución de los campos de tensiones en el vértice de la grieta es similar que en el caso R0.

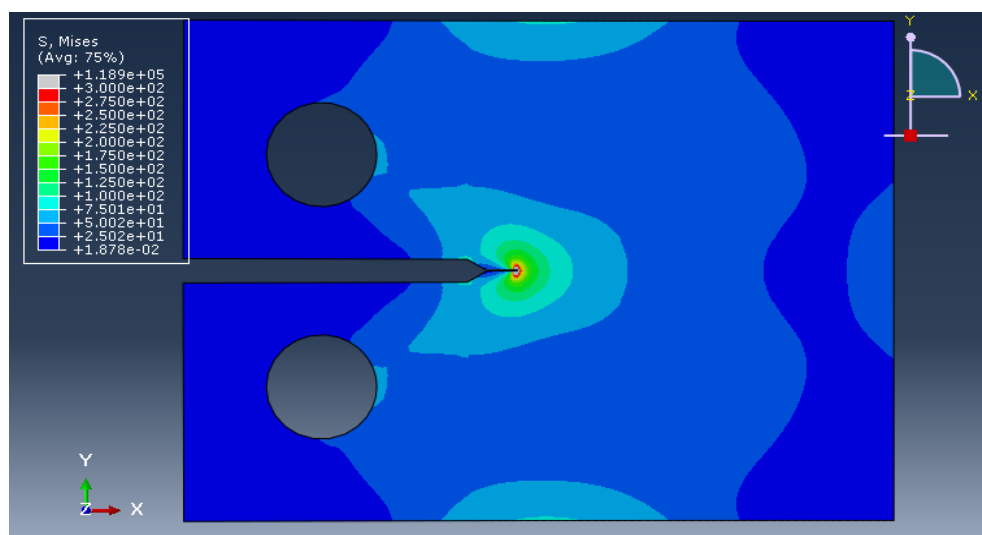


Figura 71. Distribución de tensiones R05 longitud de grieta 3 mm

En la figura siguiente se muestran los desplazamientos. Se dan valores mayores, dado que el rango de cargas es mayor (Figura 72). La máxima carga aplicada en el ciclo de fatiga es el doble que la mostrada anteriormente para R0, por lo que los desplazamientos aumentan significativamente. Al igual que en el caso de los campos de tensiones, desde un punto de vista cualitativo, la distribución de los campos de desplazamientos es similar a la observada en el caso de la probeta ensayada a R0.

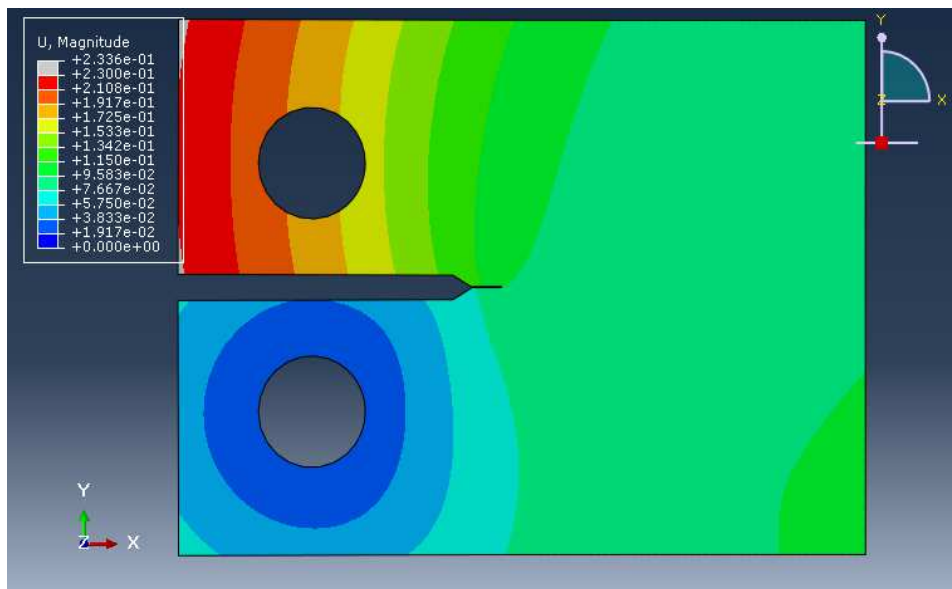


Figura 72. Desplazamientos totales probeta de aluminio R05

A continuación se muestran los valores obtenidos de la longitud de grieta frente a la carga. Podemos visualizar que alcanza la longitud de grieta de 30 milímetros en torno a los 200.000 ciclos, mientras que para R0 los alcanza casi en los 300.000 ciclos. Por lo que como era previsible el crecimiento de grieta aumenta considerablemente para este ratio de carga ya que aunque el rango de carga empleado en ambas probetas es el mismo, la carga máxima aplicada es el doble en el caso de la probeta ensayada a R05.

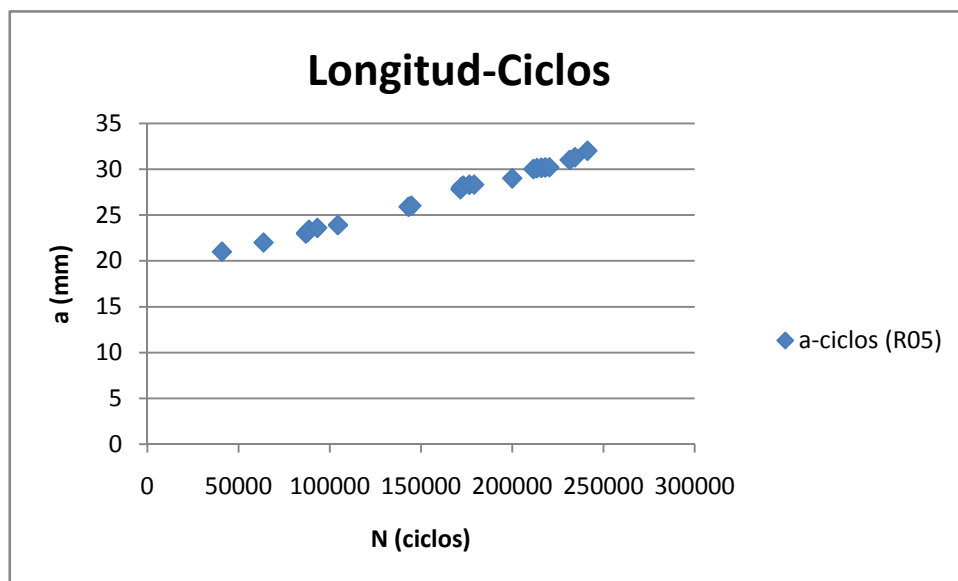


Figura 73. Longitud de grieta frente a número de ciclos R05

Se muestra la Ley de Paris que obtenemos a través de los datos que nos da Abaqus (Figura 74).

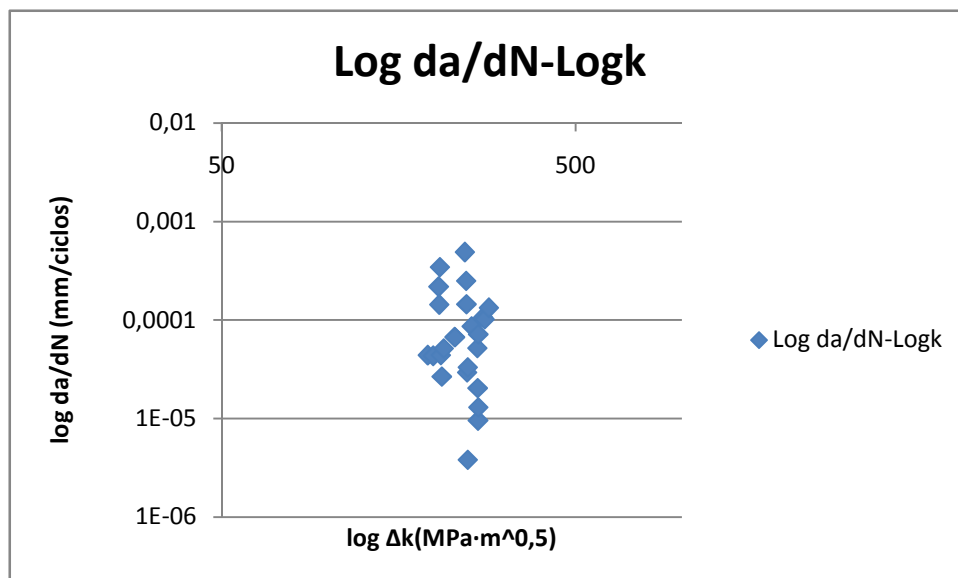


Figura 74. Ley de Paris aluminio R05

Se muestra a continuación la evolución del COD frente a la variación de la carga, para una longitud de grieta de 30 mm desde los bulones (Figura 75). Se observa cómo se incrementan las distancias debido a la apertura de la grieta. Se comprueba si existe falta de linealidad.

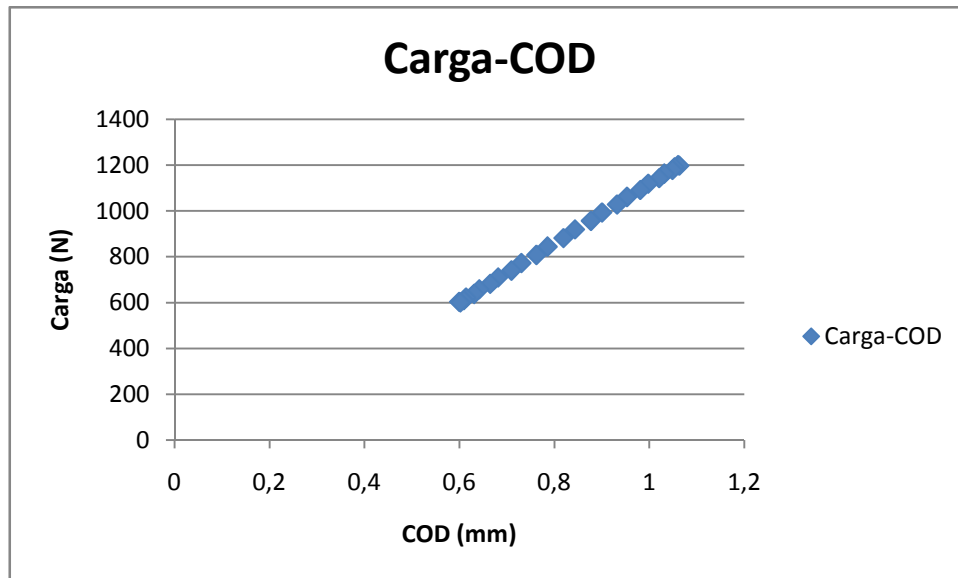


Figura 75. Carga vs COD para aluminio R05 longitud de grieta 10mm

Se muestra en la siguiente figura la variación del offset frente a la carga, buscando esos parámetros discordantes, que presenten la falta de linealidad. Este gráfico pone de manifiesto que en el caso de la probeta R05 no existe fenómeno de cierre ya que la grieta se encuentra abierta en todo el rango de carga (Figura 76).

