

Trabajo Fin de Máster

Máster en Diseño Avanzado en Ingeniería
Mecánica



ANÁLISIS DEL COMPORTAMIENTO A FATIGA A ALTA TEMPERATURA DE LA ALEACIÓN HAYNES 230: PREDICCIÓN DE VELOCIDAD DE PROPAGACIÓN Y DISEÑO DE ENSAYOS

Autor: José Andrés López Fernández

Tutor: Jesús Vázquez Valeo

**Dep. Ingeniería Mecánica y Fabricación
Escuela Técnica Superior De Ingeniería
Universidad de Sevilla**

Sevilla, 2016



Trabajo Fin de Máster
Máster en Diseño Avanzado en Ingeniería Mecánica

Análisis del comportamiento a fatiga a alta temperatura de la aleación Haynes 230: Predicción de velocidad de propagación y diseño de ensayos

Autor:

José Andrés López Fernández

Tutor:

Jesús Vázquez Valeo

Profesor titular

Dep. Ingeniería Mecánica y Fabricación

Escuela Técnica Superior de Ingeniería

Universidad de Sevilla

Sevilla, 2016

Trabajo Fin de Máster: Análisis del comportamiento a fatiga a alta temperatura de la aleación Haynes 230: Predicción de velocidad de propagación y diseño de ensayos

Autor: José Andrés López Fernández

Tutor: Jesús Vázquez Valeo

El tribunal nombrado para juzgar el Trabajo de Fin de Máster arriba indicado, compuesto por los siguientes miembros:

Presidente:

Vocales:

Secretario:

Acuerdan otorgarle la calificación de:

Sevilla, 2016

El Secretario del Tribunal

*A mi familia, que me hace sentir imprescindible
aunque esté lejos de serlo.*

Agradecimientos

Como no podía ser de otra forma, agradezco a mi familia el apoyo habitual, que han hecho que en los últimos meses me sienta igual de cerca que siempre.

Agradezco a Nuria el intercambio de ánimos en este verano especialmente inestable, haciendo que confíe en mí mismo cuando más lo he necesitado.

En tercer lugar me gustaría agradecer a Jesús Vázquez su dedicación y disponibilidad en estos últimos meses, ya que realizar este proyecto a distancia ha sido un esfuerzo extra para todos.

Por último pero no menos importante, quería acordarme de Carlos Navarro, que me abrió una puerta a Suiza cuando no tenía *ni un clavo ardiendo al que agarrarme*.

Resumen

Para el aprovechamiento de los recursos naturales, la ingeniería se encuentra en un continuo desarrollo que haga posible una generación eléctrica más económica y eficiente. Más concretamente, el aprovechamiento de la radiación solar pasa muchas veces por procesos que someten a los materiales a muy altas temperaturas, con el reto tecnológico que ello supone. Cuando además se tiene que las solicitaciones térmicas son variables en el tiempo, los materiales pasan por fenómenos como termofatiga y creep, entre otros, que son objeto a tener en cuenta para un diseño eficiente.

El fenómeno de fatiga se conoce desde hace más de dos siglos y es considerado un resultado de aplicar a las estructuras cargas variables en el tiempo. Hay multitud de agentes que afectan a la fatiga. A alta temperatura, por ejemplo, disminuye la resistencia a fatiga de los elementos, ya que, por encima de la mitad de la temperatura de fusión, los materiales empiezan a experimentar creep. Además, la corrosión se agudiza acelerando el crecimiento de grieta por fatiga como se comentará en capítulos posteriores.

Un ejemplo directo del continuo desarrollo de los materiales son las centrales termoeléctricas. En la versión de central termoeléctrica de captador central, se transportan fluidos corrosivos por tubos. Las aleaciones de las que están hechos estos tubos están en la vanguardia de este tipo de tecnología alcanzando hasta 800°C. Además de la temperatura y la corrosión de las sales, a este tipo de construcciones hay que añadir que las centrales termosolares tienen un intervalo de funcionamiento diario, dando lugar a un ciclo de estrés térmico. Es en este contexto donde aparece la necesidad de diseñar ciertos componentes de las centrales termosolares que resistan adecuadamente los ciclos de temperatura ya que producen fatiga térmica en los materiales, fenómeno que se explicará en los siguientes capítulos.

Aunque este trabajo tiene varios objetivos relacionados entre sí, el objetivo común es la determinación de la vida a fatiga de los tubos de la aleación Haynes 230. Este proceso pasa por la recopilación de los datos de fatiga existentes en la bibliografía para dicho material y su ajuste mediante interpolaciones a las características de trabajo de los tubos. Con estos datos se realiza una estimación de la vida a fatiga de los tubos usando un modelo de cálculo de factor de intensidad de tensiones que tiene en cuenta tensiones no homogéneas en una grieta. Debido a que los datos se obtienen interpolando y extrapolando curvas de fatiga, se describen una serie de ensayos de fatiga para la obtención de datos más fiables haciendo uso de probetas extraídas directamente de los tubos. Por las características de las probetas se realizan diferentes modelos de elementos finitos del ensayo y así determinar el comportamiento de las mismas en la zona de medida. Además, se describe brevemente el tipo de utillaje necesario para la realización de los ensayos y algunas consideraciones básicas a tener en cuenta en la realización de los mismos.

El presente trabajo contribuye con un proyecto de investigación llevado a cabo en el Departamento de Ingeniería Mecánica de la Escuela Técnica Superior de Ingeniería Industrial de la Universidad de Sevilla, con gran experiencia en fatiga y fractura entre otros fenómenos que se describirán más adelante.

El trabajo se divide en 9 capítulos. En el **capítulo primero** se hará una breve introducción sobre las centrales termoeléctricas. Con esto se describe el contexto en el que se engloban los tubos y la necesidad de que se estudie su comportamiento a fatiga.

El **capítulo dos** se resumen los principios de fatiga en materiales metálicos sobre los que se trabaja en capítulos posteriores. Se profundiza en los conceptos de mecánica de la fractura elástico-lineal y se describen los fenómenos medioambientales que influyen en este tipo de procesos.

Establecida la base teórica, en el **capítulo tercero** se explican las características principales de los tubos, tanto físicas como de operación. Además se realiza una recopilación de los datos bibliográficos existentes en la bibliografía sobre la aleación de base níquel Haynes 230.

En el **capítulo cuarto** se parte de los datos bibliográficos para realizar diferentes interpolaciones de los datos de fatiga del capítulo que le precede. Se detalla cada uno de los pasos hasta conseguir adaptar dichos datos a las características de trabajo de los tubos obteniendo como resultado una serie de curvas de fatiga para diferentes condiciones de trabajo.

En el **capítulo quinto** se detallará el diseño de una probeta para ensayos de fatiga extraída directamente de los tubos. Se exponen diferentes modelos de elementos finitos para el análisis de la probeta realizando un estudio paramétrico para optimizar la geometría.

En el método usado para estimar la vida a fatiga de los tubos es necesario calcular el factor de intensidad de tensiones que se produce en la grieta. En el **capítulo sexto** se describe el modelo de G. Shen – G. Glinka para el cálculo del FIT en grietas sometidas

a tensión no uniforme. Se comentará además cómo se ha programado para ser resuelto mediante integración numérica. En este capítulo también se describe la programación de la ecuación de crecimiento de grieta que, junto con el FIT antes descrito, permite la obtención de la vida a fatiga de los tubos.

A partir de las herramientas programadas en el capítulo sexto, en el **capítulo séptimo** se obtienen los resultados de FIT en función del número de ciclos. Además, se obtiene la vida a fatiga de los tubos para diferentes situaciones de trabajo.

Para finalizar, se proponen en el **capítulo octavo** una serie de ensayos de fatiga que ayuden a caracterizar mejor el comportamiento del material del que están hechos los tubos en las condiciones de hold time, temperatura y corrosión a las que están sometidos los tubos.

En el apartado de **conclusiones** se realiza un breve comentario subjetivo acerca de cada uno los resultados obtenidos en capítulos anteriores.

Índice

Agradecimientos.....	9
Resumen	11
Abstract.....	13
Índice	15
Índice de Tablas	19
Índice de Figuras	21
1 . Centrales termoeléctricas	27
1.1 <i>Historia de las centrales termoeléctricas.....</i>	28
1.2 <i>Características de la energía solar termoeléctrica.</i>	32
1.3 <i>Descripción de una planta termosolar de torre central</i>	34
2 Fatiga en Materiales Metálicos.....	37
2.1 <i>Introducción</i>	37
2.2 <i>Revisión Histórica.....</i>	38
2.3 <i>Diferentes etapas de fatiga</i>	41
2.4 <i>Métodos para el diseño</i>	43
2.5 <i>Mecánica de la Fractura Elástico-Lineal (MFEL).....</i>	45
2.5.1 <i>Consideraciones Básicas</i>	45
2.5.2 <i>K para una grieta longitudinal pasante en placa plana</i>	49
2.5.3 <i>K para una placa plana con grieta semi-elíptica.</i>	49
2.5.4 <i>K según el modelo de G. Shen – G. Glinka (GSGG).....</i>	50
2.6 <i>Crecimiento de grieta por fatiga $da/dN(K,A,m)$</i>	51

2.6.1	Efecto de la tensión media	53
2.6.2	Efectos medioambientales	53
2.6.3	Crecimiento de grieta en presencia de corrosión	54
2.6.4	Alta temperatura.....	56
2.6.5	Creep	56
3	Estudio de las características de los tubos y recopilación de los datos existentes en la bibliografía	61
3.1	<i>Características principales de la aleación HAYNES 230.....</i>	<i>61</i>
3.2	<i>Datos de fatiga existentes en la bibliografía</i>	<i>63</i>
3.3	<i>Características de los tubos</i>	<i>65</i>
3.4	<i>Tensiones en la soldadura.....</i>	<i>66</i>
4	Obtención de curvas de fatiga para HAYNES 230	67
5	Diseño de una probeta para ensayos de fatiga en tubos a alta temperatura ...	75
5.1	<i>Generalidades de los modelos</i>	<i>77</i>
5.2	<i>Parámetros de mallado</i>	<i>79</i>
5.3	<i>Caso 1. Probeta con carga puntual.....</i>	<i>81</i>
5.4	<i>Caso 2. Probeta con pasador y carga repartida</i>	<i>83</i>
5.5	<i>Caso 3. Probeta con modelo de contacto entre pasador y probeta.....</i>	<i>84</i>
5.6	<i>Estudio del gradiente de tensión en función de los parámetros geométricos</i>	<i>88</i>
5.6.1	<i>Parámetros comunes.....</i>	<i>89</i>
5.6.2	<i>Parámetros a variar.....</i>	<i>89</i>
5.6.3	<i>Estudio para el modelo de carga puntual.....</i>	<i>90</i>
5.6.4	<i>Estudio para el modelo con pasador y carga repartida.....</i>	<i>92</i>
5.6.5	<i>Estudio para el modelo de contacto.....</i>	<i>93</i>
6	Programación de las ecuaciones para el modelo de FIT de G. Shen – G. Glinka (GSGG) y crecimiento de grieta.....	95
6.1	<i>Modelo de GSGG.....</i>	<i>96</i>

6.2	<i>Crecimiento de grieta usando las ecuaciones GSGG.....</i>	98
7	Estimación de la vida a fatiga de los tubos de aleación HAYNES 230	103
8	Diseño de futuros ensayos de fatiga	109
8.1	<i>Utillaje para los ensayos</i>	<i>109</i>
8.2	<i>Secuencia de realización de los ensayos.....</i>	<i>112</i>
9	Conclusiones	115
	Referencias	119

ÍNDICE DE TABLAS

Tabla 1. Condiciones de trabajo límite a las que se encuentran sometidos los tubos de la aleación Haynes 230	66
Tabla 2. Datos de las curvas a fatiga interpoladas	74
Tabla 3. Resumen de los datos obtenidos en los tres modelos de elementos finitos	88
Tabla 4. Estimación del número de ciclos aplicado a un tubo antes de alcanzar el tamaño de grieta máximo	107
Tabla 5. Ensayos propuestos. C. (Rango completo de FIT), P. (Valores puntuales de FIT), C.S. (Como C o como P en función de los resultados obtenidos en C),	113

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1. Encendido de la antorcha olímpica mediante un mecanismo de concentración de radiación solar	28
Figura 2. Uso de luz solar concentrada en aplicación bélica, Siglo II a.c.	29
Figura 3. Horno solar de Lavoisier	30
Figura 4. Primera central termosolar de gran magnitud en Chile	30
Figura 5. Línea de captadores en la Central Andasol-1, Aldeire, Granada, España	32
Figura 6. Curvas de demanda eléctrica total y producción de electricidad termosolar. Fuente: Protermosolar, Impacto macroeconómico del Sector Solar Termoeléctrico en España.	33
Figura 7. Planta Gemasolar de receptor central en Sevilla	34
Figura 8. Esquema típico de una central termosolar de torre central	35
Figura 9. Sistema de almacenamiento de calor en hormigón	36
Figura 10. Accidente Madrid – Astorga, 1960	38
Figura 11. Eje fracturado del tren de mercancías involucrado por fatiga en 1996 en Rickerscote	38
Figura 12. Diferentes etapas de fatiga desde nucleación hasta el fallo	41
Figura 13. Propagación de grietas por fatiga: diferentes casos	42
Figura 14. Esquema de la curva S-N para acero dulce y aluminio	44
Figura 15. Izquierda: Esquema de probeta CT; Derecha: Imagen de probeta CT después de un ensayo	45
Figura 16. Diferentes modos de crecimiento de grieta por fatiga	47
Figura 17. Esquema de tensiones en combinación de modos I y II	47

Figura 18. Tensiones en las cercanías del frente de grieta: esquema y ecuaciones	48
Figura 19. Variación de la función Y en función del tamaño de grieta y el espesor	49
Figura 20. Geometría de una elipse	50
Figura 21. Longitud de grieta por fatiga frente a ciclos aplicados	51
Figura 22. Esquema del crecimiento de grieta por fatiga (izquierda) y datos del comportamiento en una aleación de titanio (derecha)	52
Figura 23. Esquema del comportamiento a fatiga para varios agentes corrosivos	54
Figura 24. Crecimiento de grieta en presencia de agua para diferentes frecuencias de ensayo [24]	55
Figura 25. Esquema de curvas de creep para diferentes temperaturas [25]	57
Figura 26. Efecto de la frecuencia en un acero inoxidable a 538°C [24]	59
Figura 27. Esquema del comportamiento a tracción del Haynes 230 para el intervalo (20, 980)°C [26]	62
Figura 28. Crecimiento de grieta por fatiga frente a ΔK para 20, 816 y 927°C y 0 min hold time [27]	63
Figura 29. Velocidad de crecimiento de grieta frente a ΔK para 816 y 927°C y 0 y 2 min de hold time [28]	64
Figura 30. Velocidad de crecimiento de grieta con respecto al hold time para 649, 816 y 927°C y $\Delta K = 27.5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ [28]	64
Figura 31. Características geométricas de los tubos y grieta superficial	65
Figura 32. Imagen de grietas a lo largo de la soldadura de los tubos	66
Figura 33. Aproximación de pendientes para 0 min HT	68
Figura 34. Aproximación de curvas de fatiga usando los datos bibliográficos	69
Figura 35. Crecimiento de grieta por fatiga frente a ΔK para 816 y 927°C y 0 y 2 min	

de hold time	70
Figura 36. Pendiente constante a diferentes temperaturas, comparación de varios experimentos de aleación de níquel para 700 y 650°C [29]	71
Figura 37. Variación de la pendiente con la temperatura, datos bibliográficos y aproximaciones	72
Figura 38. Efecto de la temperatura y el hold time en la velocidad de crecimiento de grieta	73
Figura 39. Curvas de fatiga aproximadas a partir de los datos bibliográficos para temperaturas de 20 a 700°C y 100 min de Hold Time: Material Haynes 230	74
Figura 40. Esquema de la extracción de la probeta a partir del tubo de Haynes 230	75
Figura 41. Fotografía de una sección de tubo real, detalle de soldadura	77
Figura 42. Esquema de una probeta sin taladros para las cogidas	78
Figura 43. Esquema del elemento usado en los modelos	79
Figura 44. Modelo de EF. Diferente tamaño de elemento en diferentes zonas	80
Figura 45. Elementos en la sección de medida(izquierda) y en la zona de contacto con el pasador (derecha)	81
Figura 46. Condiciones de contorno, caso de carga puntual. Fuerza(rojo), simetría(azul y naranja)	81
Figura 47. Tensión de Von Misses en configuración deformada (Pa). Modelo de carga puntual	82
Figura 48. Detalle de gradiente de tensión. Tensión en el eje X (longitudinal) para la zona de medida del modelo de carga puntual (Pa). Radio interior del tubo (izquierda) radio exterior (derecha)	82
Figura 49. Condiciones de contorno para el caso de pasador y carga repartida.	83
Figura 50. Tensión de Von Misses en configuración deformada (Pa). Modelo de	

pasador y carga repartida	83
Figura 51. Detalle de gradiente de tensión. Tensión en el eje X (longitudinal) para la zona de medida del modelo con pasador y carga repartida (Pa). Radio interior del tubo (izquierda) radio exterior (derecha)	84
Figura 52. Pasador y taladro en la zona de cogida del modelo con contacto (arriba), condiciones de contorno tipo maestro-esclavo (abajo)	85
Figura 53. Tensión de Von Misses en configuración deformada (Pa). Modelo de contacto	86
Figura 54. Desplazamiento en metros en el eje Z (dirección perpendicular al plano de la probeta) para el modelo de contacto	87
Figura 55. Detalle de gradiente de tensión. Tensión en el eje X (longitudinal) para la zona de medida del modelo de contacto (Pa). Radio interior del tubo (izquierda) radio exterior (derecha)	87
Figura 56. Posición relativa entre la resultante de fuerzas en el taladro y la zona central de la sección de medida (Esquema de probeta vista de perfil)	90
Figura 57. Estudio del gradiente para el modelo de carga puntual (Diámetro en mm)	91
Figura 58. Estudio del gradiente para el modelo pasador y carga repartida (Diámetro en mm)	92
Figura 59. Estudio del gradiente para el modelo de contacto (Diámetro en mm)	93
Figura 60. Esquema de grieta semielíptica del modelo de GSGG	96
Figura 61. Casos de K conocida para grieta semielíptica	98
Figura 62. Esquema del desarrollo de una integral numérica	99
Figura 63. Comparación de K en A para diferentes modelos de grieta	101
Figura 64. Velocidad de crecimiento de grieta frente a la longitud de la misma para cuatro modelos de grieta	101

Figura 65. Tamaño de los semiejes a y c frente al número de ciclos para diferentes tamaños iniciales de grieta c_0 ($a_0 = 30\mu m$) usando el modelo GS GG	102
Figura 66. Ciclos hasta alcanzar un tamaño de grieta de $500\mu m$ en función de la temperatura y el tamaño inicial de grieta	106
Figura 67 Modelo de horno, cogidas y extensómetro para ensayos mecánicos a alta temperatura	111
Figure 68. Esquema de un ejemplo de utillaje para ensayos mecánicos con sales corrosivas	111
Figura 69. Ejemplo de la obtención de curvas de velocidad de crecimiento de grieta en base a puntos clave de FIT	114

1 . CENTRALES TERMOELÉCTRICAS

Desde la primera revolución industrial a mediados del siglo XVIII la demanda de energía eléctrica a nivel mundial ha ido aumentando de forma exponencial ligada al aumento de la población y al hábito de consumo energético de la sociedad. Desde el nacimiento de la energía eléctrica, los combustibles fósiles han sido la materia prima por excelencia para abastecer el consumo eléctrico, no obstante, no ha sido hasta la segunda mitad del siglo XX cuando se ha empezado a poner en entredicho la seguridad de abastecimiento a medio plazo, pues a la vez que se empezaba a descubrir que los recursos empleados eran finitos, empezó a observarse un continuo aumento de la demanda, hechos que llevaron a buscar soluciones alternativas a los combustibles fósiles. Además de los motivos relacionados con la sostenibilidad energética, aparece la preocupación por un efecto secundario del uso de estas materias primas: la emisión de residuos y gases nocivos al medio ambiente. Este hecho ha provocado que sea motivo de discusión el efecto que la emisión de gases a la atmósfera tiene sobre la conservación del medio natural y, en consecuencia, la aparición de posibles efectos a nivel global como el conocido efecto invernadero.

Como respuesta a este contexto energético, la sociedad se planteó un cambio necesario para reducir los efectos negativos del uso de los combustibles tradicionales. De esta forma, apareció la idea de llevar la generación energética a un desarrollo sostenible, buscando alternativas menos agresivas con el medio ambiente y cuyo origen no sea una fuente finita de materia prima. Esta idea ha orientado la industria de la generación energética hacia el desarrollo de energías limpias y renovables.

Se puede considerar por energía limpia aquella que se obtiene mediante un proceso que genera una cantidad de residuos mínima en comparación con el resto de energías. De esta forma, se pueden englobar como energías limpias todas aquellas que aprovechan los recursos naturales como la energía térmica y fotoeléctrica de la luz del sol, la energía cinética del viento y el agua, o incluso aquellas que aprovechan residuos procedentes

de otros procesos, como puede ser el metano de las granjas o la biomasa. Como apellido, se puede decir que algunos de estos tipos de energía son renovables, es decir, se obtienen a partir de un recurso inagotable de la naturaleza: es el caso del sol o del viento.

1.1 Historia de las centrales termoeléctricas

Es difícil establecer un momento en que el ser humano empezase a aprovecharse de la energía solar para producir calor. La radiación solar ha sido usada por el hombre desde la prehistoria en acciones tan sencillas como secar la ropa al sol o calentarse exponiéndose a los rayos solares, lo cual ya implicaba un aprovechamiento solar-térmico.

De los primeros usos de sol con fines algo más tecnológicos se tienen los sistemas que concentran los rayos de sol en un punto. Los griegos ya eran capaces de encender antorchas de esta forma, tal y como se conmemora en los juegos olímpicos, Figura 1.



Figura 1. Encendido de la antorcha olímpica mediante un mecanismo de concentración de radiación solar

Un segundo ejemplo del uso de la energía termosolar, esta vez con uso bélico, lo protagonizó Arquímedes haciendo uso de espejos de gran tamaño situados en las murallas de la ciudad para concentrar la luz solar en las naves enemigas, provocando así que ardiesen y la retirada del ataque romano, Figura 2.



Figura 2. Uso de luz solar concentrada en aplicación bélica, Siglo II a.c.

Otro hecho a destacar fue un concentrador del efecto invernadero inventado por Horace de Saussure en 1767. Consistía en una caja de caras opacas y aisladas, excepto una de ellas que hecha de cristal, con la que logró alcanzar hasta 109 °C. Este fue el primer captador solar que ha desembocado en el desarrollo de la energía solar térmica de baja temperatura, dando lugar a los calentadores de agua modernos de placa plana, instalados habitualmente en la parte superior de las viviendas.

En 1792 el químico francés Lavoisier creó su “horno solar” a partir de dos potentes lentes que concentraban la radiación solar en un foco y que era capaz de fundir metales, figura 3

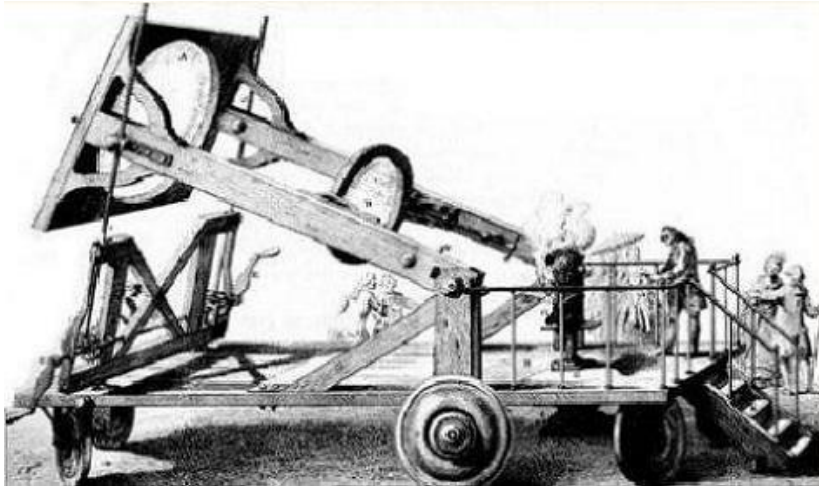


Figura 3. Horno solar de Lavoisier

Bastantes dispositivos aislados fueron creados en la antigüedad, pero no fue hasta 1874 cuando se construyó la primera central de gran magnitud de la historia. Se usaba para la destilación del agua marina en el desierto de Atacama (Chile) y contaba con una superficie de 4000 metros cuadrados, figura 4.

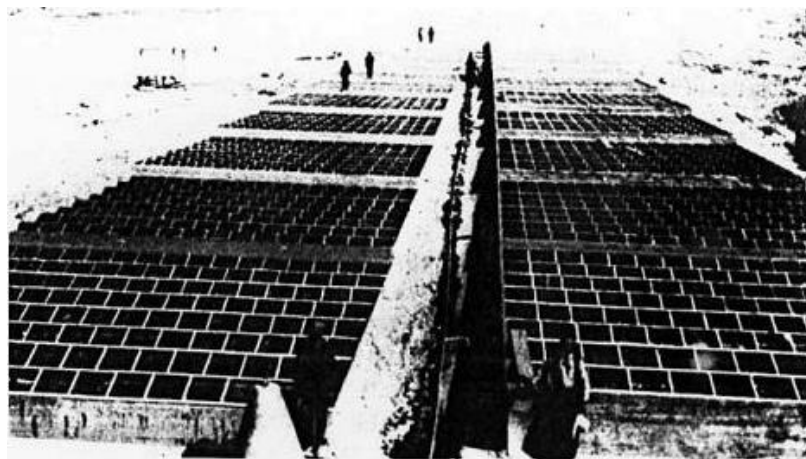


Figura 4. Primera central termosolar de gran magnitud en Chile

Otro invento importante en el desarrollo de la energía solar térmica fue el desarrollado por el ingeniero francés Auguste Mouchot. Se trataba de un concentrador solar que daría pie a los modernos concentradores de tipo cilíndrico basados en espejos curvos y que concentran la luz solar en un tubo central. Sin embargo, su gran invento fue la máquina de vapor impulsada por energía solar. Lo más relevante de este invento fue que lo que movió al ingeniero a desarrollar dicha máquina fue la duda sobre la

continuidad de las reservas de carbón existentes. Debido a la creciente demanda industrial, dedujo que no se podrían abastecer las demandas e intentó buscar un método alternativo de obtener energía. El invento no terminó de cuajar, pues la mejora de los sistemas de extracción de carbón acabó por no hacer rentable su idea.

No fue hasta la crisis del petróleo de los 70 cuando se inició la historia moderna de la energía solar térmica. Jimmy Carter, presidente de los EEUU, impulsó las plantas de Energía Solar Concentrada, SEGS (Solar Energy Generating System) e instaló colectores solares térmicos para calentar el agua de la Casa Blanca. En 1984 en California se construyó la primera planta de este tipo, que usaba filas paralelas de colectores cilindro-parabólicos en serie para convertir la energía solar en energía térmica.

Una variante de este tipo de plantas SEGS es la planta Andasol-1, inaugurada en 2009 en Aldeire, España, figura 5. Su característica más representativa es que, a diferencia de las nombradas anteriormente, esta planta usa una tecnología que permite el almacenamiento de la energía térmica durante 6 horas. Su funcionamiento se basa en calentar un fluido compuesto por sales inorgánicas como Nitrato de Sodio y Nitrato de Potasio por medio de los captadores cilíndricos característicos de las centrales SEGS. Cuando el fluido alcanza la temperatura deseada, 393°C, este se transporta a un tanque aislado térmicamente en el que se almacenan las sales. Durante la noche, este fluido se extrae del tanque hacia un tanque frío donde las sales transfieren la energía a un fluido produciendo vapor. Este es pues un primer ejemplo de transporte de fluidos corrosivos a alta temperatura mediante tubos.



Figura 5. Línea de captadores en la Central Andasol-1, Aldeire, Granada, España

También habrá que destacar las centrales PS10 y PS20 creadas por el grupo Abengoa Solar por tratarse de la primera y la segunda central respectivamente que, con tecnología de torre, produce electricidad de forma estable y comercial. Estas centrales constan de un gran número de concentradores solares que redirigen la luz solar hacia un receptor que se encuentra en la parte superior de una torre de más de 100 metros de altura, siendo otro ejemplo del uso de tubos para transportar los fluidos corrosivos a elevada temperatura.

Actualmente, este tipo de centrales cuestan hasta el doble que una planta térmica que use recursos no renovables, pero las investigaciones sobre este tipo de tecnología, como en la que participa este trabajo, continúan ante una posible escasez futura de los recursos que dominan actualmente la generación eléctrica.

1.2 Características de la energía solar termoeléctrica.

A diferencia de lo que ocurre con la energía solar fotovoltaica, la energía termosolar tiene la ventaja de que permite producir energía eléctrica incluso cuando no se dispone de radiación solar, lo cual se produce gracias al uso de sistemas de almacenamiento o combinando diferentes sistemas de producción de energía. Esta energía tiene la

característica de ser más flexible que otras tecnologías renovables, facilitando la gestión del seguimiento de la demanda por parte del operador del sistema eléctrico.

La generación en las centrales termosolares tiene una mayor adaptación a la curva de demanda eléctrica como puede observarse en la figura 6. Además, estas centrales tienen la capacidad de adaptarse a la punta de demanda que se produce durante las tardes de invierno.

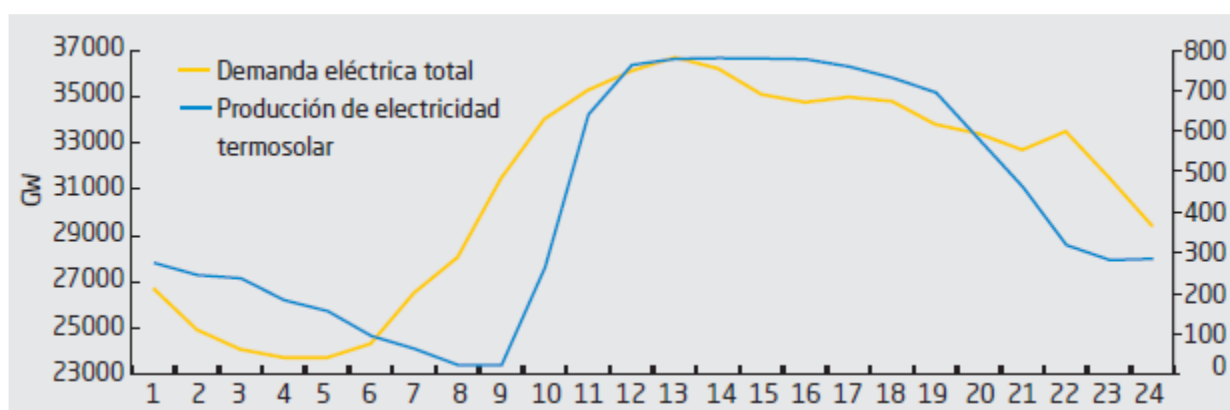


Figura 6. Curvas de demanda eléctrica total y producción de electricidad termosolar. Fuente: Protermosolar, Impacto macroeconómico del Sector Solar Termoeléctrico en España.

Las centrales termosolares son además perfectamente respaldadas mediante la integración de otras tecnologías como la biomasa o con combustibles fósiles como el gas, pudiéndose aprovechar con esto el mismo equipo de generación eléctrica. De esta forma se aumenta la eficiencia y la fiabilidad de la producción energética.

Al mismo tiempo y atendiendo al impacto de la energía termosolar en el medio, se puede decir que evita la emisión de gases de efecto invernadero ayudando a conseguir los objetivos de reducción de emisiones. Además se trata de una energía limpia y segura tanto en su operación como en el mantenimiento, evitando así los problemas derivados del transporte de otro tipo de materias primas como el crudo.

Aunque la mayor parte de la contribución de energía solar térmica proviene de centrales de gran tamaño conectadas a la red eléctrica, esta tecnología puede también aplicarse para suministrar calor y energía eléctrica en procesos industriales, así como

refrigeración y desalinización de aguas marinas. Además, puede ser una alternativa en aquellos lugares aislados donde el acceso a la energía sea limitado.