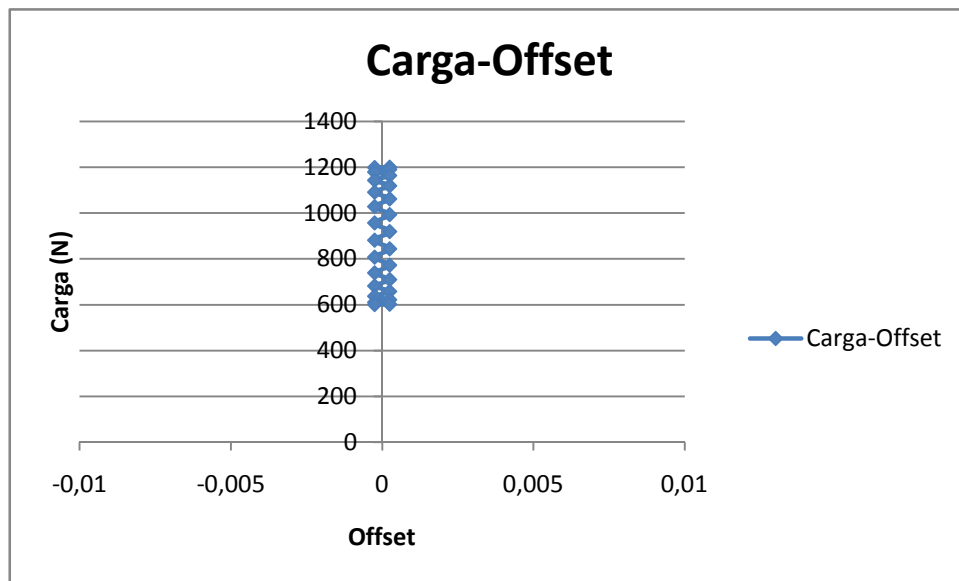


Figura 76. Carga vs offset aluminio R05 longitud de grieta 10 mm

5.2.2 COMPARACIÓN DE RESULTADOS NUMÉRICOS Y EXPERIMENTALES

Se muestran a continuación la comparativa de los resultados numéricos obtenidos a través de Abaqus y los resultados experimentales que se nos han facilitado.

En los valores que se muestran para R0, se puede observar una progresión adecuada a la evolución que se produce experimentalmente.

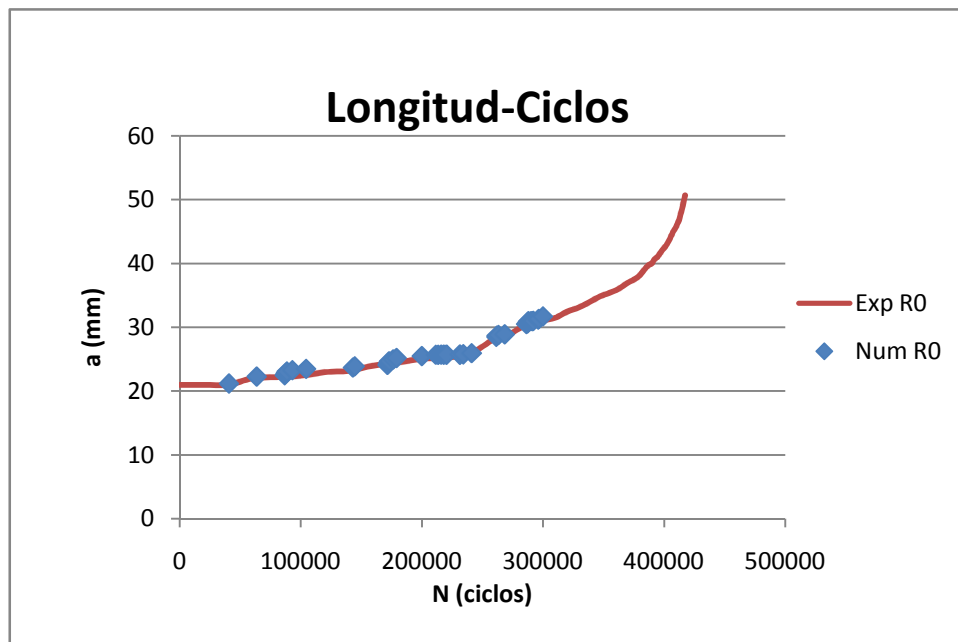


Figura 77. Comparativa datos experimentales y teóricos R0

En la siguiente imagen se vuelve a ver una progresión adecuada con la obtenida experimentalmente.

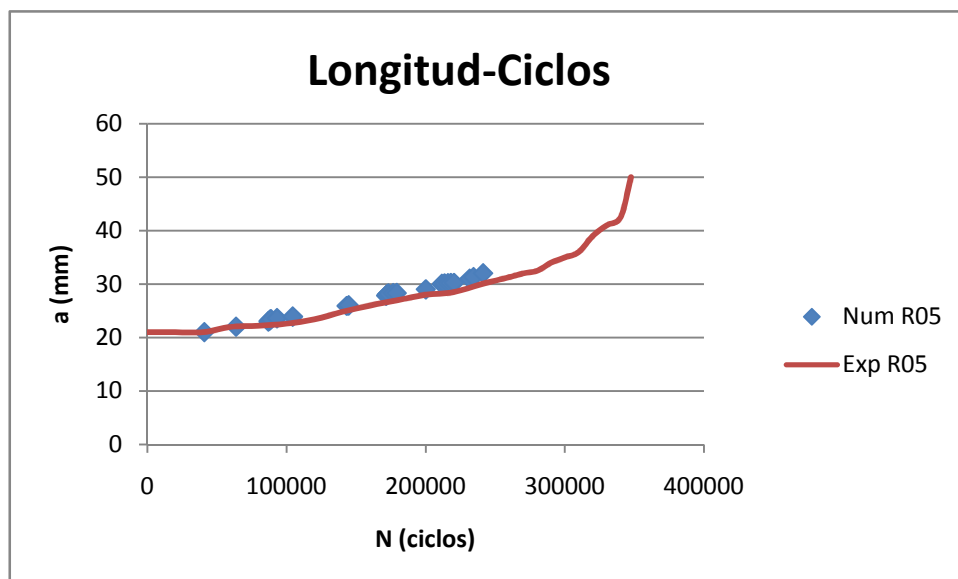


Figura 78. Comparativa datos experimentales y teóricos R05

Para observar con mayor veracidad los resultados, se deben de mostrar en un gráfico para ver la similitud entre los resultados que se han obtenido experimentalmente, y aquellos que se han obtenido de manera teórica. En la

siguiente gráfica representamos los valores numéricos y experimentales para el crecimiento de grieta (Figura 78.1). Se puede valorar como el crecimiento de la grieta a ciclos bajos antes de llegar a los 120.000 ciclos se mantiene un crecimiento muy similar, que al superar dicho número de ciclos se incrementa de manera significativa. Se observa como el crecimiento se separa al pasar los 300.000 ciclos donde para R05 se vuelve casi vertical, mientras que para R0 sigue teniendo una pendiente menos elevada. En cuanto al ajuste de los puntos medidos de modo numérico se puede apreciar un ajuste bueno con los valores experimentales.

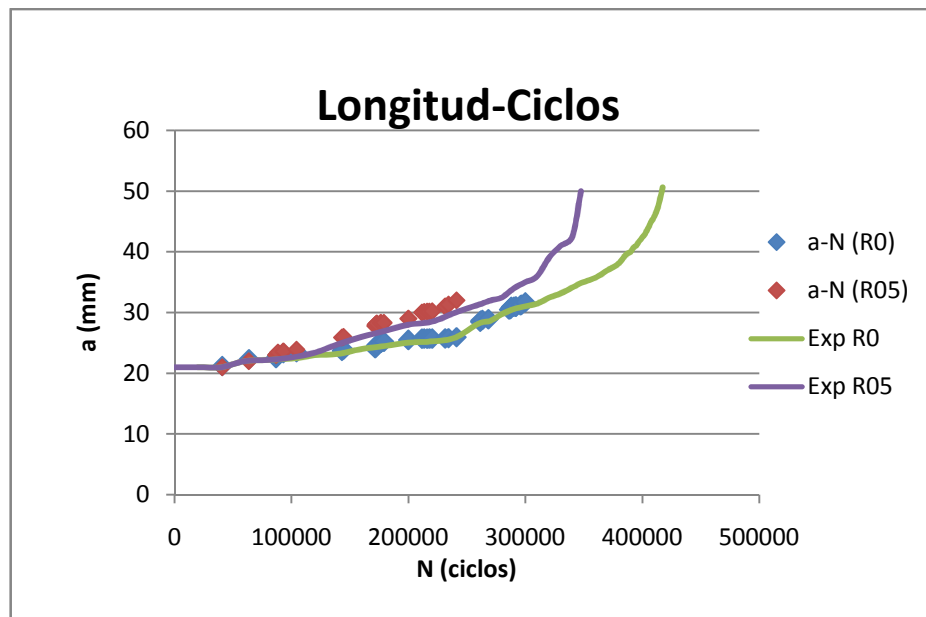


Figura 78.1 Comparativa datos experimentales y numéricos R0 y R05

En la siguiente imagen se pueden ver los valores numéricos de la ley de Paris para los ratios de carga R0 y R05, como se observa los valores de crecimiento estable de la grieta a fatiga son similares, aunque los datos obtenidos para R0 se encuentran algo desplazados hacia la izquierda. Mediante la ley de Paris se puede visualizar que el crecimiento de la grieta para ratios iguales es similar (Figura 78.2).

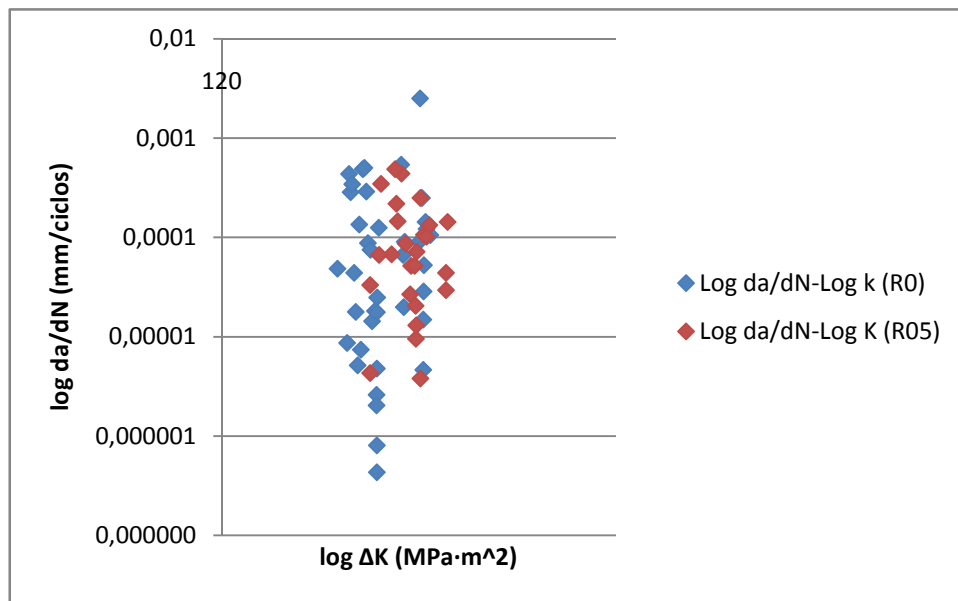


Figura 78.2 Comparativa datos experimentales y numéricos R0 y R05

5.3 RESULTADOS DEL TITANIO

Como se explicó para el aluminio es muy importante que cotejemos los resultados obtenidos con lo que hemos realizado durante el modelado, si para el caso del titanio utilizamos un ratio de carga de R0.6 tendremos que asegurarnos que sobre la geometría actúa las fuerzas dentro de los rangos delimitados. Además de que sucedan los desplazamientos tal y como son de esperar.

5.3.1 RESULTADOS NUMÉRICOS

Se muestra a continuación los resultados numéricos obtenidos para el titanio, en la siguiente imagen se puede apreciar la distribución de tensiones de Von Mises, para una longitud de grieta en torno a los 9 mm. Se ve como la tensión que se genera en la parte trasera de la pieza se comienza a unir con la existente en la punta de la grieta, se representa a carga máxima (Figura 79).

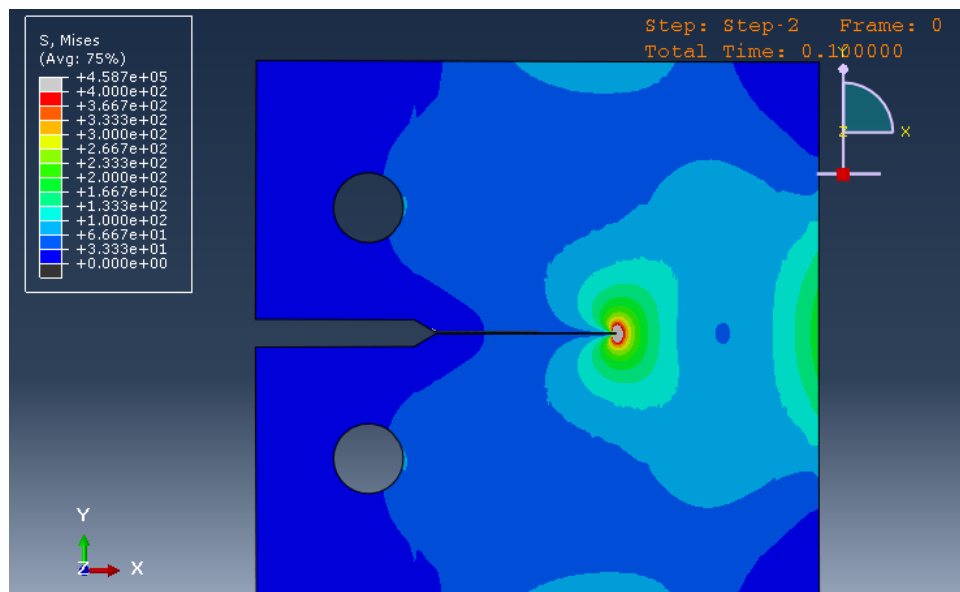


Figura 79. Distribución de tensiones probeta de titanio R06 longitud de grieta 8 mm

En la siguiente imagen se muestran los desplazamientos totales que sufre la probeta de titanio, para un ratio de carga de R06, que va desde los 450 N hasta los 750 N (Figura 80).

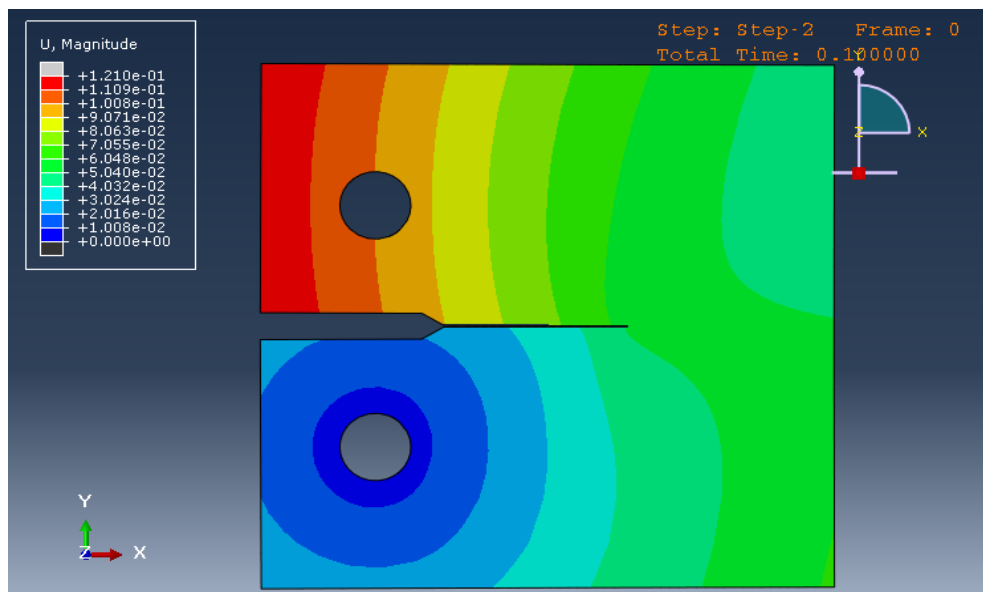


Figura 80. Desplazamientos totales probeta de titanio R06

A continuación representamos la longitud de la grieta frente a los ciclos, vemos el rápido crecimiento de la grieta, que antes de llegar a los 13.000 ciclos ya ha pasado los 9 mm de grieta. El crecimiento de la grieta en el Titanio es mucho mayor que en el aluminio, pero hay que saber que el espesor de esta probeta es de 1 mm mientras que la de aluminio era del doble. Además el ratio de carga soportado por la probeta de titanio va desde 450 a 750 N.

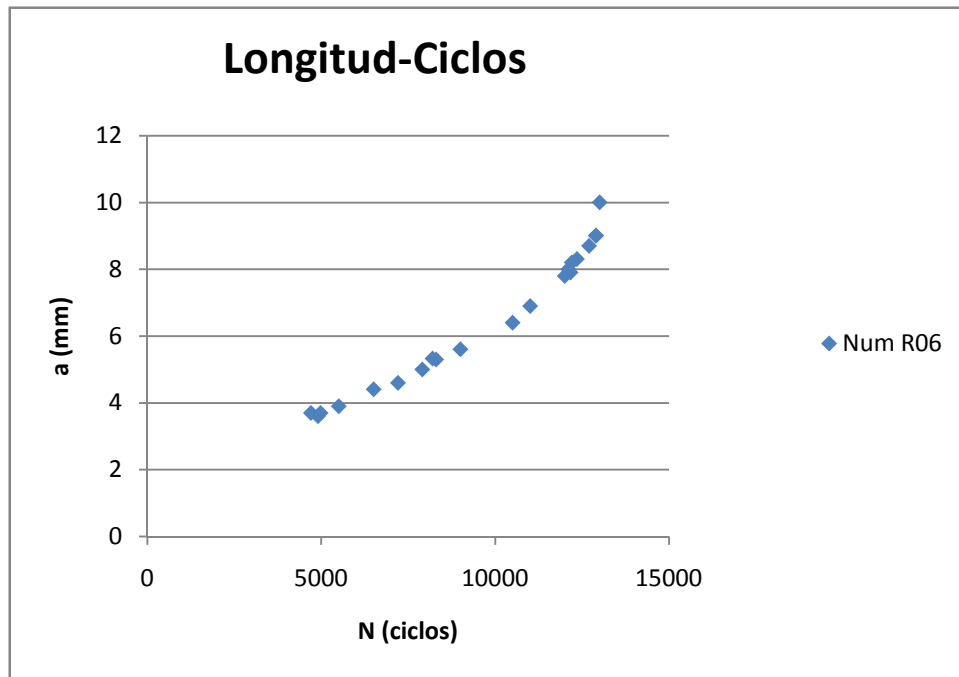


Figura 81. Longitud de grieta frente a ciclos R06

Mostramos en la siguiente imagen, la ley de Paris para el crecimiento de la grieta, en la probeta de titanio (Figura 82). Que representará el crecimiento de la grieta en la zona estable de la misma. El crecimiento para esta probeta resulta elevado ya que a ciclos bajos en torno a 5.000 ciclos comienza su crecimiento. de manera exponencial

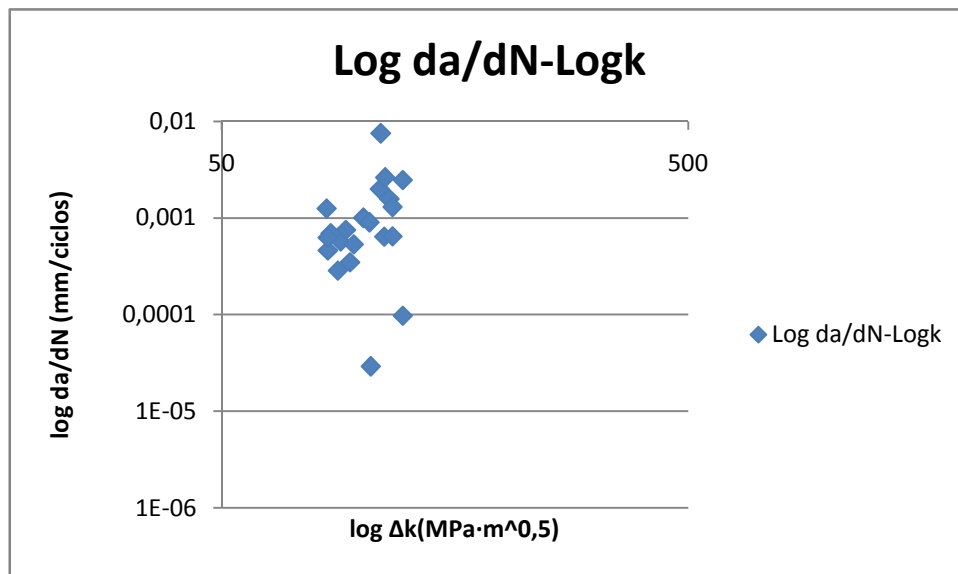


Figura 82. Ley de Paris para titanio R06

Mostramos la carga frente el crecimiento del COD, para ver si existe perdida de linealidad (Figura 83). Puede apreciarse como el rango de cargas va desde 450 a 750 N por lo que entre estos parámetros no existirá cierre de grieta, ya que la grieta ante estas cargas no llega a cerrarse, como se aprecia en las simulaciones realizadas.