1.3 Descripción de una planta termosolar de torre central

Como cualquier tipo de central solar, el objetivo de una planta termosolar de torre central es aprovechar la radiación del sol para producir trabajo mecánico y posteriormente energía eléctrica. El principio básico de la central es concentrar la luz en un punto haciendo uso de espejos para así obtener mayor potencia calorífica de la radiación solar. El campo de cientos o miles de reflectores llamados heliostatos se orientan de forma individual consiguiendo concentrarla en un receptor situado en la parte superior de una torre, figura 7 y 8.



Figura 7. Planta Gemasolar de receptor central en Sevilla

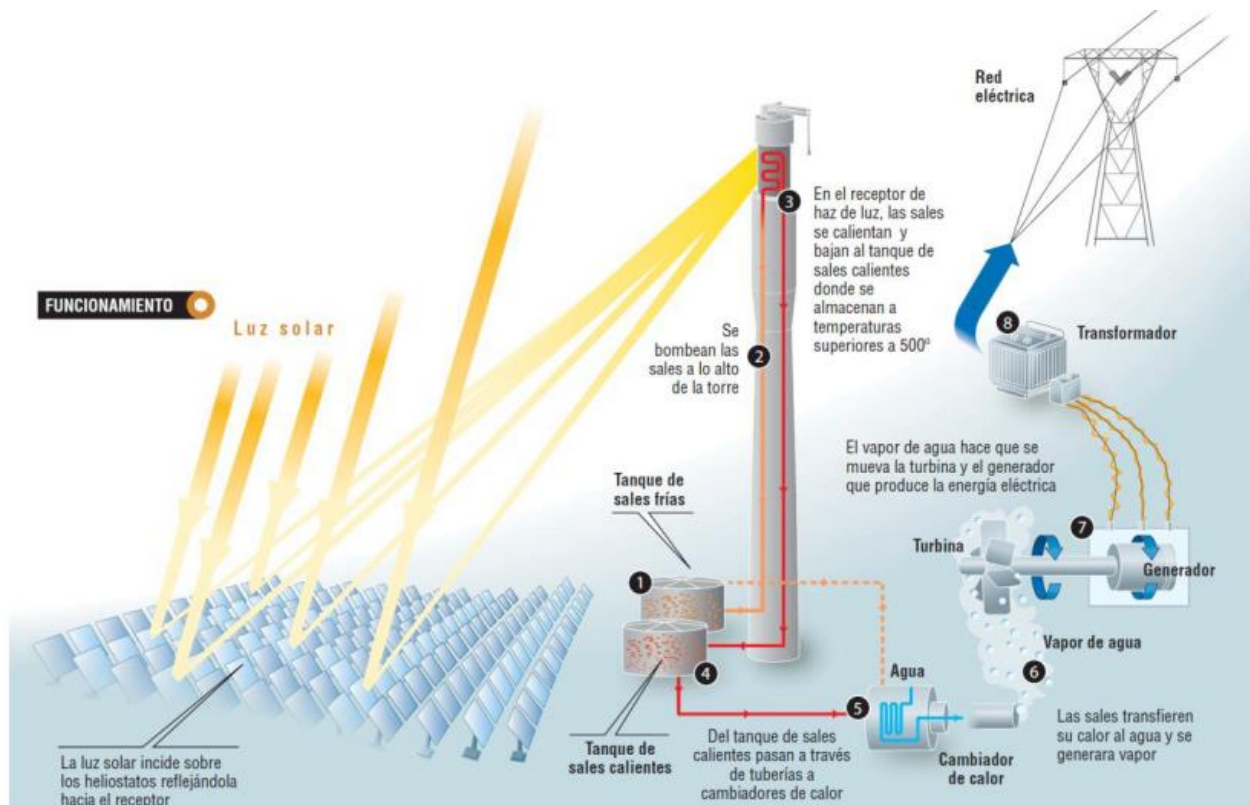


Figura 8. Esquema típico de una central termosolar de torre central

El funcionamiento se basa en tres elementos característicos:

- Los reflectores captan la radiación solar y la dirigen hacia el receptor central situado en la parte más alta de una torre. La superficie reflectante está construida sobre una estructura que sirve de soporte y que además permite orientarla para que el haz de luz pueda alcanzar la torre con ángulos cenitales diferentes.
- La torre tiene como objetivo la sustentación del captador central y se encuentra en una zona en la que todos los reflectores pueden proyectar la luz. Los rayos inciden en unos paneles, estando estos recorridos por tubos que recogen la energía de la radiación solar y la transfieren a un fluido conducido hasta el intercambiador. Dicho fluido suele ser algún tipo de aceite, aunque también puede tratarse de una solución salina con capacidad para el almacenamiento térmico, en este caso llegando a temperaturas entre 500°C y 800°C.
- Algunas centrales cuentan con un sistema de tanques de almacenamiento de sales

que permiten producir energía incluso cuando no hay radiación solar. Estas sales se almacenan a la salida de la torre central y posteriormente pasarán a un intercambiador de calor donde se usará su energía térmica para producir vapor de agua. El flujo de sales hacia el intercambiador será lo que determine el régimen de producción de energía eléctrica o de almacenamiento. Otro sistema usado es el almacenamiento de calor en grandes acumuladores de hormigón, Figura 9.

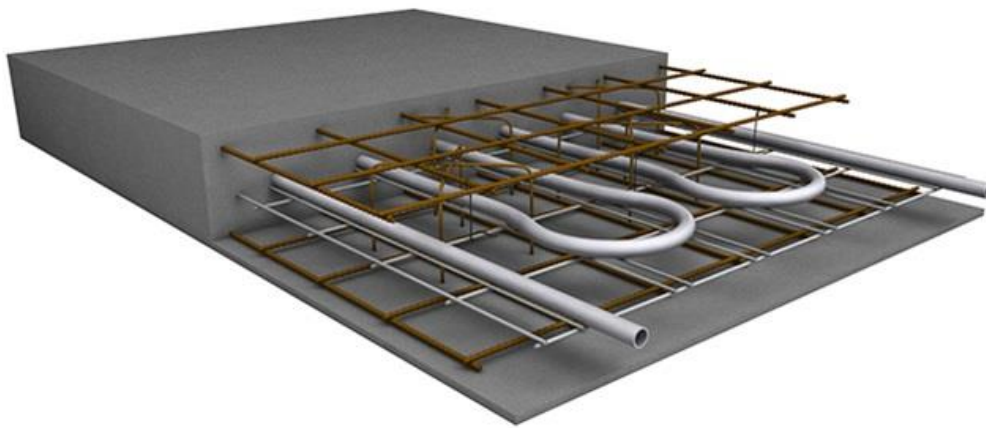


Figura 9. Sistema de almacenamiento de calor en hormigón

En el bloque de potencia se tiene una turbina acoplada al generador de electricidad que es accionada por el vapor proveniente de varios intercambiadores de calor. El ciclo de vapor suele ser del tipo Rankine con regeneración y recalentamiento. Además, en horas en que no se dispone de recurso solar, el calor puede provenir de un intercambiador alternativo cuyo calor es aportado a través de las sales fundidas de los tanques de almacenamiento.

2 FATIGA EN MATERIALES METÁLICOS

2.1 Introducción

A menudo, las máquinas y estructuras que nos rodean están sometidas a solicitaciones que, lejos de ser aplicadas una sola vez, son aplicadas repetidamente dando lugar al fallo del componente. De este modo, se puede producir una rotura ante la aplicación de cargas que, en una primera aplicación no fueron críticas, pero que provocan la rotura del componente después de ser aplicadas en numerosas ocasiones. Este es el caso de ejes de tren y piezas que forman parte de motores, pero también lo es en estructuras en las que el movimiento es menos apreciable, como puentes, edificios, y en general cualquier estructura sometida a cargas cíclicas. Este fenómeno se denomina *fatiga* y es definido por las normativas ASTM como “el proceso de cambio estructural permanente, progresivo y localizado que ocurre en un punto del material sujeto a tensiones y deformaciones de amplitudes variables y que produce grietas que conducen a una fractura total tras un número de ciclos”, o en otras palabras, un fallo prematuro debido a la aplicación de cargas variables en el tiempo que, de ser aplicadas una sola vez, no provocarían el fallo del componente.

La fatiga es el fenómeno causante de un gran número de roturas en servicio, y es el hecho de que se produzca sin llegar al clásico concepto de plasticidad el que obliga a un diseño más allá del comportamiento elástico del material. Otro problema añadido es que, a diferencia de los componentes que plastifican antes de la rotura mostrando deformaciones permanentes evidentes, la fatiga no presenta indicios de fallo inminente, dando lugar a un fallo repentino a veces catastrófico (figura 10 y 11) y aunque se conoce de sus efectos desde hace más de dos siglos, aún hoy sigue protagonizando accidentes.



Figura 10. Accidente Madrid – Astorga, 1960



Figura 11. Eje fracturado del tren de mercancías involucrado por fatiga en 1996 en Rickerscote

Lejos de ser un tema ya zanjado, el estudio del fenómeno de fatiga sigue siendo motivo de publicaciones y en el cual se siguen realizando numerosos avances pero, antes de continuar con la teoría clásica del diseño a fatiga, es conveniente realizar un breve resumen del origen y la situación actual de este campo de la mecánica.

2.2 Revisión Histórica

Se podría decir que la historia de la fatiga comienza con los primeros ensayos de fatiga realizados en 1829 por el ingeniero de minas W. Albert [1], quien estudió el fallo prematuro de las cadenas elevadoras usadas en la minería. No obstante, su gran aportación fue la invención del cable de acero trenzado, probablemente de mayor relevancia para la ingeniería. Más tarde, en 1839 Poncelet [2] dio la primera definición

al término fatiga, definiendo así el fallo en materiales de forma prematura debido a cargas repetidas. El uso de ejes de acero y componentes estructurales en ferrocarriles aumentó el interés por el fenómeno datándose en 1842 el primer estudio en fatiga de metales a raíz de un aparatoso accidente de ferrocarril ocurrido en Versalles (Francia) que se cobró más de 1500 vidas. Un año más tarde, 1943, W.J.M. Rankine [3] advirtió el peligro de los concentradores de tensión en componentes sometidos a fatiga.

En 1850 se comienza a estudiar la teoría de la cristalización. Debido al aspecto brillante de las superficies de fracturas por fatiga se atribuye el fallo por fatiga a una cristalización de los metales debido a la vibración de las máquinas. Teoría que se demostraría errónea cincuenta años después. Fue en este mismo año cuando Braihwaite [4] publica por primera vez el término fatiga (en inglés).

Los primeros estudios a gran escala son realizados por Wöhler [5] sobre fatiga en ejes de ferrocarril entre los años 1852 y 1870. En ellos se relaciona la amplitud de las cargas con el número de ciclos, estableciendo por primera vez el llamado límite de fatiga, que se verá verificado en 1910 por Baisrow. En 1874 Gerber [6], Goodman [7] y Soderberg [8] realizaron el cálculo de vida a fatiga para diferentes niveles medios de tensión cíclica, siendo Bauschinger (1886) quien confirmó resultados anteriores de Wöhler.

En 1903 Ewing y Humfrey [9] observaron por primera vez las líneas y bandas de deslizamiento formadas por fatiga y que llevaban a la formación de microgrietas en el material. Esto sirvió para descartar la teoría de la cristalización del material de cincuenta años atrás.

En la primera mitad del siglo XX se realizan numerosos estudios experimentales para determinar la influencia de diferentes factores a la vida a fatiga, como la corrosión, la estructura metalográfica, el tamaño de la pieza, la geometría o el acabado superficial. Estas investigaciones dieron lugar a los modelos de daño acumulado de Palmgren, 1924 [10] y Miner, 1945 [11]. También en la década de los 20 Moore y Kommers cuantifican datos sobre fatiga de alto ciclaje en “The Fatigue of Metals” [4].

En 1955 Coffin y Manson [12, 13, 14, 15, 16] publican de manera independiente la ley

de fatiga de bajo ciclaje basada en la deformación (ecuación de Coffin/Manson). Gracias a los estudios de Irwin, 1957 [17], se demostró la existencia de una gran singularidad en tensiones en el frente de grieta. Además, pudo relacionarse con un parámetro que aunaba geometría de la grieta y carga llamado factor de intensidad de tensiones, K . Como consecuencia de este avance, en la década de los 60, Paris [18, 19] publica la ampliamente conocida ley que relaciona la velocidad de crecimiento de grieta bajo cargas cíclicas con el factor de intensidad de tensiones, siendo esta la mayor aportación hasta la fecha en mecánica de fractura elástico lineal. Además, se realizan bastantes avances en el desarrollo de modelos conceptuales cuantitativos para relacionar el fallo por fatiga con la resistencia de los materiales al crecimiento de grietas, demostrando Elber, 1970 [20, 21], el contacto prematuro entre superficies de falla basado en los efectos de la plasticidad en la grieta aún con tensiones nominales de tracción.

En las décadas de los 80 y 90 se empiezan a realizar estudios más complejos que recogen la influencia de ciertos factores como la temperatura (Rosakis y Zehnder, 1991 [4]) en los que se hacen ensayos experimentales con ayuda de detectores infrarrojos de alta velocidad. Durante los últimos quince años, ha tenido también gran peso el desarrollo de modelos dinámicos de fractura en materiales metálicos y también en materiales compuestos. El desarrollo de máquinas cada vez más complejas, mejores técnicas de medición, la aplicación de la Mecánica de la Fractura elástica lineal como elasto-plástica, y sobre todo, el avance en métodos computacionales y eficiencia de los mismos, permiten que cada vez se obtengan modelos más fiables para predecir la vida a fatiga de los elementos mecánicos.

Como conclusión de esta revisión histórica, se puede decir que a pesar de ser un campo objeto de estudio durante más de doscientos años, aún no se domina el fenómeno que da lugar al fallo por fatiga y, aunque la teoría del deslizamiento parece adecuada para explicar las fases iniciales de la fatiga, aún se depende en gran medida de datos experimentales, lo cual se traduce en un gran coste en ensayos mecánicos y probetas.

Se podría decir que los avances generales en fatiga partieron de cuantificar el número

de ciclos hasta el fallo de forma experimental, a establecer modelos que determinen el crecimiento de la grieta con cada ciclo. Esto permite pasar del modelo de daño acumulado, a hablar directamente de tamaño de grieta en muchos casos. Todo ello se ha ido volviendo más complejo a medida que se introducían no linealidades y defectos observados en el material, corrosión, contacto al cierre de la grieta etc. siendo este fenómeno hoy día y probablemente durante muchos más años objeto de numerosos artículos.

2.3 Diferentes etapas de fatiga

El proceso que sufre un material sometido a fatiga desde los primeros ciclos hasta la rotura se denomina vida a fatiga. La vida a fatiga tal y como se conoce desde hace más de 40 años (Schijve, 1967 [22]) está definida por varias fases cuya frontera, aunque no está definida con exactitud, se establece según el tamaño de grieta: etapa I o de nucleación, etapa II o de crecimiento estable y etapa III o de inestabilidad estructural.

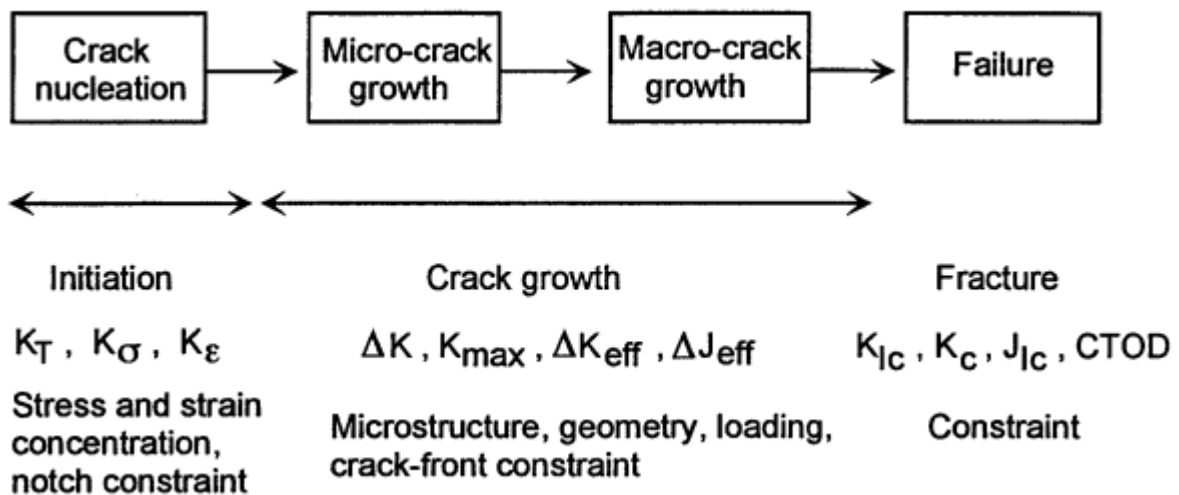


Figura 12. Diferentes etapas de fatiga desde nucleación hasta el fallo

Se suele llamar nucleación al periodo en el que comienzan a aparecer defectos del orden de hasta decenas de micrómetros. En esta fase, las grietas comienzan a formarse, aunque no se llegan a formar grietas dominantes. El proceso de formación de grietas tiene su origen en las irregularidades del material, como pueden ser la presencia de

sistemas de deslizamiento, bordes de grano, inclusiones etc.

Una de las primeras observaciones en el mecanismo de crecimiento fue realizado por Forsyth, 1961 [23]. En materiales puros o con bajo nivel de inclusiones son los sistemas de deslizamiento los que podrían provocar la aparición de una grieta FIG. . Los deslizamientos repetidos se irían agrupando hasta avanzar por los límites de grano aumentando así el tamaño de la grieta y alcanzando la fase II. Por otro lado, un alto nivel de inclusiones significaría un alto número de concentradores de tensión. Estos concentradores, y en mayor medida, aquellos situados en la superficie del material, serán las zonas que favorezcan la aparición de grietas que posteriormente crezcan hasta la siguiente fase. Como tercer caso, el mismo autor establece que para materiales usados en ingeniería que tengan irregularidades geométricas superficiales, debidas por ejemplo a procesos de conformado, estos defectos actuarán como concentradores aún más potentes que las inclusiones y bandas de deslizamiento, provocando así la aparición de grietas y su posterior propagación figura 13.

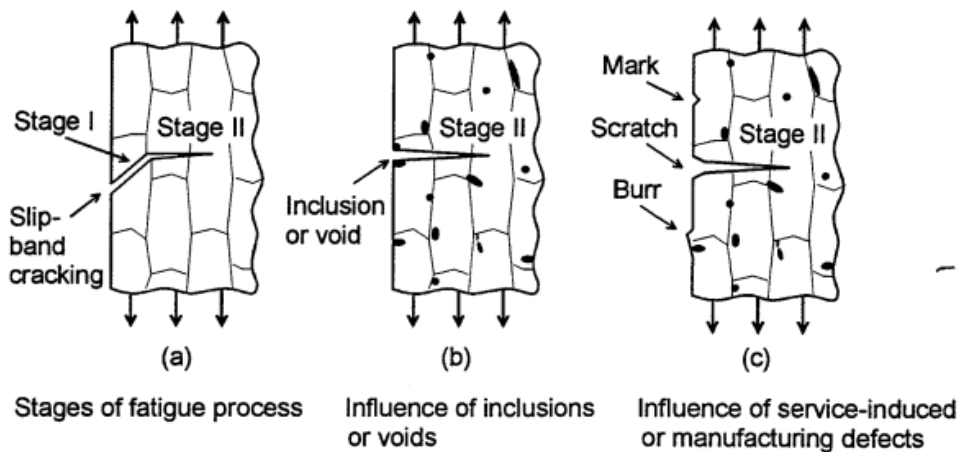


Figura 13. Propagación de grietas por fatiga: diferentes casos

Una vez alcanzado un tamaño por encima de unos cuantos micrómetros, la aparición de una grieta dominante es evidente y comienza así la segunda etapa de fatiga. Es común además que, en la práctica, se establezca la segunda fase cuando las grietas alcanzan un tamaño apreciable por los instrumentos de detección disponibles. En este punto, la grieta se propaga de forma más rápida aunque estable. Finalmente, la grieta se vuelve inestable pasando así a la fase de inestabilidad, en la que ocurre la fractura en

un número muy reducido de ciclos.

La última fase se puede considerar de menos interés que las anteriores debido a que, una vez llegado ese punto, la fractura ocurre de forma acelerada. Los estudios se centran por tanto en retrasar la aparición defectos dominantes retrasando la nucleación y en controlar la fase de crecimiento estable para así predecir la aparición del fallo. Por otro, los defectos de fabricación, impurezas etc. muchas veces tienen tamaño suficiente para producir grietas en pocos ciclos de carga.

2.4 Métodos para el diseño

El diseño de piezas que van a estar sometidas a fatiga suele tener varios propósitos. En algunos casos, se supone que existe un número de ciclos por encima del cual el daño a fatiga no se llega a producir nunca. En este caso, podemos hablar de diseño a vida infinita, en el caso de los aceros se supone a 10^6 ciclos. Esto a veces no es posible, bien porque el material no tiene un límite de fatiga bien definido, como sucede en el caso del aluminio (figura 14), o porque el diseño requiere una configuración que entra en conflicto con otras especificaciones de pieza, como puede ser el tamaño o el peso. El objetivo será por tanto el de conocer el estado del componente en cada momento para poder anticiparse al fallo sustituyéndolo o reparándolo. En ambos casos, el diseño debe apoyarse en un método adecuado que tenga la capacidad de predecir en mayor o menor medida el comportamiento de la pieza y es ahí donde se pueden distinguir diferentes metodologías.

En una primera clasificación, podríamos atender a la distinción de los diferentes estadios de fatiga. En cuanto a métodos que no están enfocados directamente a un estadio de fatiga podríamos destacar los métodos basados en las curvas de Wohler. El objetivo de estas curvas es establecer una relación entre la tensión alterna remota aplicada en un componente, con el número de ciclos que soporta la misma hasta el fallo (curvas S-N). Como se puede ver, para algunos materiales como el acero existe un valor de tensión por debajo del cual el fallo no es probable.

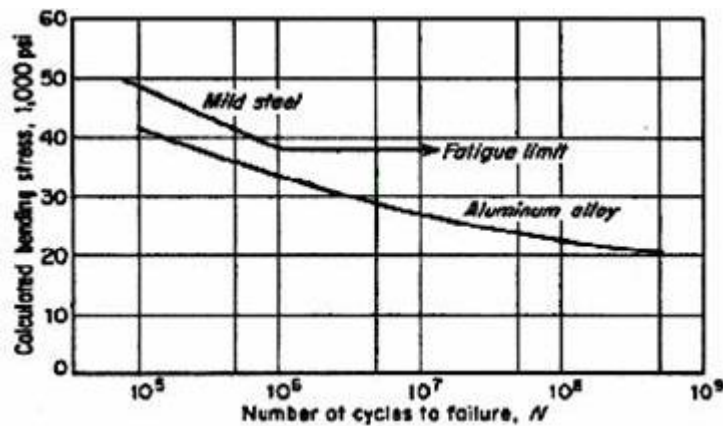


Figura 14. Esquema de la curva S-N para acero dulce y aluminio

En estos métodos, se considera que la mayoría de ciclos se invierten en superar la etapa de nucleación de grieta y la deformación del material es principalmente elástica, por lo que son normalmente usados para predicciones con bajas deformaciones y un amplio número de ciclos. Otros métodos que no distinguen entre etapas de nucleación y crecimiento son aquellos basados en deformaciones. En este caso, son aplicados para predicciones en un número bajo de ciclos y se centran en estudiar cómo son los ciclos de tensión-deformación en las zonas donde aparecen grietas.

Aunque los dos métodos anteriores son útiles, existen otro tipo de problemas donde es necesario abordar cada estadio de fatiga con un método diferente. Parece lógico pensar que si el mecanismo de daño por fatiga es diferente en dos fases, deberían usarse modelos diferentes para adaptarse a cada realidad física. En la fase primera o de nucleación cabe destacar el método de las deformaciones locales, basado en las tensiones y deformaciones producidas en la zona de máxima sollicitación de la pieza. Por un lado se realizan ensayos de tracción cíclica en probetas pulidas sin entalla sometidas a tensión uniforme. El número de ciclos hasta rotura coincidirá con el fin de la fase de nucleación en dicho material y para ese historial de cargas. Obtenidos estos datos para diferentes materiales y tensiones, se relacionan con las tensiones y deformaciones en el fondo de la entalla del componente, determinando el fin de la fase de nucleación.

Atendiendo a la fase de crecimiento estable, el método por excelencia es el uso de la

mecánica de la fractura. En su aplicación se parte de un tamaño de grieta inicial, por lo que la etapa de nucleación se supone superada. La aparición de dicha grieta inicial puede modelarse previamente mediante el método anterior en el caso de tratarse de materiales con muy pocas imperfecciones y alto acabado superficial. No obstante, los materiales ingenieriles están lejos de ser perfectos y contienen imperfecciones tanto internas como superficiales. Esto permite suponer que debido a dichas imperfecciones la fase de nucleación ya está superada, enfocándose el diseño únicamente a predecir el comportamiento de dichas imperfecciones. Para la adquisición de datos experimentales que sustenten este método se suelen usar probetas en las cuales se ha pre-crecido una grieta mediante la aplicación de ciclos de carga. Estas probetas se someten a cargas cíclicas registrando el tamaño de la grieta cada cierto número de ciclos y estableciendo así la velocidad de avance de la misma.

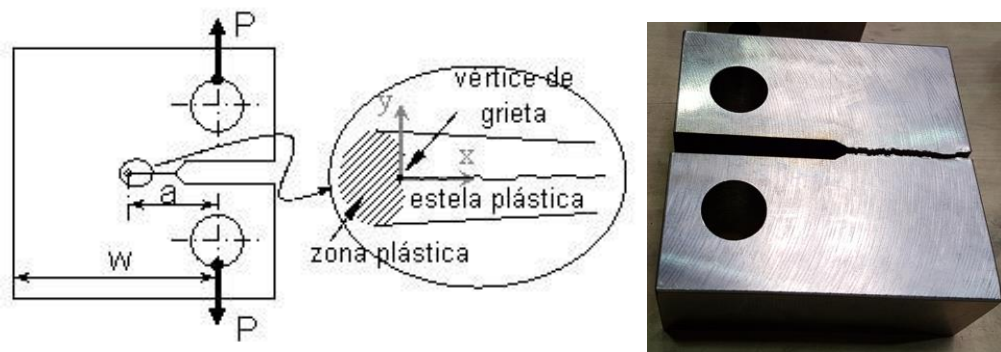


Figura 15. Izquierda: Esquema de probeta CT; Derecha: Imagen de probeta CT después de un ensayo

2.5 Mecánica de la Fractura Elástico-Lineal (MFEL)

Los métodos basados en la mecánica de la fractura para predecir la propagación de grieta tratan de relacionar el avance de la grieta con la carga aplicada y la forma actual de la grieta.

2.5.1 Consideraciones Básicas

Antes de comenzar a caracterizar la MFEL, es necesario establecer una serie de suposiciones básicas. En primer lugar, se trata de un mecanismo en régimen lineal, por

lo que sólo contempla deformaciones elásticas, sin embargo, bajo ciertas suposiciones (small scaling yielding) se pueden aplicar los procedimientos de MFEL. En el caso de producirse deformación plástica de un orden de magnitud similar a la longitud del frente de grieta sería necesario hacer uso de la mecánica de la fractura elasto-plástica (MFEP). En segundo lugar, este tipo de estudio sólo es válido para el estudio de componentes con grietas ya formadas, o en cualquier caso, defectos que actúen de la misma forma. Como ya se ha comentado anteriormente, existe otro de modelos para describir la nucleación de una grieta.

Partiendo de lo anterior, el siguiente paso es describir el estado de tensiones que se producen en el componente. En este punto cabe distinguir dos tensiones diferentes: por un lado se tiene la tensión remota, que es aquella que se aplica al elemento en una zona lejana a la grieta. Esta tensión provoca un estado tensional en la pieza creando un estado de tensiones local en el frente de grieta.

En función de la aplicación de la carga con respecto al plano de la grieta pueden distinguirse tres modos de crecimiento. El Modo I, o de apertura, es el más común en fatiga y el que más atención ha creado por parte de los investigadores. Este modo es el que produce un mayor crecimiento de la grieta, ya que tiende a abrir las dos caras de la misma. El Modo II y Modo III se producen por cargas paralelas al plano de la grieta y son menos comunes. El Modo III es el que suele producirse en barras agujereadas sometidas a torsión. Aparte de estos tres modos aplicados de forma pura, también es posible que el estado de carga dé lugar a una combinación de modos, dando lugar a una configuración mixta figura 16. Además de la mayor presencia del Modo I, los otros dos modos tienden a propagar las grietas hasta alcanzar configuraciones de modo I, por lo que en los siguientes apartados sólo se va a estudiar el caso del primer modo.

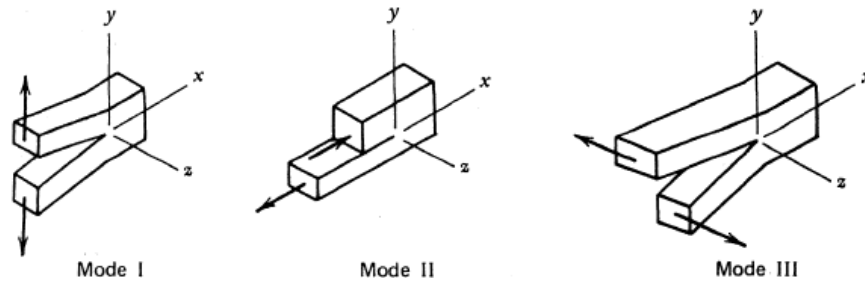


Figura 16. Diferentes modos de crecimiento de grieta por fatiga

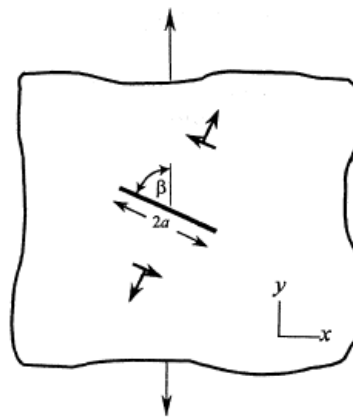


Figura 17. Esquema de tensiones en combinación de modos I y II

Para cualquiera de los modos anteriores Griffith e Irwin establecieron el modelo que determina el campo de tensiones en los alrededores de la grieta. Debido al primer enfoque energético de Griffith, y la posterior modificación de Irwing, estos son considerados los padres de la mecánica de la fractura.

Considerada una grieta en un cuerpo isótropo sometido a modo I, el campo de tensiones cercanas a la grieta queda definido por parámetros geométricos, como el ángulo θ y el radio r , y por el factor de intensidad de tensiones (K o FIT). Estas expresiones tienen además términos de mayor orden, pero en ocasiones pueden ser despreciados en las cercanías del frente de grieta, figura 18.