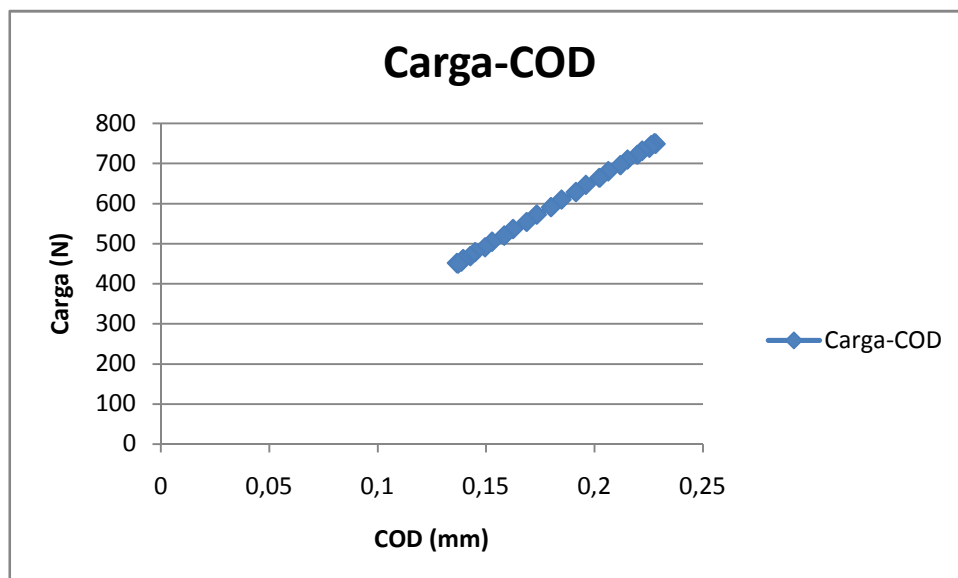


Figura 83. Carga frente a COD para titanio longitud de grieta 8 mm

Se observa como en el offset se puede ver que no hay ninguna pérdida de linealidad ya que la grieta no llega a cerrarse. Para valores tan altos de carga nos se presenta el COD, ya que la grieta permanece abierta ciclo tras ciclo (Figura 84).

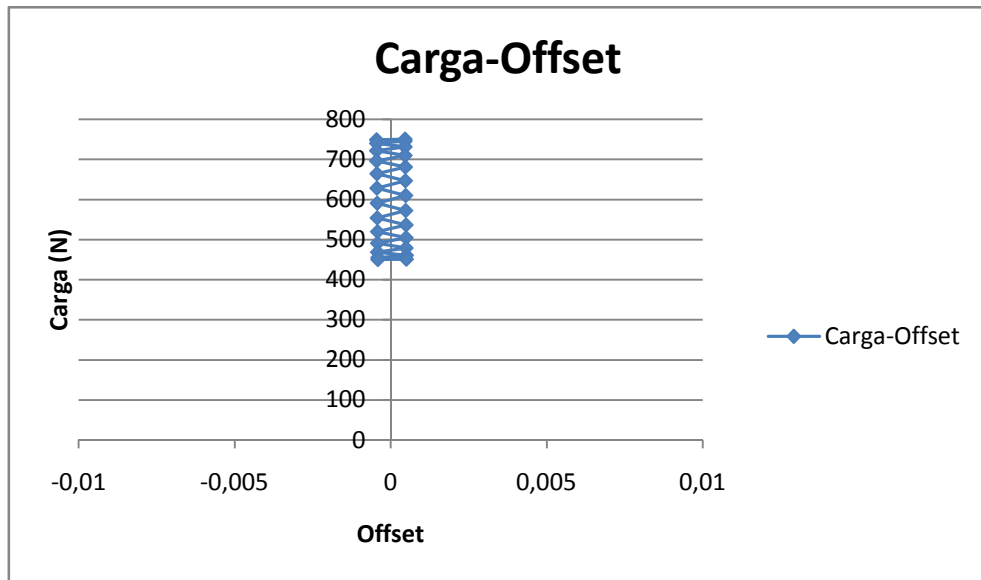


Figura 84. Carga frente a offset R06 longitud de grieta 8 mm

5.3.2 COMPARACIÓN DE RESULTADOS NUMÉRICOS Y EXPERIMENTALES

Se puede comparar en la siguiente figura el crecimiento de grieta experimental frente al numérico que obtenemos de Abaqus (Figura 85). Se vuelve a ver una buena similitud entre datos experimentales y numérico, ello se debe a la definición de las constantes en el criterio de fractura que marcarán el crecimiento de la grieta en el proceso a fatiga. Se observa que se prescinden de la toma de datos iniciales, se debe a que en esos ciclos no se produce crecimiento de la grieta por lo que se queda estable con la misma medida, por lo tanto no procede evaluar el crecimiento de ésta.

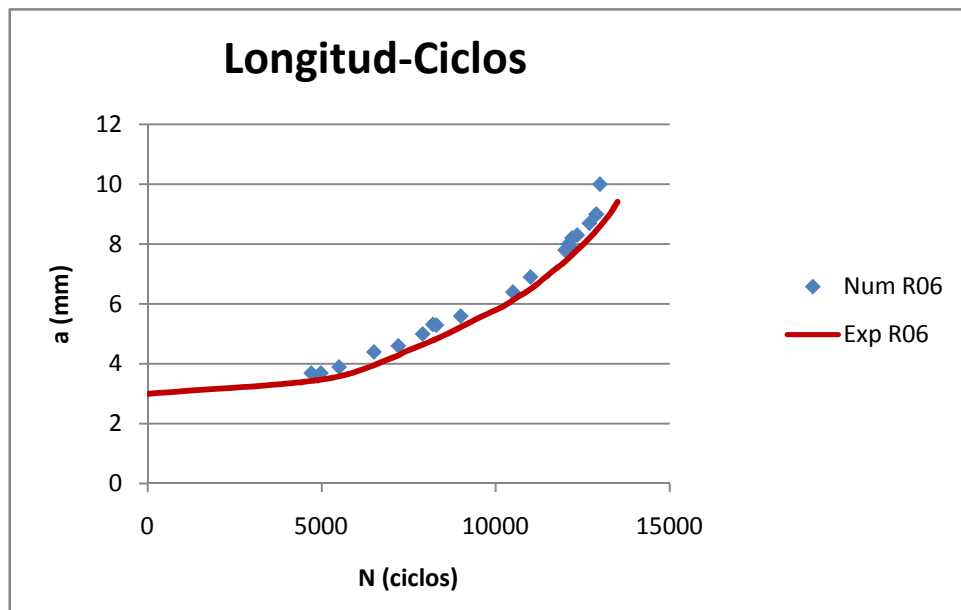


Figura 85. Comparativa datos experimentales y teóricos R06

6. DIFICULTADES OBSERVADAS

Las adversidades encontradas durante el desarrollo de este trabajo han sido varias y de diferentes tipos. Una de las principales dificultades ha sido la gran capacidad de memoria interna requerida para la ejecución de los archivos que en ocasiones dificultaban la realización del modelado como se indica en la bibliografía. Aún disponiendo de un ordenador de 1000 GB de memoria resultaba imposible completar las simulaciones, llegando el peso de los archivos generados a 100 GB, aparecía en el ordenador un mensaje en el cual se mostraba la imposibilidad de realizar dicha simulación. Y es que para la correcta medición del COD era necesario dividir cada ciclo como mínimo en 50 partes, para tener una muestra representativa del desvío de la linealidad en el cierre. Para intentar solucionar éste problema del peso de los archivos se tomaron distintas decisiones, una de las más inmediatas para intentar disminuir el peso de los archivos fue la de incrementar el tamaño de la malla, sobretodo donde no era muy determinante, así como el tamaño del incremento, intentado que no repercutiera en la estabilidad de la simulación.

En la búsqueda de aligerar el peso de la simulación, se trató de implementar una opción muy efectiva para ciertos casos. Esta opción es el de *Time Points* en el cual podemos elegir una fracción dentro del tiempo del *step* y hacer que las salidas solo se tomen para esta pequeña fracción elegida, con lo que puedes ahorrar la mayoría del peso de la simulación a la hora de establecer las salidas. Esta opción interesaba ya que podrías decidir una franja completa de tiempo, es decir un periodo y definiendo el tamaño de incremento, tomar las medidas solo para este ciclo en concreto. El problema aparece en el modo que tiene Abaqus para la toma de los datos de salida, el cual solo los realiza en el momento en los que la grieta crece, por lo que para usar esta herramienta se debe de conocer en que instante la grieta va a crecer y en ese tiempo colocar dicho *Time Points* algo que no se puede realizar. Tampoco se puede definir que de las salidas cada n incrementos mayor que uno ya que estaríamos perdiendo información del COD en un el periodo concreto.

Otra de las dificultades es la encontrada en la metodología, ya que debemos medir el COD de la grieta, pero este debe ser medido en un proceso de crecimiento a fatiga. En este crecimiento a fatiga debe estar presente la plasticidad del material de la cual tenemos los datos necesarios para implementarla, la dificultad se presenta a la hora de elegir el modelo de desarrollo de fractura para Abaqus, puesto que el método presente existente visto en distintas bibliografías y en la Guía de Usuario de Abaqus para crecimiento de grieta a fatiga es el XFEM, método de elementos finitos extendidos. Los problemas encontrados han surgido por la implantación de las propiedades plásticas, las cuales daban peores resultados. Así implementado el módulo de Young y el coeficiente de Poisson, junto con la evolución del daño se obtuvieron mejores resultados. Mientras que al implementar los valores plásticos se presentaban multitud de problemas de convergencia como se comenta posteriormente.

La imagen que se muestra a continuación, es una simulación realizada con XFEM y la plasticidad, para que pudiera converger se realizaron varios *steps* con ciclos de valor bajo y sus incrementos altos para que no saltaran los

fallos por no convergencia, en los que el mensaje suele ser "*too many attempts for this increment*".