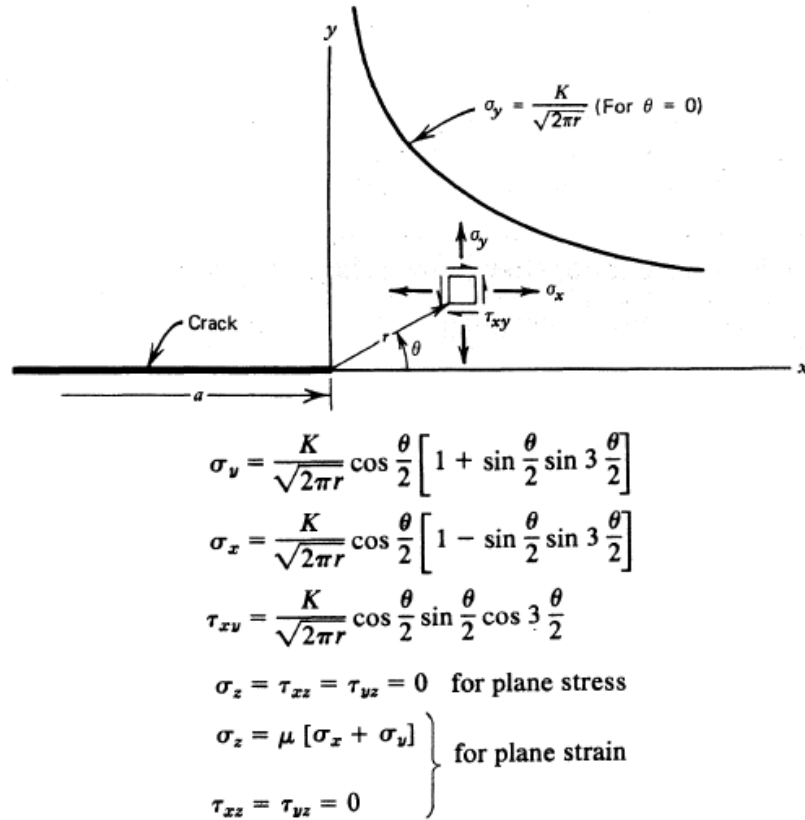


Figura 18. Tensiones en las cercanías del frente de grieta: esquema y ecuaciones

En un material determinado, el valor del factor de intensidad de tensiones es el que determina el avance de una grieta, dependiendo sólo de la tensión remota aplicada a la pieza, la longitud de la grieta y la función $f(g)$, (a veces como $Y = \sqrt{\pi} \cdot f(g)$), que depende de parámetros geométricos de la grieta. De esta forma, grietas diferentes con cargas diferentes pero con igual FIT se comportan del mismo modo. Esto último es determinante en la realización de ensayos de fatiga, ya que permite obtener datos de fatiga aplicando el FIT de una situación difícil de reproducir en un laboratorio, mediante la reproducción de ese mismo FIT en un ensayo más simple. El valor del factor de intensidad de tensiones se encuentra registrado para un gran número de problemas y existen numerosos manuales en los que se puede consultar su valor para una situación específica, ecuación 1.

$$K_I = f(g) \sigma \sqrt{\pi a} \quad 1$$

En este caso sólo se va a entrar en detalle en tres modelos diferentes de grieta.

2.5.2 K para una grieta longitudinal pasante en placa plana

En este caso, la grieta existente atraviesa todo el espesor de una placa plana sometida a tracción, siendo el espesor de mayor orden que la profundidad de la grieta. Se trata de un caso de extrema sencillez aunque un gran número de grietas reales pueden suponerse de esta forma. Como se puede ver en la figura 19, al crecer el tamaño de grieta aumenta también lo hace el factor de intensidad de tensiones, K.

$$K_I = S\sqrt{a} \left[1.99 - 0.41\left(\frac{a}{w}\right) + 18.7\left(\frac{a}{w}\right)^2 - 38.48\left(\frac{a}{w}\right)^3 + 53.85\left(\frac{a}{w}\right)^4 \right] \quad 2$$

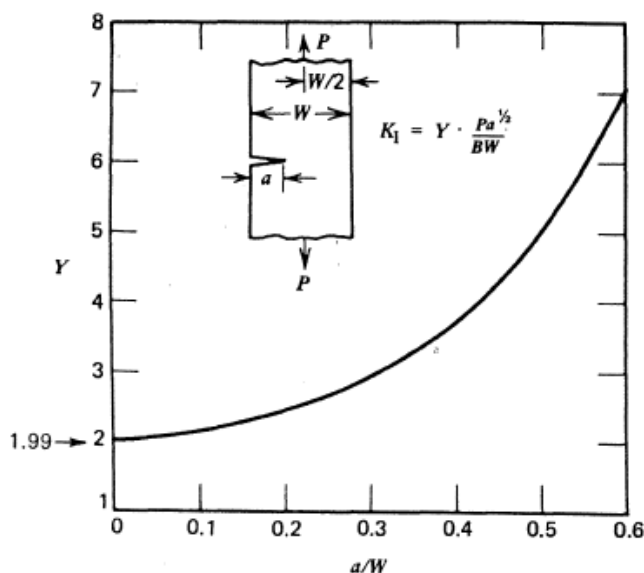


Figura 19. Variación de la función Y en función del tamaño de grieta y el espesor

2.5.3 K para una placa plana con grieta semi-elíptica.

El segundo caso, algo más complejo, supone una grieta plana con forma de media elipse. Como en el caso anterior, el factor de intensidad de tensiones está dominado por la tensión y por una serie de factores geométricos (ecuación 3).

$$K = \frac{S\sqrt{\pi a}}{\Phi} M_f M_b \left[\sin^2 \beta + \left(\frac{a}{c}\right)^2 \cos^2 \beta \right]^{1/4} \quad 3$$

M_f y M_b son los factores de corrección de cara delantera y trasera respectivamente y

dependen del ángulo β que aparece en la figura 20. El primero de ellos es el mismo que para el caso anterior, y es típicamente 1.12. El segundo de ellos se calcula en función de la geometría de la grieta, y su valor es prácticamente igual a la unidad. El valor de Φ está determinado por la relación a/c y se encuentra en el intervalo $[1/3, 1/2]$, siendo $1/3$ el valor más conservador. El ángulo β domina el resto de la ecuación, no obstante, es común tomar β como 90° , ya que en este punto está el punto más desfavorable de la grieta adoptando también un criterio conservador. Con todas estas consideraciones, la ecuación 5 queda así:

$$K \approx \frac{(1.12)^2 S \sqrt{\pi a}}{\Phi} = (1.12)^2 2S \sqrt{\frac{a}{\pi}} \approx 1.41 S \sqrt{a} \quad 4$$

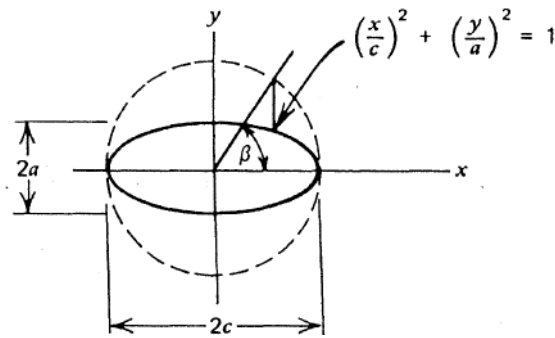


Figura 20. Geometría de una elipse

2.5.4 K según el modelo de G. Shen – G. Glinka (GSGG)

En los dos casos anteriores, la tensión aplicada se supone constante, σ . Cabe plantearse la situación de que la tensión a lo largo del espesor no lo sea. Para situaciones con un gradiente de tensiones a lo largo del espesor de la placa es necesario plantear otro modelo de grieta. Otro hecho no recogido por modelos anteriores es la influencia mutua de los puntos del frente de grieta, es decir, K en cada punto del frente de grieta está influenciado por la geometría de la grieta tanto en el punto más profundo de la misma, como en los demás puntos del frente de grieta. Este modelo se explica más extensamente en apartados posteriores.

2.6 Crecimiento de grieta por fatiga $da/dN(K,A,m)$

Aunque la resistencia de un componente se ve reducida por la presencia de una grieta o discontinuidad en el material, esto no quiere decir que ante la aplicación de una carga, ya sea estática o cíclica se produzca una rotura inestable. El crecimiento de grieta puede ser estable y la misma se puede propagar hasta un tamaño en el que ya no lo es, llamado tamaño crítico.

En la figura 21, se puede ver que conforme aumenta el número de ciclos de carga aplicados a una grieta, la longitud de la misma se hace mayor. Además, la velocidad de crecimiento de la grieta también aumenta hasta alcanzar un valor casi asintótico. Esta velocidad de crecimiento de grieta tiene una relación directa con la variación del FIT, ΔK , a lo largo de un ciclo de carga, que puede obtenerse aplicando la ecuación 5.

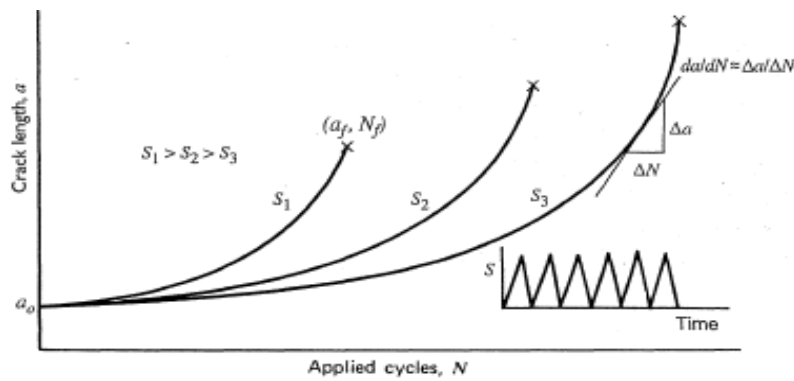


Figura 21. Longitud de grieta por fatiga frente a ciclos aplicados

$$\begin{aligned} \Delta K_I &= \Delta K = K_{\max} - K_{\min} = S_{\max} \sqrt{\pi a} \alpha - S_{\min} \sqrt{\pi a} \alpha \\ &= (S_{\max} - S_{\min}) \sqrt{\pi a} \alpha = \Delta S \sqrt{\pi a} \alpha \end{aligned} \quad 5$$

Mostrando la velocidad de crecimiento de grieta (da/dN) con respecto al factor de intensidad de tensiones en escala logarítmica, es decir, la derivada de la curva anterior enfrentada a ΔK , se obtiene la gráfica de la figura 22, en la que se pueden observar tres regiones. La región I representa un límite inferior por debajo del cual no se observa crecimiento de grieta en torno a 10^{-10} m/ciclo. Esta región es controlada principalmente por el valor del FIT umbral, ΔK_{th} .

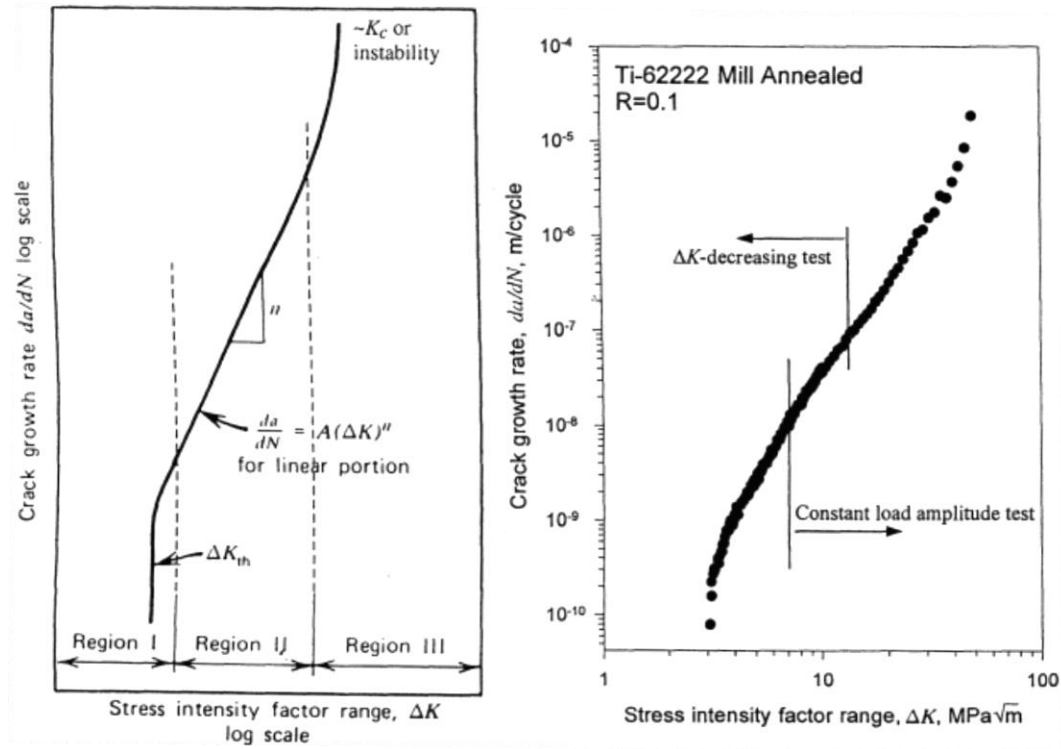


Figura 22. Esquema del crecimiento de grieta por fatiga (izquierda) y datos del comportamiento en una aleación de titanio (derecha)

En lo que se refiere a la región II, fue Paris quien sugirió por primera vez la expresión que relaciona da/dN con ΔK (6), siendo esto último la diferencia entre el FIT máximo y mínimo en un ciclo de carga $\Delta K = K_{\text{máx ciclo}} - K_{\text{mín ciclo}}$. La expresión exponencial puede reflejarse en escala logarítmica como una línea recta, siendo A y m los coeficientes que establecen su altura y su pendiente respectivamente. La Ley de Paris se trata por tanto de la herramienta que determina el crecimiento estable de una grieta, situado en la zona II.

$$\frac{da}{dN} = A(\Delta K)^m \quad 6$$

Una vez alcanzado un valor crítico K_{IC} o tenacidad a la fractura, el crecimiento de la grieta se produce de forma inestable alcanzándose la región III. De acuerdo con la expresión para K, K_{IC} podría alcanzarse tanto por el aumento de la tensión nominal aplicada a la grieta como por el aumento del tamaño de la misma.

2.6.1 Efecto de la tensión media

En la Ley de Paris, las constantes “A” y “m” vienen dadas para ratio de carga, R, determinado, siendo este un valor relacionado con la tensión media, ecuación 7. Sin embargo, es posible aproximar esas constantes para otros valores de R. A un factor de carga R mayor y mismo K, la curva anterior se desplaza hacia arriba.

$$R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} = \frac{K_{min}}{K_{max}} \quad 7$$

Existen además algunas otras expresiones que sí que tratan de tener en cuenta el factor R como las ecuaciones 8 y 9. Aún existiendo estas ecuaciones, en muchos casos la Ley de Paris es suficiente, siendo por tanto una forma sencilla de modelar el crecimiento de grieta. En numerosas ocasiones se puede considerar que las tensiones que provocan el cierre de grieta no afectan al crecimiento de la misma. En estos casos, $K_{max} = \Delta K$ y $K_{min} = 0$, por lo que puede que en los siguientes capítulos se muestre en la ecuación como K y no como ΔK . En este trabajo concreto, las tensiones de compresión són mínimas, por lo que no se tendrá en cuenta dicho factor.

$$\frac{da}{dN} = C \left(\frac{\Delta K}{(1-R)^{1-m}} \right)^n \quad (\text{walker}) \quad 8$$

$$\frac{da}{dN} = \frac{A}{E \sigma_s} (\Delta K^2 - \Delta K_{th}^2) \quad (\text{Donahue}) \quad 9$$

2.6.2 Efectos medioambientales

En apartados anteriores, la magnitud del daño por fatiga se ha relacionado principalmente con la tensión, bien sea neta o local, y con la geometría. A temperatura ambiente, la frecuencia, el hold time, la humedad en el ambiente etc. son factores que a veces apenas afectan al daño causado por fatiga, sin embargo, al aumentar la temperatura, estos efectos pueden magnificarse. Tanto es el efecto en la velocidad de crecimiento de grieta, que se hace totalmente necesario el estudio de dichos factores

llamados efectos medioambientales. Como se puede suponer, el efecto que cada uno de estos factores depende directamente del material y su resistencia frente a los mismos.

2.6.3 Crecimiento de grieta en presencia de corrosión

La mayoría de los componentes en ingeniería trabajan bajo la presencia de aire, humedad, agua dulce o salada, y toda una gama de agentes que pueden tener efectos indeseados sobre el material. La corrosión por fatiga se refiere a la interacción de un ambiente corrosivo durante el proceso de fatiga que afecta al material y acelera el daño. En la figura 23, se muestra un esquema del efecto que diversos ambientes corrosivos tienen sobre el acero.