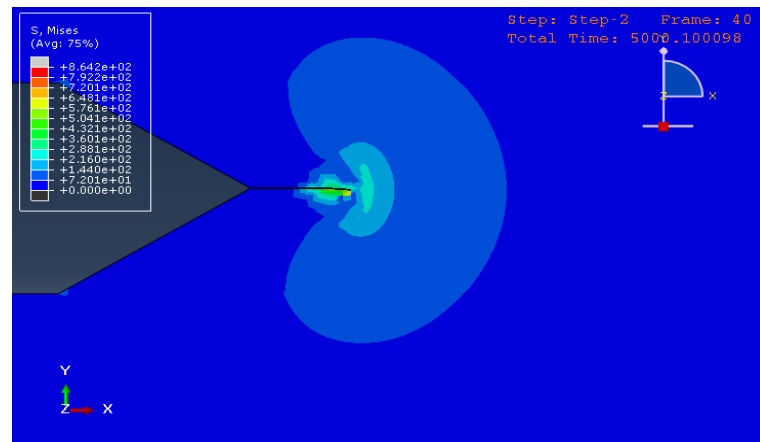


Figura 86. Glóbulo de tensión defectuoso

Observamos que durante el crecimiento la tensión máxima no se encuentra en la punta de la grieta y quedan residuos de tensión a lo largo de la grieta, algo no muy normal (Figura 86).

En búsqueda de la aplicación de la plasticidad se procede a la búsqueda de un método alternativo dentro de las opciones de Abaqus el cual permita la definición de estos valores, y se encuentra el método J-Integral, método que para el que se puede usar una evaluación íntegramente plástica. J-integral utiliza la teoría de la deformación plástica, tal y como se usa en la bibliografía *Engineering Fracture Mechanics*, metodología desarrollada por Kumar [3] en 1981. En este tipo de análisis elásticos y completamente plásticos, se usa una simple fórmula, para obtener valores aproximados de J-integral en momentos que la carga sobrepasa los niveles de límite elástico. El método ofrece una simple técnica para la evaluación de los defectos, y aporta los valores puramente plásticos J-Integral que están disponibles. Abaqus cuenta con la deformación plástica de Ramberg-Osgood [3], teoría modelada para este propósito. Ya que el COD es una causa debido a la plasticidad buscamos éste método alternativo.

7. METODOLOGÍA ALTERNATIVA

En la metodología alternativa que se presenta como se ha explicado en el apartado anterior es la implantación de la teoría de la deformación plástica a través de la J-integral. Para ello se debe realizar un nuevo modelo implementando paso por paso, como se ha explicado en este trabajo. Excepto en el mallado, éste se explicará brevemente, también el tipo de grieta, que será de tipo contorno integral, y las salidas, todo ello se explicará más brevemente en este apartado además de mostrar los resultados finales obtenidos, para este modelado.

Lo primero que se debe realizará es una partición de la geometría diferente a la que se ha venido realizando. Ahora interesará realizar una especie de tela de araña, el centro de la cual está situada en el vértice de la grieta. Por lo que la partición de la probeta deberá adecuarse a la malla buscada. La realización de esta partición se presenta en la siguiente imagen (Figura 87).

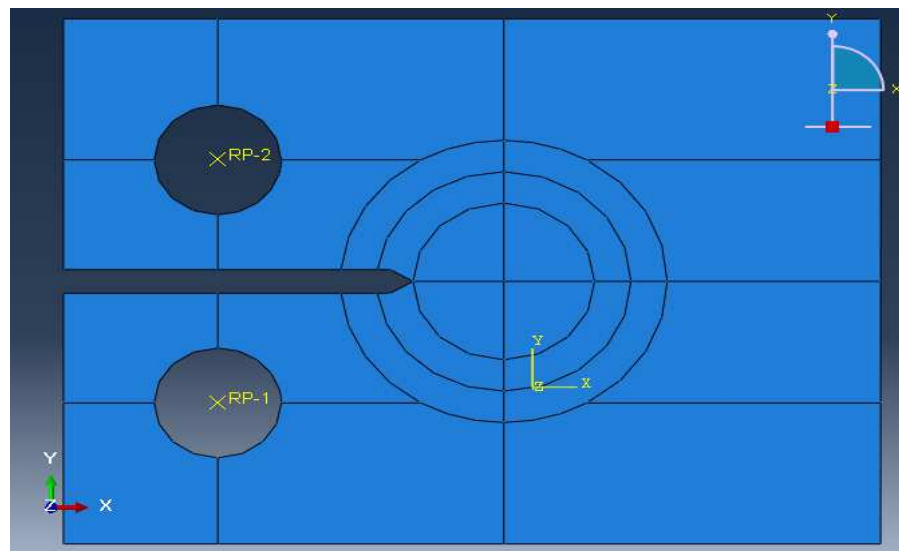


Figura 87. Partición para método de contorno integral

Como se aprecia en la figura se realizarán círculos concéntricos alrededor del vértice de la grieta, y estos se dividirán en secciones. Para el mallado de la pieza, ya no se utiliza, una malla estructurada. Se selecciona el modo de mallado *free* y *sweep*, que será mallado libre y barrido. Colocando las semillas

de modo exista mayor número de éstas en el centro del círculo y conforme nos alejamos de éste, el número de semillas disminuya con lo que el tamaño de la celdilla aumentará. Se muestra en la siguiente figura como queda el mallado.

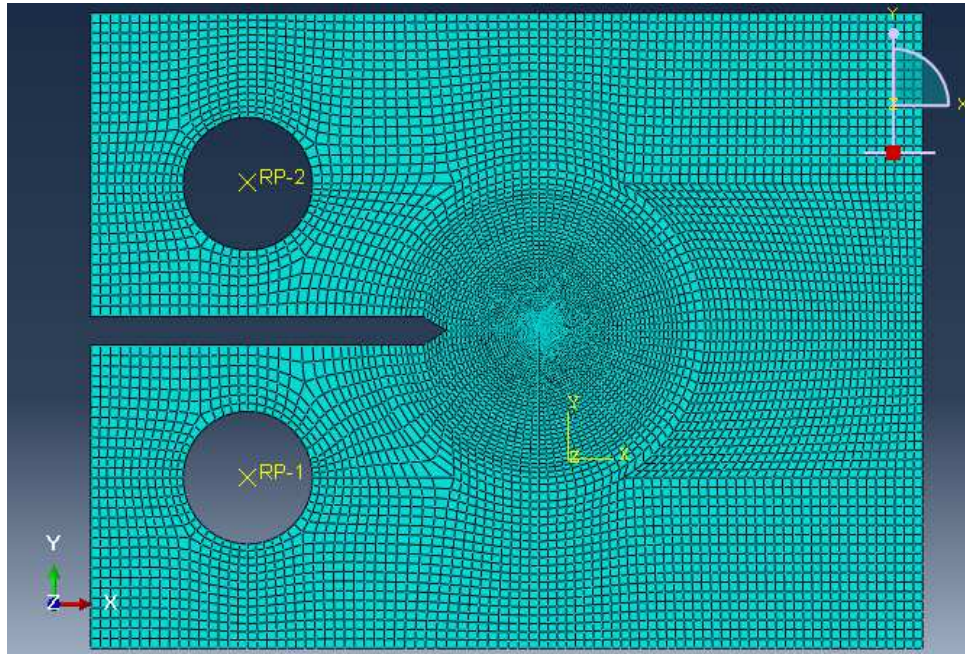


Figura 88. Mallado para método contorno integral

Se observa como la disposición de la malla recuerda a una tela de araña (Figura 88), y podemos visualizar como en el centro el tamaño de los elementos es mucho menor conforme nos alejamos de éste.

Para la creación del *Step* en este caso utilizaremos uno del tipo estático, con una amplitud definida desde la carga mínima hasta la máxima. Esta amplitud se tabula y se sitúa a la hora de definir la carga. Cuando se define el *Step* es muy importante seleccionar la opción *Fixed* y activar la no linealidad geométrica, para que así el modelo trabaje con la teoría de la deformación plástica.

Otro parámetro de gran importancia que varía es la grieta. Hay que definirla de tipo contorno integral. Hay que indicarle el vector de crecimiento de la grieta que en este caso será en la dirección $(1,0,0)$, se debe seleccionar el vértice de la grieta, así como los diferentes contornos que la contienen. Dentro de la opción de editar la grieta el parámetro *Midside node parameter* se le

otorga un valor de 0.25, como se nos indica en la guía de Abaqus para la cuando deseamos que colapsen los nodos de manera individual, y seleccionaremos que colapse cada nodo individualmente (Figura 89).

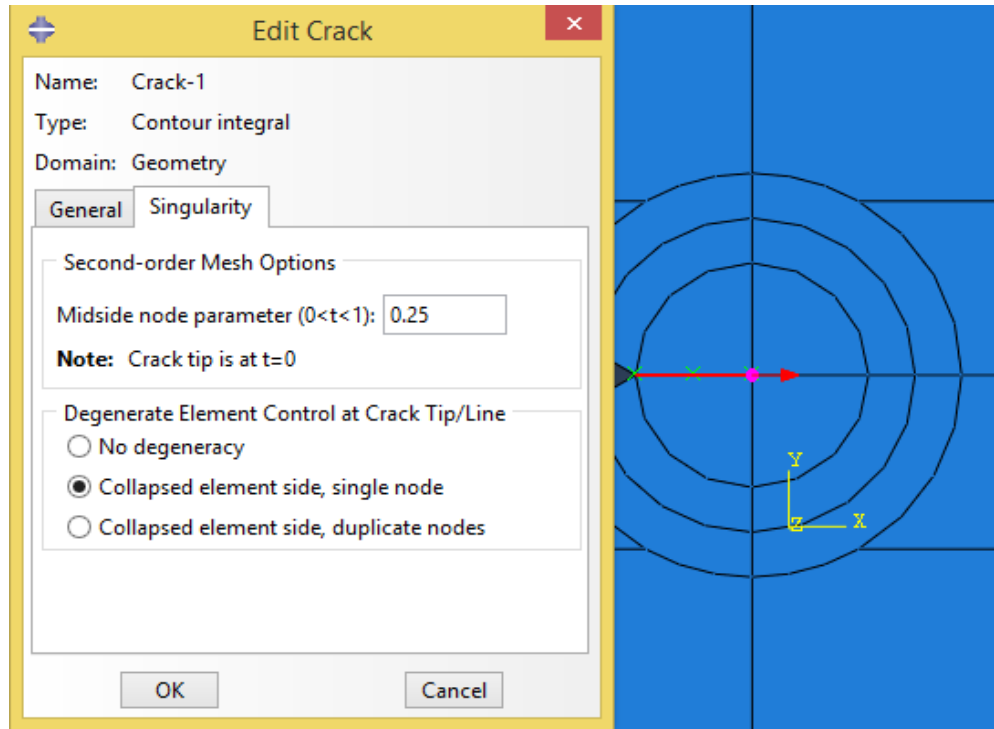


Figura 89. Edición del tipo de grieta en Contorno Integral

Una vez definida la grieta de tipo contorno integral, se deben generar las salidas. Se tiene que modificar un parámetro muy importante, en el módulo de *History Output*, definimos la salida para el contorno integral. Debemos seleccionar el tipo de contorno integral que en este caso será el J-integral, para poder introducir la plasticidad en la simulación (Figura 90).

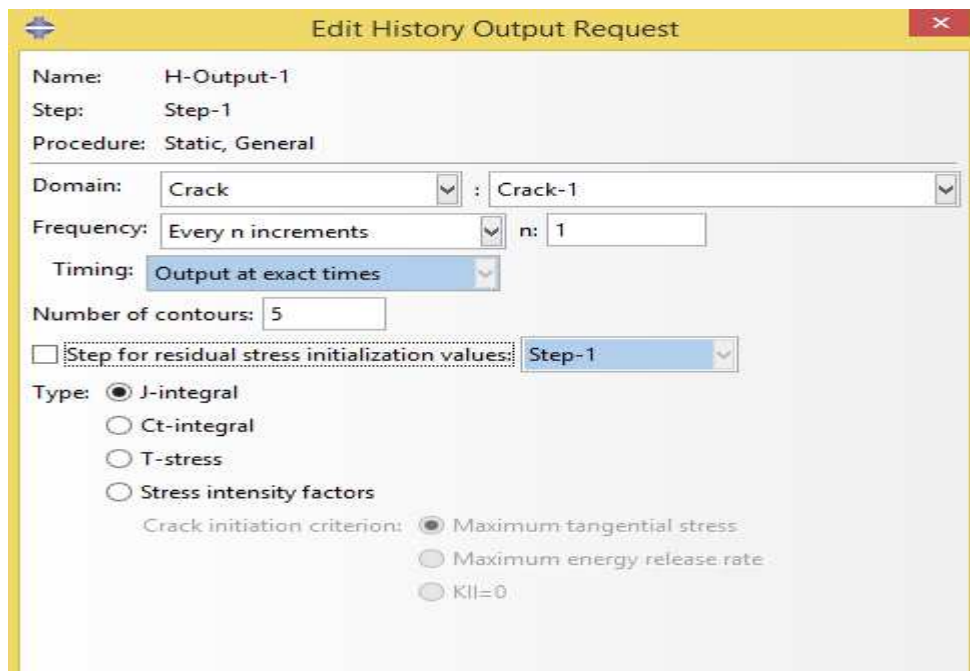


Figura 90. Selección del método J-integral

Tras explicar brevemente los pasos seguidos para definir este modelo alternativo, en búsqueda de la aplicación de la teoría de la plasticidad, mostramos los resultados obtenidos en este procedimiento. En la siguiente imagen se muestra la distribución de tensiones de Von Mises en la geometría (Figura 91).

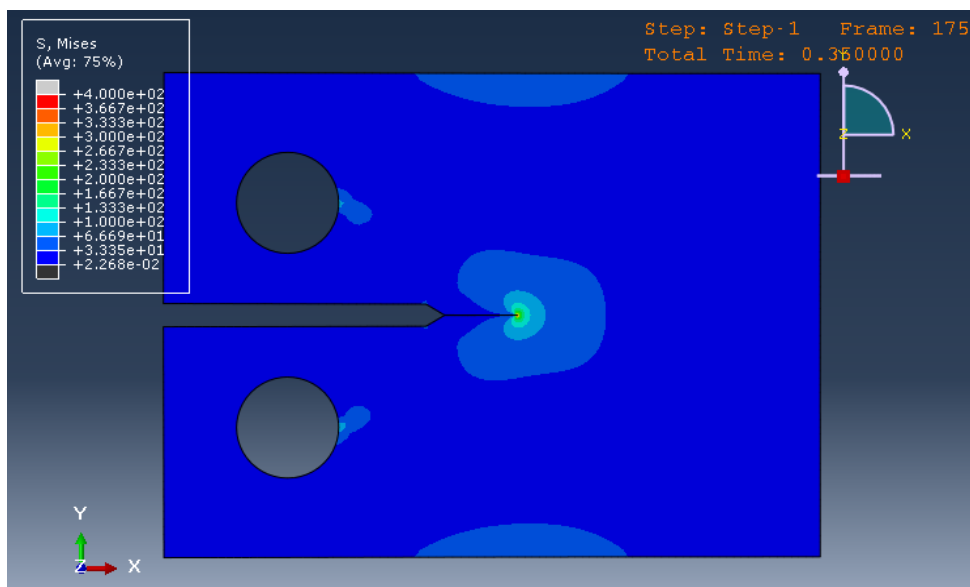


Figura 91. Distribución de tensiones con plasticidad

Se ven los desplazamientos sufridos por la geometría, en el máximo del ciclo (600N). Observamos como la esquina inferior izquierda sufre desplazamiento debido al giro existente en el bulón inferior (Figura 92).

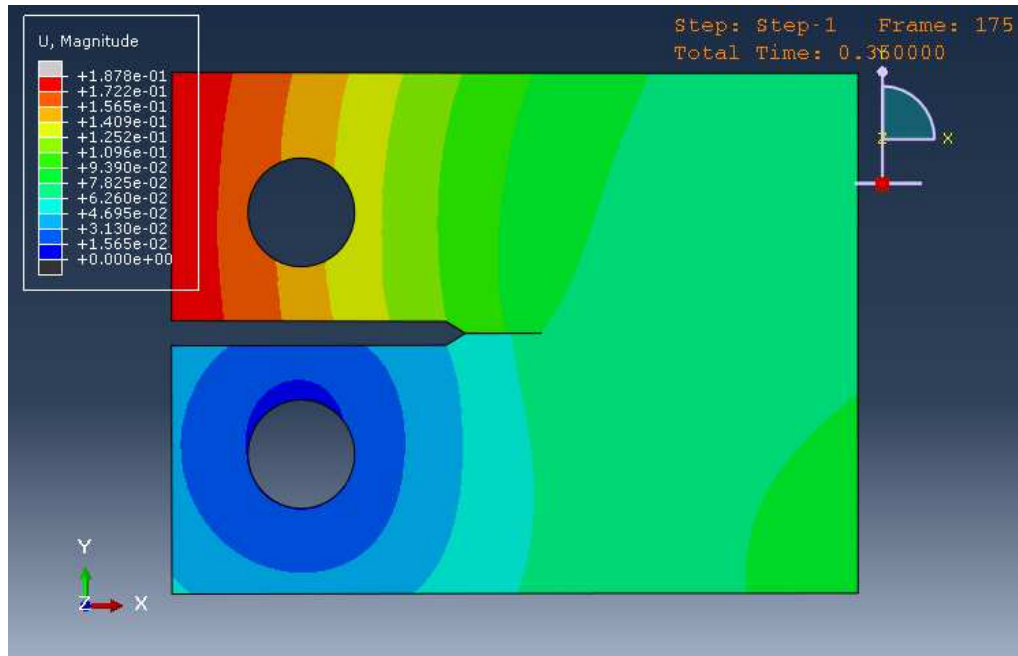


Figura 92. Desplazamientos totales probeta aluminio R0

En esta figura mostramos la representación de la fuerza frente al COD, buscando la falta de linealidad al final del cierre, debido a la dificultad de visualizarlo a simple vista la buscaremos a través del offset (Figura 93).

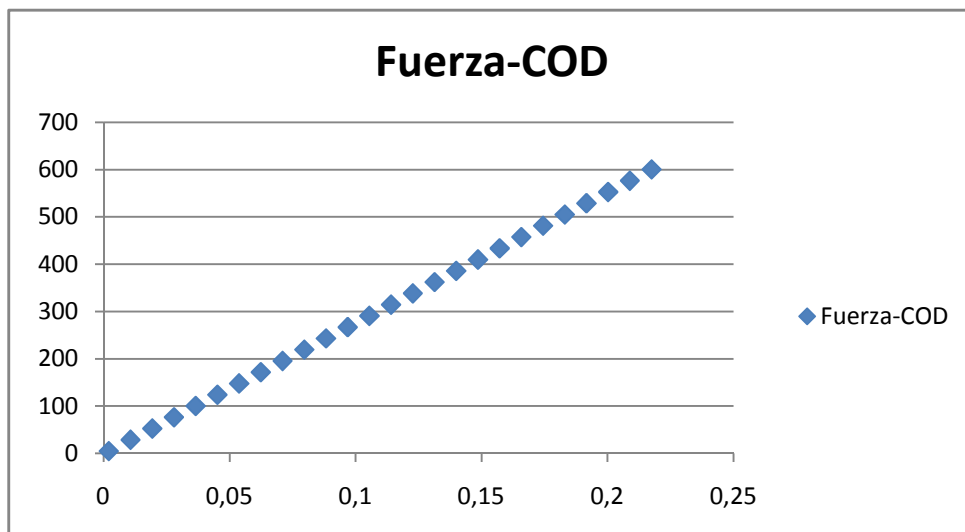


Figura 93. Fuerza frente al COD probeta aluminio R0 J-integral

En la figura siguiente se aprecia una muy ligera desviación a partir del valor de carga 200N. Por lo que no podemos afirmar con rotundidad que los efectos de la plasticidad estén influyendo en el cierre de la grieta (Figura 94).

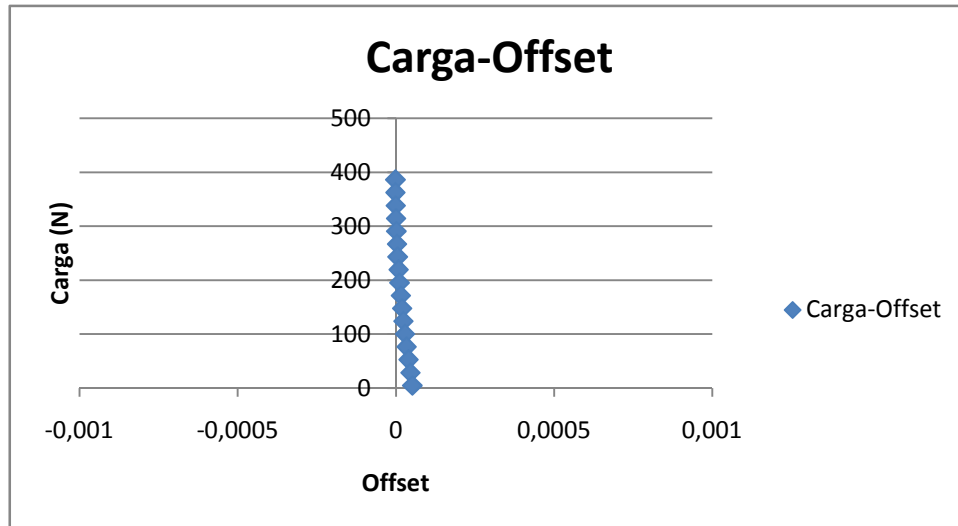


Figura 94. Carga frente a offset probeta aluminio R0 J-Integral

Aprovechando este método podemos mostrar la variación de la tasa de liberación de energía con la carga (Figura 95), mostraremos primero como lo muestra Abaqus y posteriormente lo representaremos para solo medio ciclo.