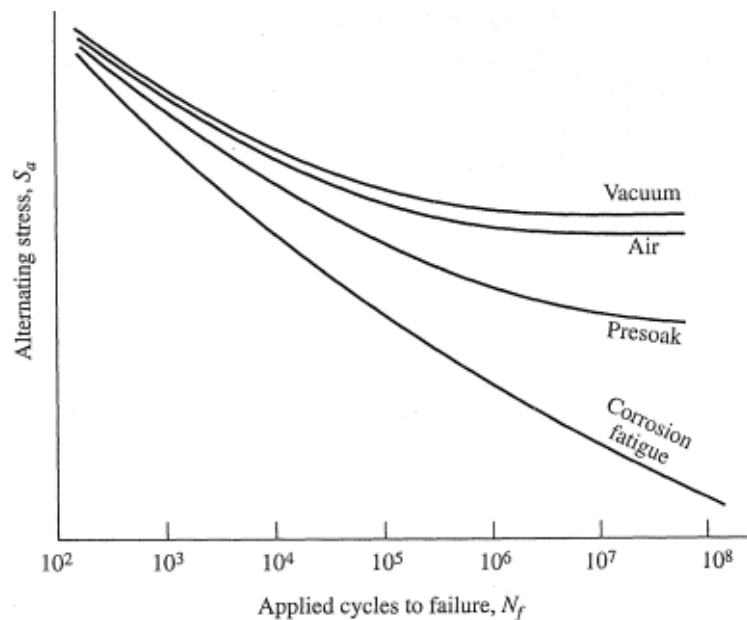


Figura 23. Esquema del comportamiento a fatiga para varios agentes corrosivos

En la fase de crecimiento estable, el proceso de fatiga se ve especialmente afectado por la corrosión ambiental. Aunque para caracterizar el crecimiento de grieta debido a fatiga se invierte bastante tiempo en comparación con otro tipo de ensayos, como el de tracción o el de dureza, al intentar determinar el efecto de la corrosión el tiempo de ensayo aumenta de forma considerable, con el coste que ello conlleva. En ensayos normales las frecuencias pueden ser de hasta 25Hz mientras que las frecuencias características en ambientes corrosivos se sitúan entre 0.017 y 0.17 Hz. Debido a ello, la mayoría de los datos que aparecen en la literatura caracterizan la zona II y III.

Además, conforme los ensayos con corrosión se acercan a zonas de rápido crecimiento, los datos empiezan a ser muy similares a los determinados en ensayos en aire. Como se puede observar en la gráfica de la figura 24, para los diferentes medios corrosivos las curvas varían significativamente. Son muchos los estudios que aproximan el comportamiento de los ensayos bajo corrosión mediante la Ley de Paris, no obstante, hay que tener en cuenta que esta aproximación se vuelve menos fiable en estos casos, pudiendo no ajustarse bien al comportamiento a fatiga.

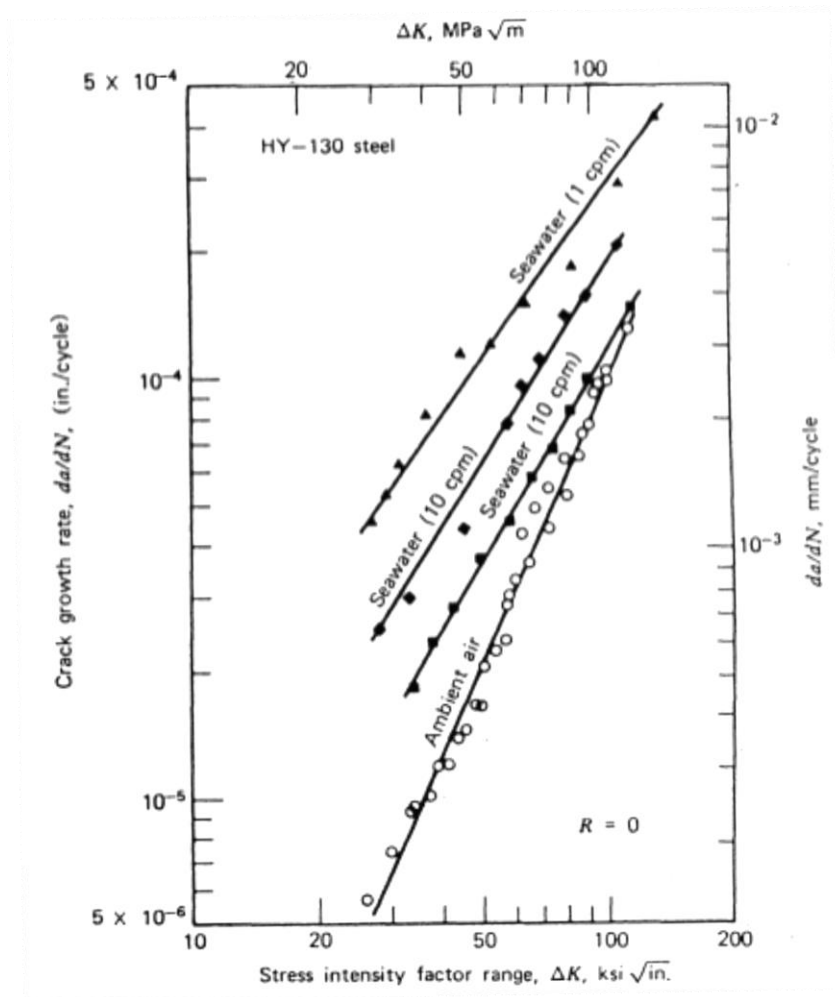


Figura 24. Crecimiento de grieta en presencia de agua para diferentes frecuencias de ensayo [24]

Debido al elevado tiempo de ensayo, la escasez de datos y la dificultad para ajustar bien el comportamiento en presencia de corrosión, en numerosas ocasiones es necesario realizar interpolaciones y ajustes de los que extraer datos para el diseño. Esta práctica

tendrá como consecuencia directa una menor exactitud en los cálculos y por tanto obligará al uso de un mayor margen de seguridad.

2.6.4 Alta temperatura

La exposición de los componentes ingenieriles a altas temperaturas es algo bastante frecuente en aplicaciones de motores, industria química, centrales eléctricas etc. En primer lugar, se puede decir que alta temperatura se considera aquella que está entre un 30 y un 40% por debajo de la temperatura de fusión. La predicción de la vida a fatiga a estas temperaturas es mucho más complicado que a temperatura ambiente, debido a que suelen activarse otros mecanismos que aceleran el daño por fatiga, como el creep o la corrosión. Además, los componentes sometidos a dichas temperaturas suelen experimentar transiciones térmicas entre la temperatura ambiente y la temperatura de operación, debido a operaciones de parada y puesta en marcha. Un calentamiento desigual, por ejemplo, provoca tensiones térmicas que a veces provocan fatiga.

Además de las tensiones, la oxidación juega un papel clave en fatiga a alta temperatura. Entre otros fenómenos, la oxidación en las caras del frente de grieta provoca el efecto de cierre, ya que las caras se tocan antes de lo esperado por la capa de corrosión alojada durante la apertura. Este efecto se traduce en un aumento en las tensiones en el frente de grieta. Y por tanto una menor resistencia a fatiga.

2.6.5 Creep

Se llama creep a la deformación lenta y continua que se produce bajo carga o tensión constante hasta la rotura. Un ejemplo de este efecto se puede ver en los filamentos de las bombillas, que aun estando sometidos a la mitad de la temperatura de fusión, se deforman hasta romperse.

Las curvas de creep representan la deformación en función del tiempo en ensayos a tensión constante figura 25. Estas curvas cuentan con tres etapas como ocurre con las curvas anteriormente descritas en fatiga. Conforme la temperatura o la tensión aumentan, la velocidad de deformación para un tiempo dado también lo hace, lo que se observa en la mayor pendiente de las curvas para un mismo instante. La forma de la

función está dominada por una serie de mecanismos como endurecimiento o ablandamiento por deformación, recristalización, deslizamiento de bordes de grano etc.

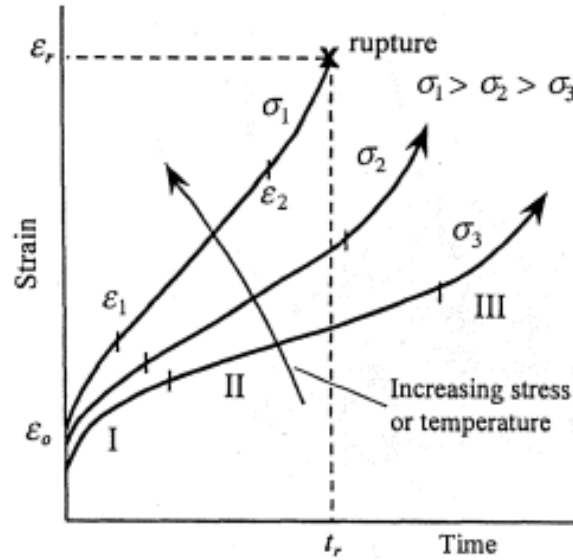


Figura 25. Esquema de curvas de creep para diferentes temperaturas [25]

Aunque se ha hablado de ensayos a tensión constante, este sería el caso más sencillo. La aplicación de ciclos de carga a alta temperatura también influye en la deformación por creep, debiéndose tener en cuenta en este caso otros muchos parámetros como la frecuencia, el hold time, la tensión media y la forma de onda. Un intento de tener en cuenta los efectos conjuntos de creep, fatiga y tensión media es la que se muestra en la ecuación 10. En ella se ha sustituido la tensión de rotura S_u del diagrama de Goodman modificado por una tensión S_R que expresa la resistencia al a rotura por creep.

$$\left(\frac{S_a}{S_f}\right)^2 + \left(\frac{S_m}{S_R}\right)^2 = 1 \quad \begin{array}{l} S_a = \text{alternating stress} \\ S_m = \text{mean stress} \\ S_f = \text{fully reversed fatigue strength} \\ S_R = \text{creep rupture strength} \end{array} \quad 10$$

Dentro de los efectos conjuntos de creep y fatiga se encuentra la llamada termofatiga, o fatiga termomecánica. Este tipo de fatiga se produce en componentes que se encuentran sometidos a ciclos de fatiga variando tanto las cargas como la temperatura.

Además de las consecuencias de los ciclos de tensión, la variación de la temperatura provoca deformaciones que aceleran el daño por fatiga. Este tipo de proceso se puede dar tanto en fase, cuando la tensión máxima se produce a la vez que la temperatura máxima, como desfasada en el caso de que no sea así.

Como en fatiga a temperatura ambiente, es posible usar el factor de intensidad de tensiones ΔK y el factor de carga R en casos de alta temperatura para describir el crecimiento de grieta. No obstante, en el caso de fatiga a alta temperatura, el comportamiento es mucho más difícil de predecir, ya que en la región II, las velocidades de crecimiento de grieta para un mismo ΔK aumentan con respecto a temperatura ambiente.

Otros parámetros a considerar a alta temperatura son la frecuencia y hold time. A menor frecuencia o mayor hold time, el tiempo en el que las grietas están expuestas a tensiones altas es mayor. Esto se traduce en el aumento de la velocidad de crecimiento de grieta da/dN , como se puede observar en la gráfica de la figura 26, donde se muestran las curvas de fatiga de una aleación de base níquel para diferentes frecuencias.

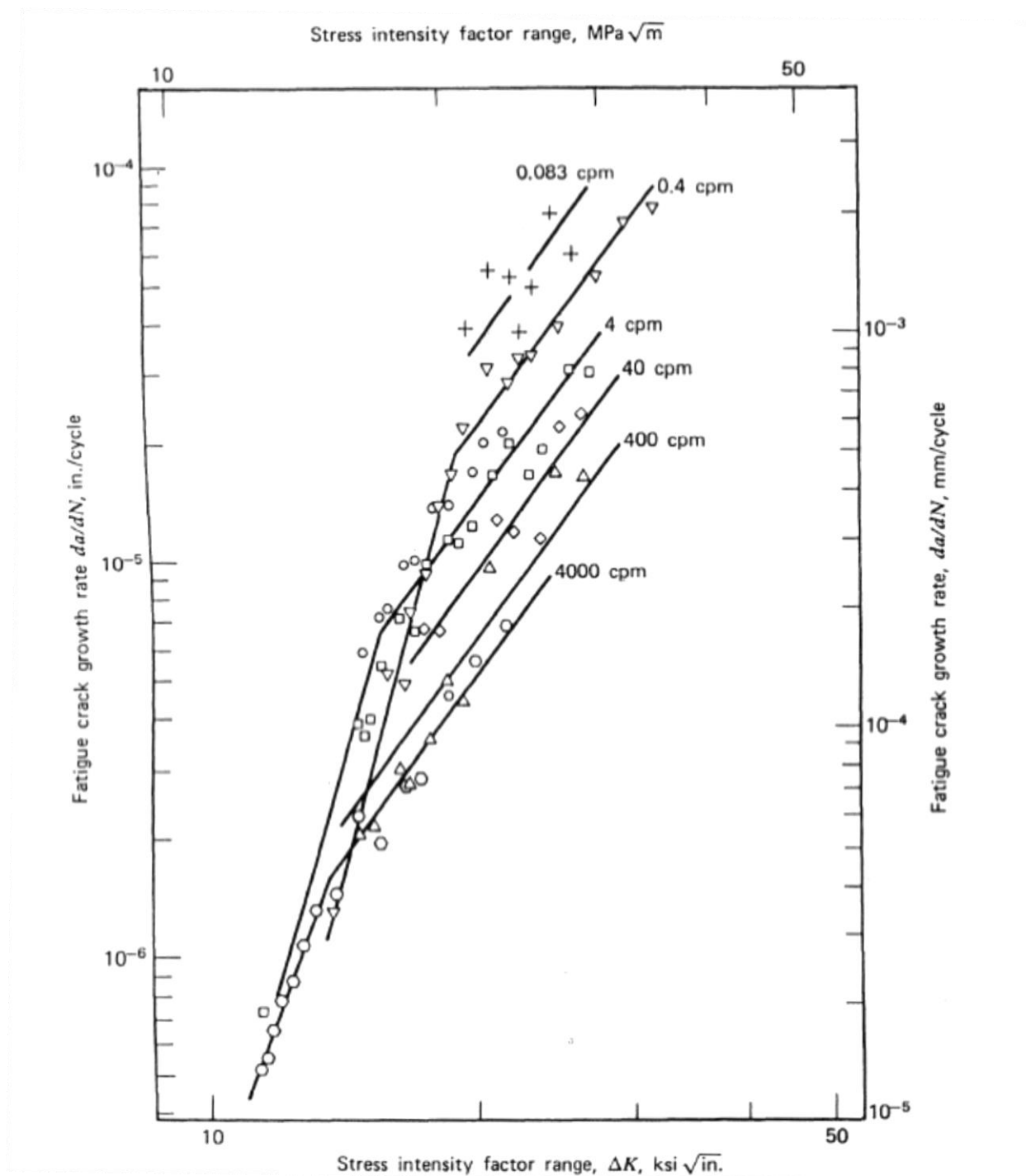


Figura 26. Efecto de la frecuencia en un acero inoxidable a 538°C [24]

En conclusión, la mecánica de la fractura elástico-lineal puede usarse para predecir el comportamiento de elementos sometidos a altas temperaturas siempre y cuando las deformaciones sean elásticas. Para tener una mayor precisión en los resultados en muchos casos la mejor práctica es la realización de ensayos que simulen lo más fielmente posible las condiciones de trabajo de la pieza.

3 ESTUDIO DE LAS CARACTERÍSTICAS DE LOS TUBOS Y RECOPIACIÓN DE LOS DATOS EXISTENTES EN LA BIBLIOGRAFÍA

El primer objetivo de este trabajo será caracterizar el comportamiento a fatiga en tubos de HAYNES 230 realizando una estimación del tiempo que dichos tubos resistirán antes de tener un tamaño de grieta máximo. Para ello será necesario determinar la velocidad de avance de grieta en las condiciones de operación de los tubos teniendo en cuenta todos los factores de fabricación y operación de los mismos. En los siguientes apartados se detalla el procedimiento desde la caracterización de los tubos hasta la estimación del número de ciclos transcurridos antes de llegar a un tamaño de grieta considerado como inaceptable. Para ello, primero se describirán los factores que puedan influir en el comportamiento a fatiga.