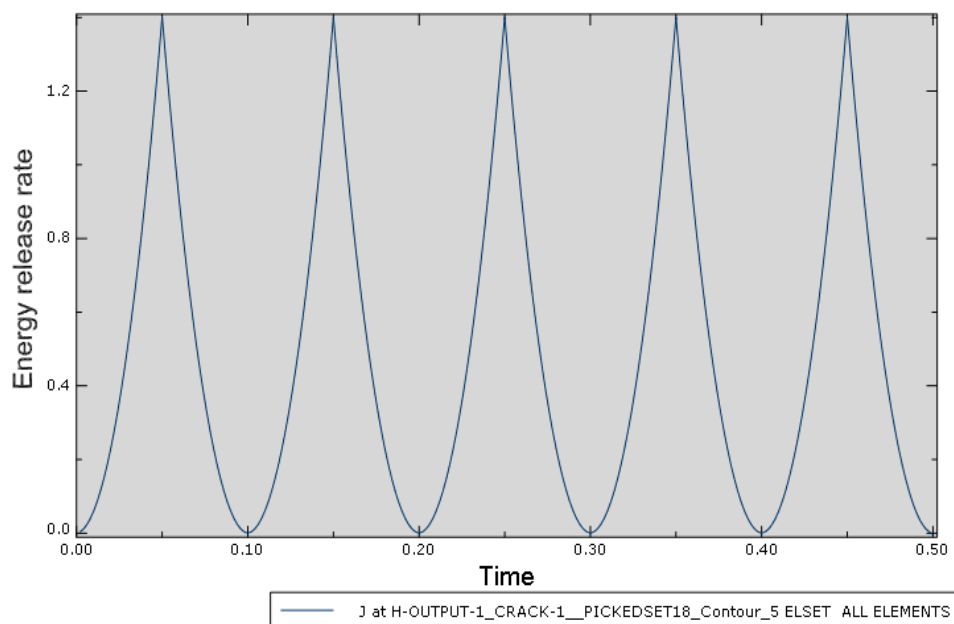


Figura 95. Tasa de liberación de energía frente al tiempo

Si se representa medio ciclo, podemos observar mejor como se incrementa la tasa de liberación de energía con el incremento de la carga (Figura 96).

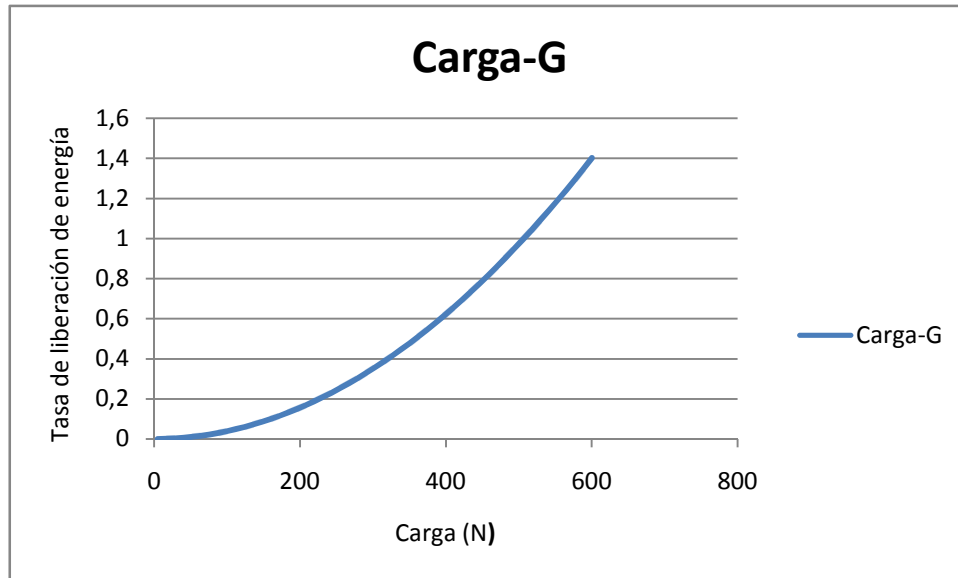


Figura 96. Tasa de liberación de energía frente a la carga

Con esta metodología también se pueden obtener los SIFs, factores de intensidad de tensiones. Se puede seleccionar obtenerlos para el criterio de iniciación de la grieta de la tasa máxima de liberación de energía. La cual nos da los resultados de los factores de intensidad de tensiones para la dirección 1 y 2. Se puede ver en primer lugar los valores que adopta K_I y en la imagen siguiente los valores de K_{II} .

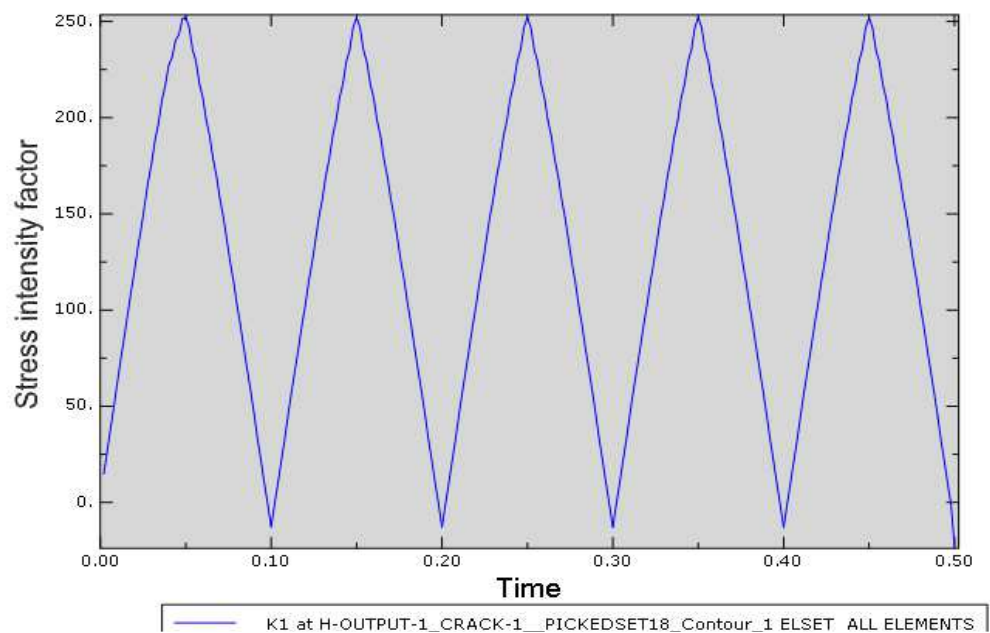


Figura 97. Factor intensidad de tensiones K_I frente al tiempo

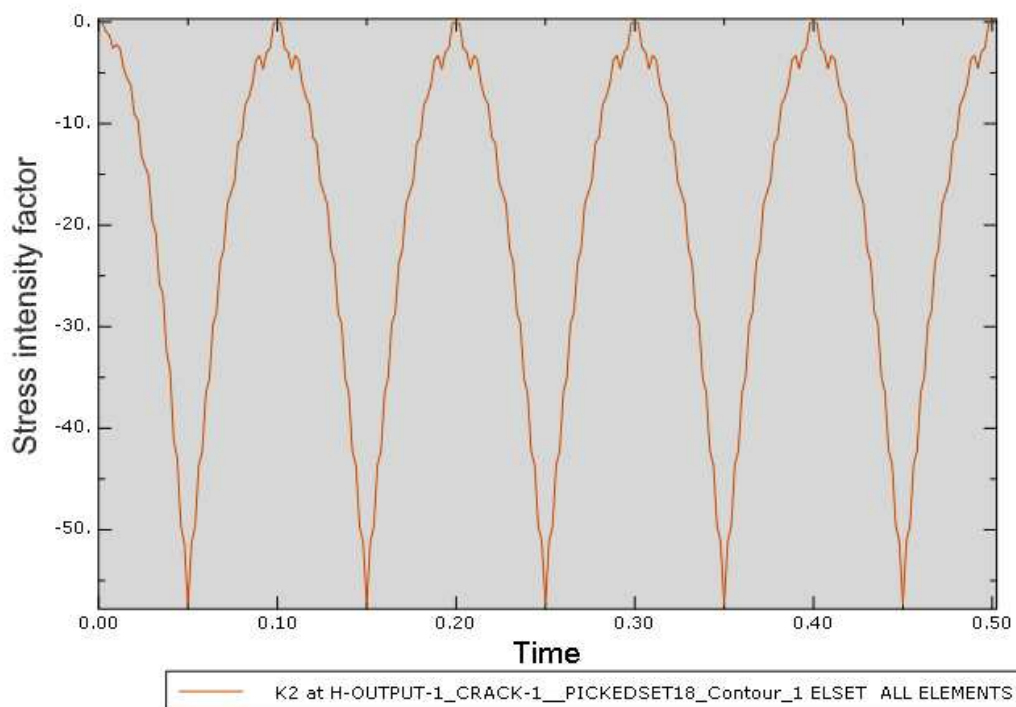


Figura 98. Factor intensidad de tensiones K_{II} frente al tiempo

También con este procedimiento se nos facilita los valores de la dirección del crecimiento de la grieta *crack propagation direction* Cpd . Como hemos definido cada 0.1 s tiene lugar un ciclo que va en este caso de 5 N hasta 600,

dicho modelo alternativo lo hemos realizado para el aluminio con ratio de carga R0.

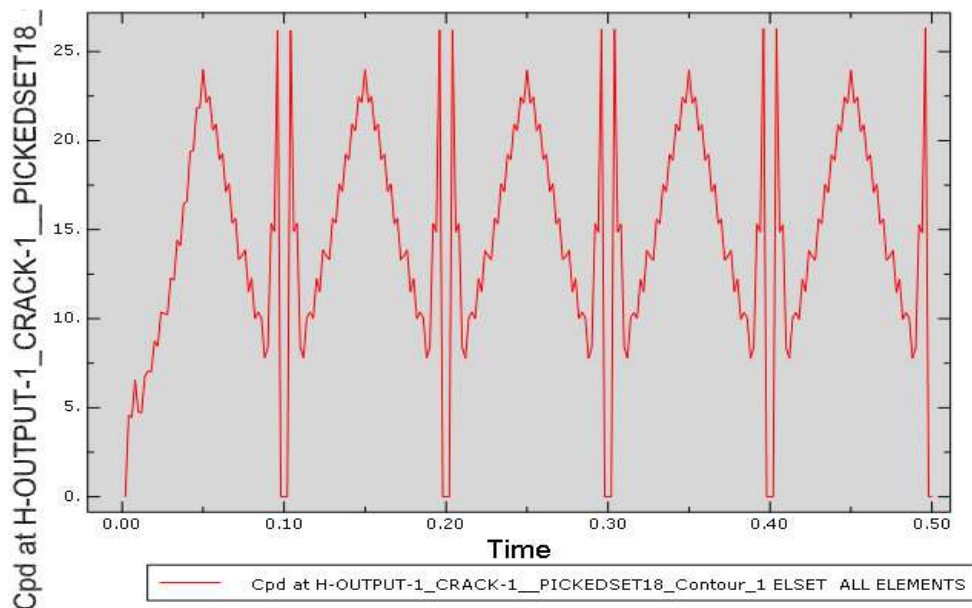


Figura 99. Dirección de propagación de la grieta

8. CONCLUSIONES

Al finalizar este trabajo fin de grado he podido comprobar y aprender distintos aspectos del análisis numérico, obteniendo gran variedad de conclusiones y entendiendo la dificultad que entraña esta parte de la ingeniería tan necesaria. Una de las principales conclusiones que se alcanza cuando trabajas con este tipo de software es el orden y disciplina que has de tener para llegar a los resultados que deseas, por lo que haremos en este apartado un recorrido por todo el trabajo valorando las mejores opciones que se deben adoptar para unos resultados óptimos.

Antes de comenzar a modelar nada, ni tan si quiera realizar la pieza, hay que estudiar con detenimiento el problema que nos atañe y lo que queremos sustraer de él. Así podremos comprobar si el software que vamos a utilizar dispone del tipo de modelo que necesitamos realizar. Por ejemplo, si en nuestro trabajo se necesitan estudiar la viscosidad de un fluido, necesitaremos

un modelo de análisis que introduzca este parámetro y que el software con el que vamos a trabajar tenga disponible este modelo para analizar nuestro problema.

Una vez que se entienda el modelo que se va a utilizar para simular el problema, se comenzará con el modelado. Y para este caso, como ya se ha comentado a lo largo del trabajo es de gran importancia la manera en la que se malle nuestra geometría. Pero antes de mallar, se tendrá que visualizar la forma de la pieza que se tiene para dicho problema, y analizar las partes de ésta que son más importantes para la hora de obtener los resultados. Habiendo realizado este análisis, uno de los pasos más importantes que se debe de tomar y que es necesario meditar es la partición que se realiza en la pieza para que ésta quede de tal manera que en pasos posteriores facilite el trabajo de mallado y no lo dificulte. Se intenta siempre formar zonas regulares con la partición a no ser que sea imposible, pero de esta manera se genera de forma óptima el mallado.

A la hora de mallar es muy importante seleccionar el tipo de malla y la forma de ésta, según el modelo que se vaya a seleccionar. Para este caso por ejemplo el óptimo es una malla estructurada para toda la pieza y de tipo CPS4, de esta manera XFEM realizará mejor la simulación, no obstante también se pueden realizar mallados libres aunque se obtendrán peores resultados.

Cuando hay que mallar, se tendrá que realizar con mucha precisión la colocación de las semillas para que quede de la manera que se desea, así como cuidar siempre donde se quiere obtener la información, ya que la malla debe ser más fina, que donde ésta no nos interesa. Así, si se estudia el desarrollo de una grieta se refina más esa zona de propagación que las zonas más alejadas de ésta.

Otro aspecto clave de la definición del modelo, son las condiciones de contorno, variando de manera exagerada si nos equivocamos en este paso o no interpretamos bien la física del problema. Así deberemos ser cuidadosos y definir correctamente dónde se pueden producir giros o donde habrá que limitar los desplazamientos.

En la definición de los *Steps* hay que tener gran cuidado con el tamaño de incremento, ya que se tiene que buscar el equilibrio entre el coste computacional y la estabilidad del problema, a la conclusión que he llegado es que para este caso, como mínimo 50 partes por ciclo, para que el problema sea estable. El tamaño de ciclo marca los pasos que seguirá la pieza a lo largo de la trayectoria de carga definida por lo que para que la simulación se ajuste a la realidad cuanto menor sea el tamaño más veraz será la simulación. Así se debe cuidar también las amplitudes elegidas para la carga, y un paso fundamental para la comprobación de que el modelado es correcto es analizar siempre la carga que se está generando y la que sufre la pieza.

A la hora de definir los criterios de fractura, hay que tener gran cuidado en su elección, en nuestro caso La ley BK y la Power Law no variaban demasiado en sus resultados, pero sí variará de manera grotesca al definir las constantes explicadas en el trabajo. El criterio de fractura variará conforme modifiquemos estas constantes, por lo que para que la simulación sea semejante a la realidad, los datos experimentales de los que se sustraen estas constantes han de ser cotejados y precisos, para que la simulación resulte como se esperaba.

A la hora de definir las salidas, hay que pensarse bien que necesitamos y que parámetros no utilizamos para evitar trabajo innecesario y peso computacional. Y aunque en este trabajo no ha sido imposible hay herramientas que ayudan a aligerar el peso de la simulación como es *time points*, este módulo que he podido probar con excelentes resultados, pero que no he podido utilizar en este trabajo por la forma de desarrollarse la grieta en XFEM.

En lo que respecta a los resultados obtenidos, las simulaciones se han podido obtener longitudes de grieta a un número determinado de ciclos, muy similares a lo que se ha obtenido de manera experimental. Habiendo alguna discrepancia en ciertos puntos se puede afirmar que el ajuste es bueno. Pero en los resultados principales que se buscaban en este trabajo no han concluido como se esperaba. La medida del COD "*Crack Opening Displacement*", que se trata de un fenómeno que surge debido a la plasticidad que se produce durante

la propagación de la grieta a fatiga, es complejo de analizar mediante Abaqus. El único método de análisis del crecimiento de grieta a fatiga es el XFEM, que utiliza nodos fantasma, como se explicó durante este trabajo, pero éste modelo se basa en la teoría LEFM que es una teoría elástico lineal, por lo que con éste método no podemos analizar la plasticidad que es no lineal en la pieza.

En los resultados se puede ver que para R0 parece observarse una ligera pérdida de linealidad, pero ésta es demasiado leve para afirmar que se ha producido por efectos de la plasticidad. Por lo que con Abaqus puedo afirmar que no puede obtenerse el COD mediante el XFEM ya que su teoría no es compatible con la teoría de la plasticidad, a no ser que se definieran estos parámetros mediante otros softwares, dicho problema queda lejos de lo que abarca este trabajo.

En la búsqueda de utilizar un método dentro de Abaqus que nos permitiera definir las propiedades plásticas, se realizó el intento de un método alternativo. De lo que se extrae de la guía de Abaqus y de otros textos, el modelo de contorno J-integral que se basa en la teoría de la deformación plástica, tal y como se usa en la bibliografía *Engineering Fracture Mechanics*, metodología desarrollada por Kumar [3] en 1981. Se realizó este modelo para el análisis del COD que aunque no mostrara muy claro estas pérdidas de linealidad, sí que resultó útil para establecer los valores de tasa de liberación de energía, así como los factores de intensidad de tensiones para distintas cargas. Este método aunque sí implementa la plasticidad y mediante la amplitud de la carga estática se pudo realizar la simulación de algunos ciclos, no permite la evaluación del daño a través de un *step Direct cyclic* por lo que no presentaba los efectos plásticos que hace que se produzca el COD.

9. TRABAJOS FUTUROS

Se muestran a continuación los trabajos futuros que pueden seguir a éste. Dichos trabajos podrán ser de gran variedad y mejorar trabajos ya realizados, así como avanzar dentro de este campo:

Perfeccionar el método analizando donde se pueden ajustar más los resultados, ya sea en una mejor caracterización del material, el mallado o los criterios de daño.

Aplicar XFEM en otro tipo de problemas, ya sea utilizando la integral de contorno u otra alternativa de propagación de grieta.

Mejorar el método de la integral J para calcular los valores de SIF (factor de intensidad de tensiones) para grietas estacionarias correspondiente a un ciclo de carga completo. De esta forma, se podría evaluar si se observa algún cambio en la tendencia seguida por los valores del factor de intensidad de tensiones que podría dar alguna pista sobre el efecto de la plasticidad.

Desarrollo del método numérico para determinar el desplazamiento de la apertura del frente de grieta (CTOD) y comprobar la diferencia que existe para ensayos con cargas mayores.

Aplicar XFEM para grietas tridimensionales y ver su comportamiento, y hacer una comparación con los resultados bidimensionales.

Optimizar los tiempos de resolución y realizar ensayos con diferente método numérico y diferente nivel de refinamiento de malla.

Estudiar el efecto de la aplicación de sobrecargas en el crecimiento de grieta a fatiga. Así, se perseguiría evaluar si la aplicación de simples sobre cargas durante la aplicación de ciclos de carga constante a fatiga puede afectar en la vida a fatiga de distintos elementos mecánicos. Con esto, se perseguiría evaluar si se observan diferencias en el comportamiento a fatiga observado en el presente trabajo y el debido a la aplicación de dichas sobrecargas.

Estudiar cómo la interacción entre grietas podría afectar en la vida a fatiga de componentes mecánicos. De esta forma, se podría analizar probetas tipo DEN (double-edge-notched). Estas probetas son rectangulares, presentado una entalla a cada lado de la misma de tal forma que se puede desarrollar una grieta a cada lado y estudiar el efecto que puede tener la interacción de una con respecto a otra. Así mismo, se puede evaluar distintas separaciones entre

entallas para analizar si este efecto debido a la interacción entre grietas se ve afectado.

BIBLIOGRAFÍA

- [1] MELSON, JOSHUA H., *Fatigue Crack Growth Analysis with Finite Element Methods and a Monte Carlo Simulation*. Blacksburg, VA: 2014.
- [2] ARANA, JOSE L. Y GONZÁLEZ, JAVIER J., *Mecánica de fractura*. Servicio Editorial de la Universidad del País Vasco: 2002.
- [3] DASSAULT SYSTÈMES. *Abaqus 6.14 Online Documentation*: 2014.
- [4] KRUEGER, RONALD, *Development of a Benchmark Example for Delamination Fatigue Growth Prediction*. National Institute of Aerospace, Hampton, Virginia: 2010.
- [5] VASCO OLMO J.M., DÍAZ F.A., A. GARCÍA COLLADO Y DORADO VICENTE., *Experimental evaluation of crack shielding during fatigue crack growth using digital image correlation*. Jaén, Spain: 2013.
- [6] ANDERSON, T.L., *Fracture mechanics: fundamentals and applications*. Boca Raton: Taylor & Francis: 2005.
- [7] CORDERO A., GARCÍA-MANRIQUE J., B.MORENO, J.ZAPATERO. *Estudio numérico del efecto en el cierre en fatiga de la longitud de grieta*. Universidad de Málaga: 2003.
- [8] J.GARCÍA-MANRIQUE, A.CORDERO, J.PASCUAL, A.GONZÁLEZ-HERRERA., *Influencia de los modelos de plastificación en la simulación por elementos finitos del cierre en fatiga*. Universidad De Málaga: 2003
- [9] BUDYNAS, RICHARD G. *Diseño en ingeniería mecánica de Shigley*, Editorial: McGraw-Hill, México: 2008.