3.1 Características principales de la aleación HAYNES 230

Comercialmente, la aleación de níquel-cromo HAYNES 230 se presenta con características como “excelente resistencia a alta temperatura, estabilidad térmica y resistencia a efectos medioambientales”. Concretamente, HAYNES 230 es una aleación austenítica de níquel-cromo-tungsteno-molibdeno apta para ser expuesta de forma prolongada a altas temperaturas y ambientes corrosivos. Además tiene especial resistencia a atmósferas nitrificantes y una gran estabilidad térmica. Otra de sus características es el bajo coeficiente de expansión térmica característico de las aleaciones aptas para alta temperatura y una gran resistencia al aumento del tamaño de grano ante la exposición prolongada.

Como se puede observar en la figura 27, a temperatura ambiente la aleación tiene una curva tensión-deformación similar a la de cualquier acero dúctil. Conforme se aumenta

la temperatura el coeficiente elástico se mantiene casi constante, el límite elástico disminuye y la zona de endurecimiento se produce cada vez a menor tensión. A partir de los 815°C la forma de la curva cambia, mostrando un marcado punto de fluencia con retroceso seguido de una zona de fluencia y un posterior endurecimiento. Como en las curvas a bajas temperaturas, tanto el límite elástico como la zona en la que se produce el endurecimiento disminuyen. Se debe destacar que para temperaturas cercanas a los 870°C, la tensión de rotura se retrasa, llegando a ser más altas que para temperaturas entre 315 y 760°C.

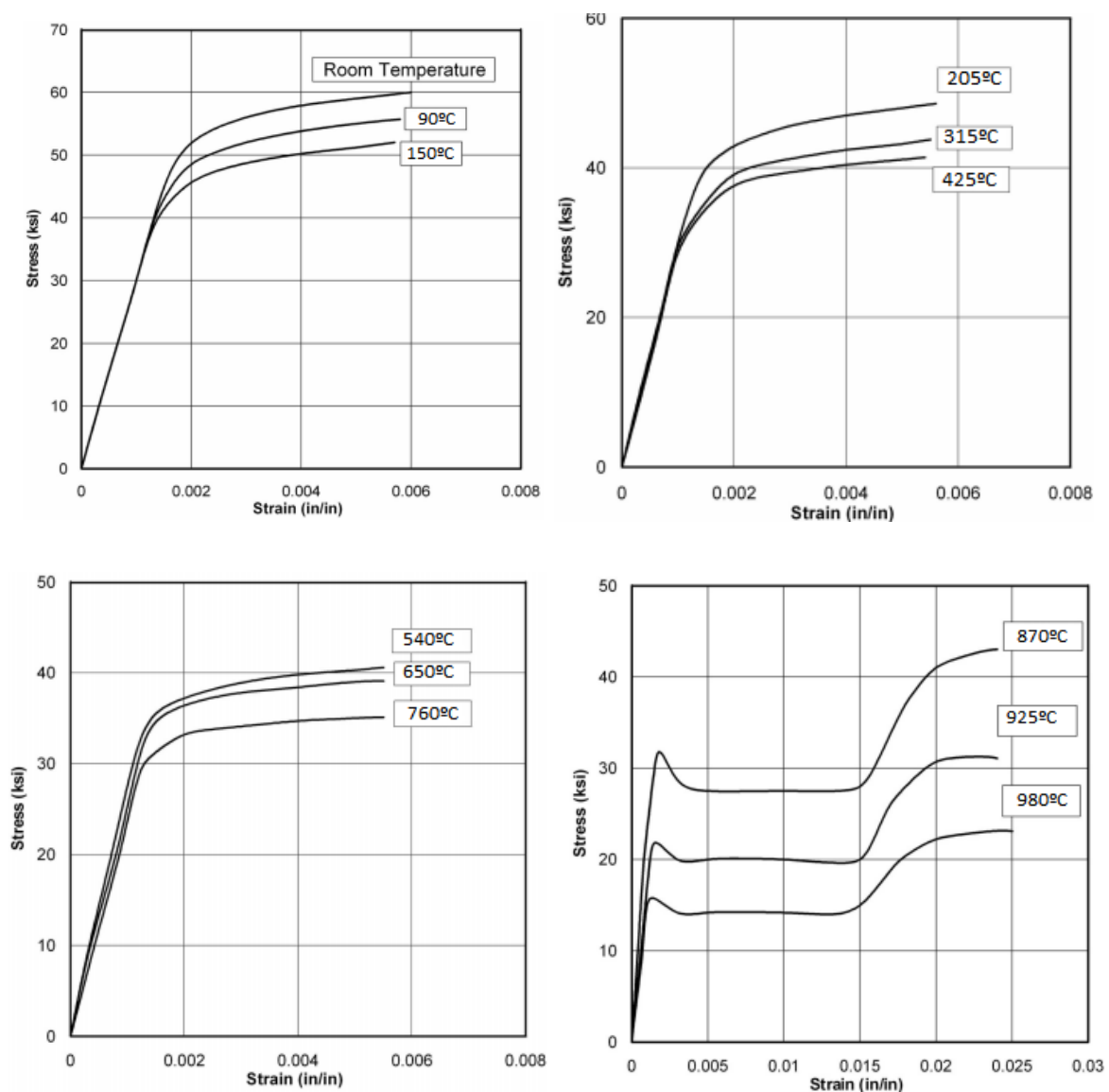


Figura 27. Esquema del comportamiento a tracción del Haynes 230 para el intervalo (20, 980)°C [26]

3.2 Datos de fatiga existentes en la bibliografía

Como se ha comentado anteriormente, la obtención de datos de fatiga a altas temperaturas es un proceso costoso en tiempo y también a nivel económico. A esto hay que añadir que a partir de cierta temperatura, los datos de fatiga pueden depender de factores como la frecuencia, el hold time y factores medioambientales como corrosión, siendo a veces necesario un gran número de ensayos.

En el caso de la aleación HAYNES 230 existen muy pocos datos disponibles en la bibliografía. En cuanto a la temperatura, tan sólo existen tres curvas de fatiga (temperatura ambiente, 650, 816 y 927°C) figura 28. En lo referente al hold time, tan sólo se recogen curvas para 0 y 2 min y algunos datos acerca de la relación entre la velocidad de crecimiento de grieta y la frecuencia a $\Delta K = 27.5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, figura 29 y figura 30.

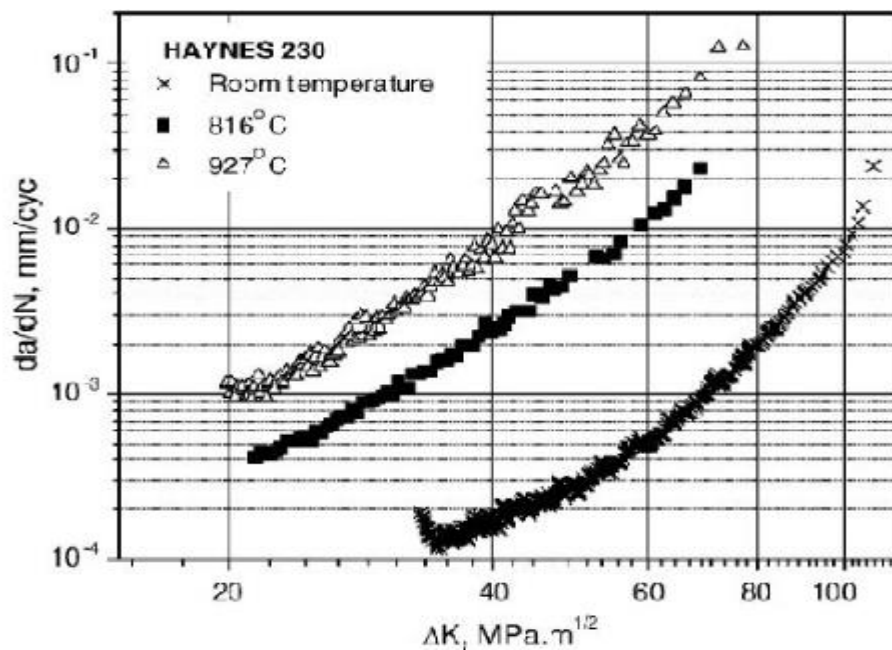


Figura 28. Crecimiento de grieta por fatiga frente a ΔK para 20, 816 y 927°C y 0 min hold time [27]

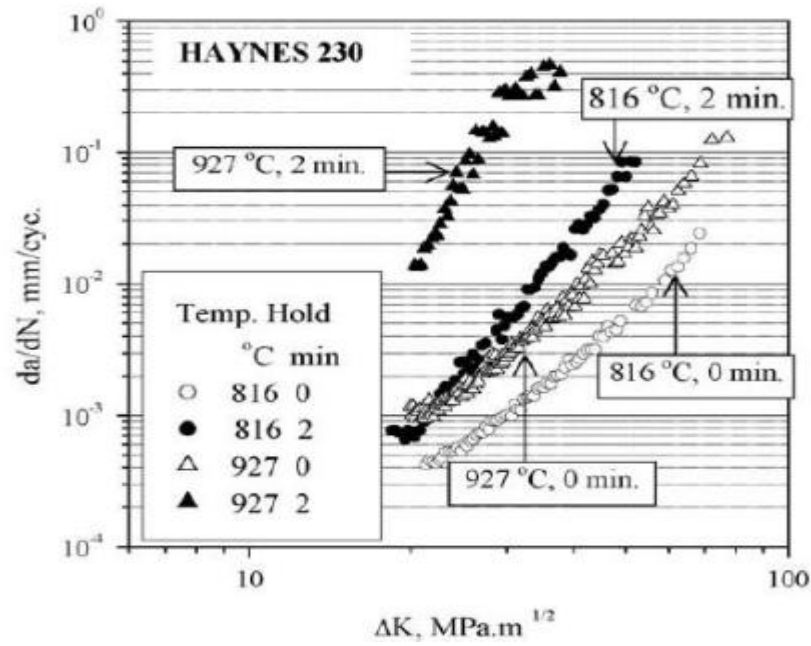


Figura 29. Velocidad de crecimiento de grieta frente a ΔK para 816 y 927°C y 0 y 2 min de hold time [28]

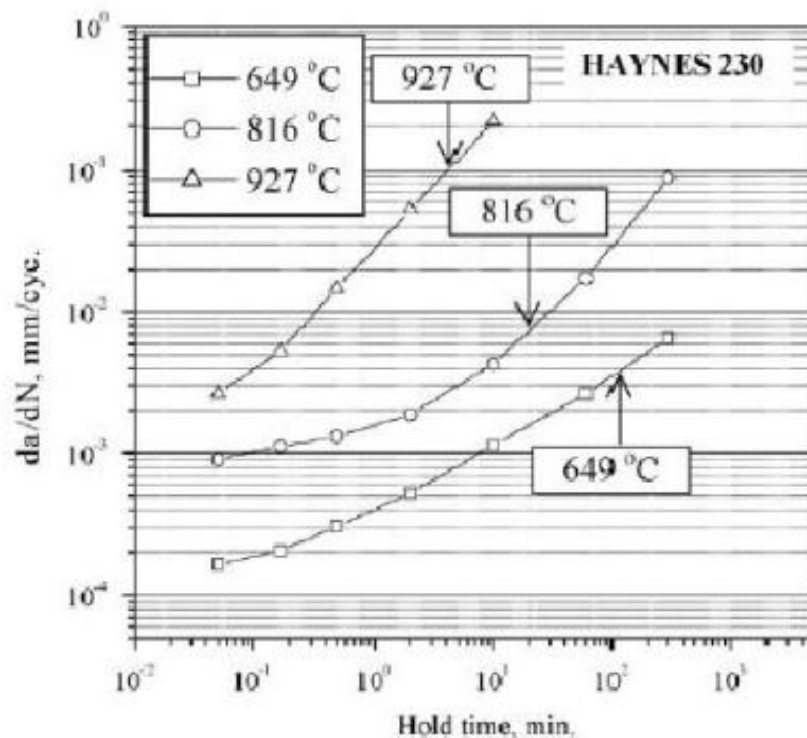


Figura 30. Velocidad de crecimiento de grieta con respecto al hold time para 649, 816 y 927°C y $\Delta K = 27.5 MPa\sqrt{m}$ [28]

Debido a que las condiciones de operación no se ajustan a ninguna de esas curvas, en

los siguientes capítulos se realizan aproximaciones para obtener algunos datos como referencia en el cálculo de vida a fatiga de la aleación HAYNES 230.

3.3 Características de los tubos

Los tubos tienen una sección cilíndrica hueca de 1.5mm de espesor y 51mm de diámetro. En su fabricación se parte de la aleación HAYNES 230 en forma de chapa plana que es conformado hasta obtener forma cilíndrica (figura 31). La unión de los dos bordes de la chapa se realiza mediante una soldadura a lo largo del tubo. Debido a la soldadura los tubos presentan dos características que determinan su comportamiento a fatiga. La primera es que el proceso de fabricación mediante conformado plástico y soldadura provoca en los tubos tensiones residuales en la zona de soldadura. Estas tensiones afectan a los tubos en temperaturas por debajo de la temperatura de creep (500°C) aumentando la tensión media en el ciclo de carga, lo cual afecta a la velocidad de crecimiento de grieta. Por encima de 500°C se podrán despreciar, ya que a esas temperaturas el creep permite la relajación de las tensiones residuales. Según estudios de carácter confidencial realizados en el Departamento de Ingeniería Mecánica de la Universidad de Sevilla, las tensiones residuales pueden considerarse cercanas a los 70MPa, tensión que se suma a la que se produce por efecto de la temperatura.

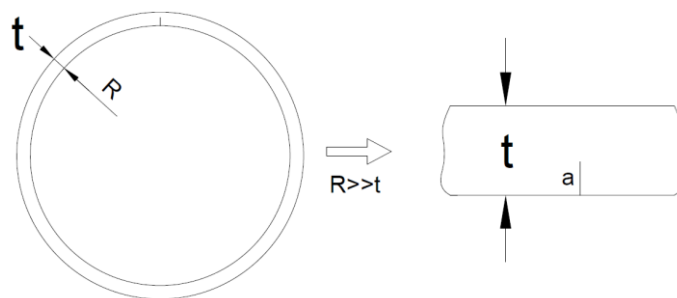


Figura 31. Características geométricas de los tubos y grieta superficial

El segundo factor a tener en cuenta es la presencia de microporos o grietas en la zona de soldadura. Se puede apreciar en la figura 32 que en la zona perteneciente al cordón de soldadura la superficie consta de cierta rugosidad y algunas grietas longitudinales.

En posteriores análisis se tendrá en cuenta un tamaño de grieta inicial acorde con los defectos que aquí se aprecian, así como grietas iniciales que van desde los $30\mu m$ hasta los $100\mu m$.

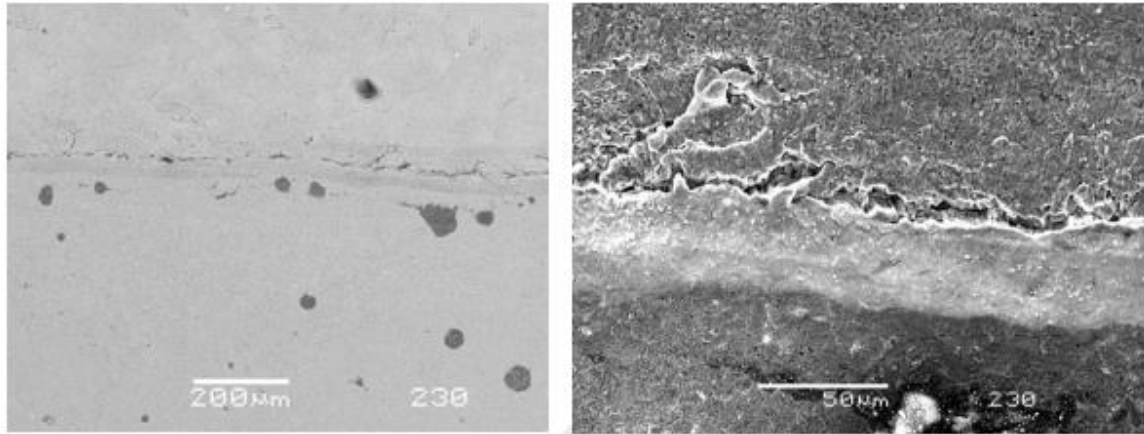


Figura 32. Imagen de grietas a lo largo de la soldadura de los tubos

3.4 Tensiones en la soldadura

Hasta ahora no se ha comentado el efecto que la temperatura tiene en los tubos. Estudios realizados anteriormente establecen varias situaciones diferentes de las que, por motivos de confidencialidad, tan sólo se comentará que debido al efecto de la temperatura calculado mediante análisis de elementos finitos, los tubos están expuestos a dos situaciones límite diferentes:

	Temp. (°C)	Tensión (MPa)	$a_0 \mu m$
Caso 1	330	$90 + 70^*=160$	30
Caso 2	550	80	30

*Resultante de sumar las tensiones residuales.

Tabla 1. Condiciones de trabajo límite a las que se encuentran sometidos los tubos de la aleación Haynes 230

4 OBTENCIÓN DE CURVAS DE FATIGA PARA HAYNES 230

Como se ha comentado en un capítulo anterior, para determinar la velocidad de crecimiento de una grieta en fase II se usa la ecuación:

$$\frac{da}{dN} = A(\Delta K)^m \quad 11$$

Por tanto, obteniendo las constantes “A” y “m” queda definida la curva a fatiga de un material, por lo que el primer objetivo de este apartado es la obtención de las curvas para el material HAYNES 230 a diferentes temperaturas y hold time.

La selección de temperaturas se ha hecho teniendo en cuenta el rango de temperatura que se experimenta en la soldadura de los tubos. Debido a que en la bibliografía tan sólo existen datos para 0 y 2 minutos de hold time (HT), se realizarán extrapolaciones para obtener los datos correspondientes a 1000 min. HT. Además de la interpolación para la temperatura y la posterior extrapolación para el hold time, es necesario mencionar que la información que se intentan obtener corresponde valores de ΔK muy inferiores a los encontrados en la bibliografía, por lo que las curvas se prolongarán hacia regiones de ΔK entre 1 y 20 $MPa\sqrt{m}$.

Los datos de partida para la interpolación provienen de varias fuentes. En la primera gráfica se observan las curvas de fatiga para temperatura ambiente, 816°C y 927°C, figura 33.

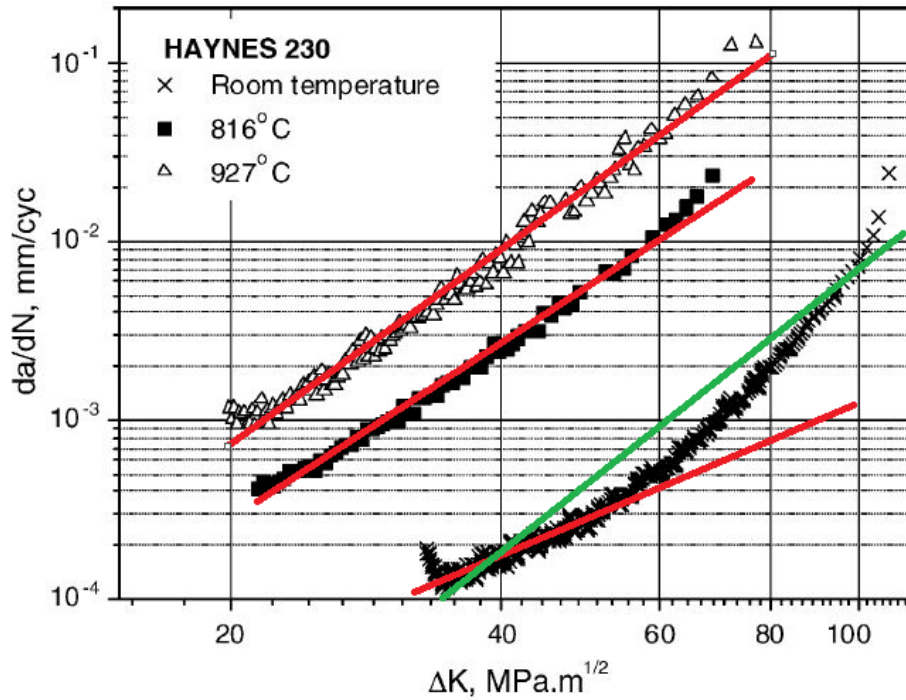


Figura 33. Aproximación de pendientes para 0 min HT

Para las dos temperaturas más altas se han seleccionado los datos según las curvas de color rojo. Atendiendo a la curva de temperatura ambiente (Room Temperature) se puede observar que, aunque la interpolación de los datos corresponde a la línea verde de pendiente mayor que para altas temperaturas, la curva proveniente de los datos disminuye su inclinación para valores bajos de ΔK . Ante esta situación, se ha establecido que debido a que las condiciones del material van a situarse por debajo de $\Delta K = 20 \text{ MPa}\sqrt{m}$, la interpolación de la curva de temperatura ambiente tan sólo se va a realizar teniendo en cuenta los valores de una tercera parte de los datos, los correspondientes a la zona de menor ΔK . Esta consideración además es conservativa en dicha zona, puesto que establece velocidades de crecimiento mayores para zonas de ΔK bajo. Por tanto, los datos interpolados y sus correspondientes curvas de aproximación son los que se pueden ver en la figura 34.

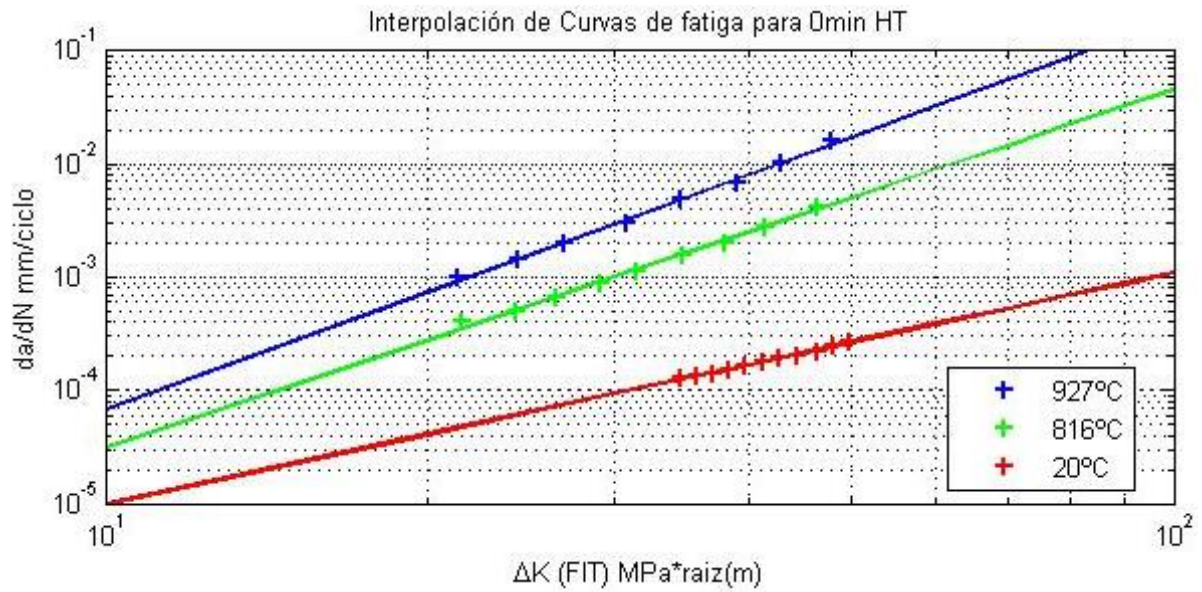


Figura 34. Aproximación de curvas de fatiga usando los datos bibliográficos

Una vez obtenidas las curvas para 0 HT, el siguiente paso es extrapolarlas a 1000min HT. En la figura 35 se puede observar la dependencia de las curvas con respecto al HT para 816 y 927 °C, donde además se observa la poca dependencia entre la pendiente de las curvas y el hold time, siendo más débil la dependencia para la temperatura más baja que para 927°C.

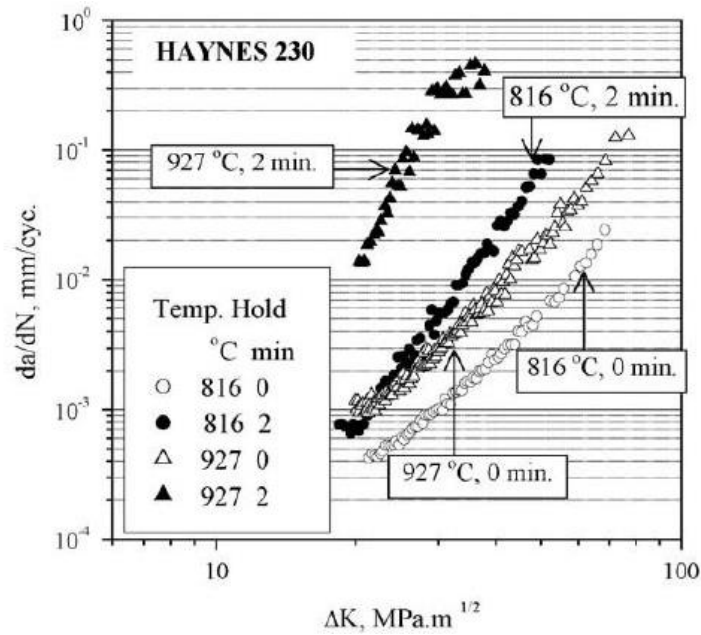


Figura 35. Crecimiento de grieta por fatiga frente a ΔK para 816 y 927°C y 0 y 2 min de hold time

Para apoyar lo anterior, en la figura 36 se muestra un estudio de una aleación de níquel de características similares, Hastelloy X, del que se puede extraer la conclusión de que la variación de la pendiente con respecto al HT a temperaturas inferiores a 700°C es prácticamente nula.

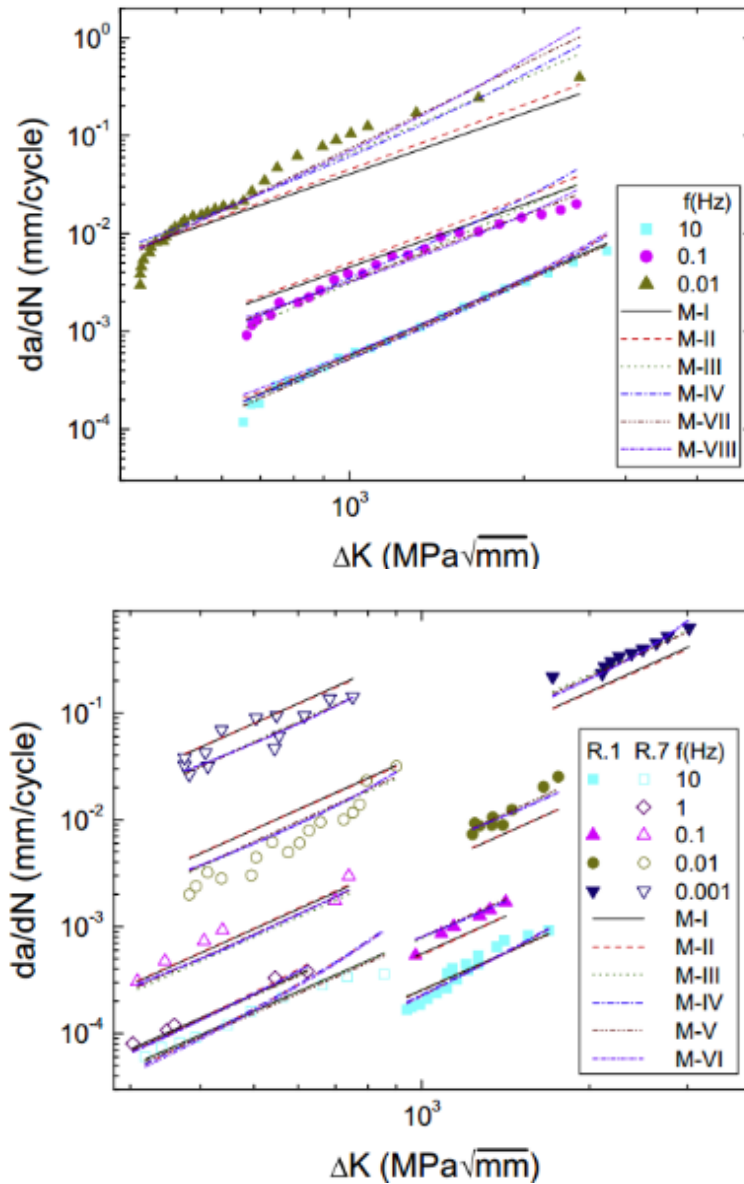


Figura 36. Pendiente constante a diferentes temperaturas, comparación de varios experimentos de aleación de níquel para 700 y 650°C [29]

De las dos últimas afirmaciones se concluye que el HT tan sólo afecta a la constante “A” de la curva de fatiga, por lo que la pendiente obtenida en la gráfica de la figura 34 para 2 min. es la misma que se usará para aproximar las curvas de 1000 min de HT, quedando así tan sólo la determinación de la constante “A”, tomando como referencia las curvas para 2 min. HT de mayor temperatura y la curva para temperatura ambiente. Otra característica relacionada con las pendientes es que su variación es menor entre temperaturas más altas que entre las más bajas. Esto sugiere que la variación de “m” no

es directamente proporcional a la temperatura, sino que sigue algún otro tipo de tendencia. En la figura 37 se ha representado la variación de la pendiente con la temperatura, ajustando los puntos mediante una ecuación potencial. Se observa cómo la pendiente apenas varía para temperaturas por debajo de 500°C mientras que sí lo hace para temperaturas mayores.

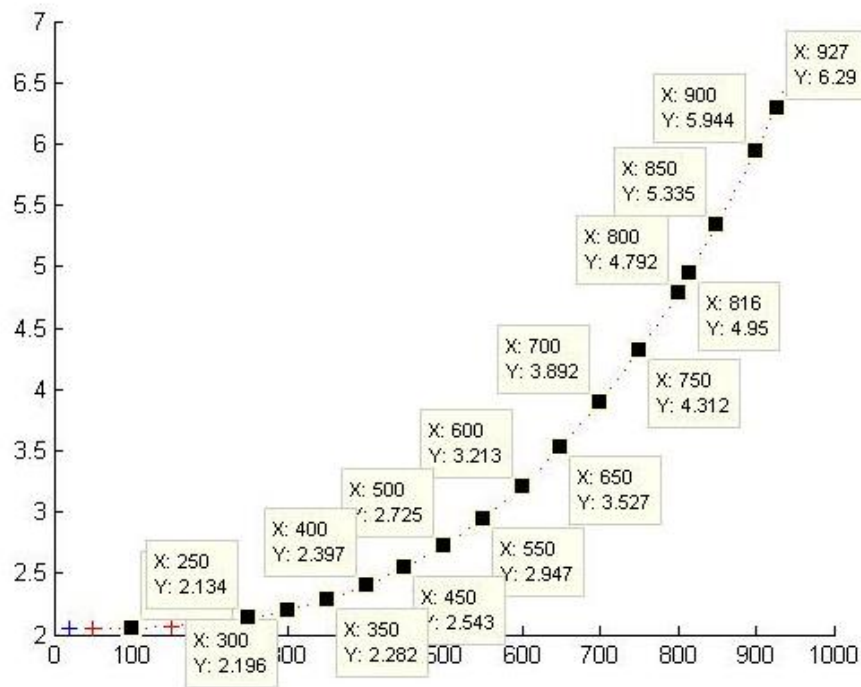


Figura 37. Variación de la pendiente con la temperatura, datos bibliográficos y aproximaciones

En la anterior gráfica, los puntos correspondientes a las temperaturas de 20, 816 y 927°C son obtenidos directamente de la bibliografía, mientras que los demás son obtenidos mediante una aproximación potencial.

Obtenida la pendiente de todas las rectas para 1000 min. HT el siguiente paso es determinar la constante “A” para cada temperatura. Para ello es necesario obtener un par de valores (da/dN , ΔK), es decir, un punto de la curva a fatiga para 1000 min. HT. Introduciendo la pendiente y este punto para cada temperatura y despejando después, se obtiene la constante “A”, ecuación 12.

$$A = \frac{da}{dN} \cdot \frac{1}{(\Delta K)^m} \quad 12$$

Dichos puntos son extraídos de la gráfica de la figura 38, que muestra la dependencia de la velocidad de crecimiento de grieta con respecto al HT para un valor fijo de $\Delta K = 27.5 \text{ Mpa}\sqrt{\text{m}}$.

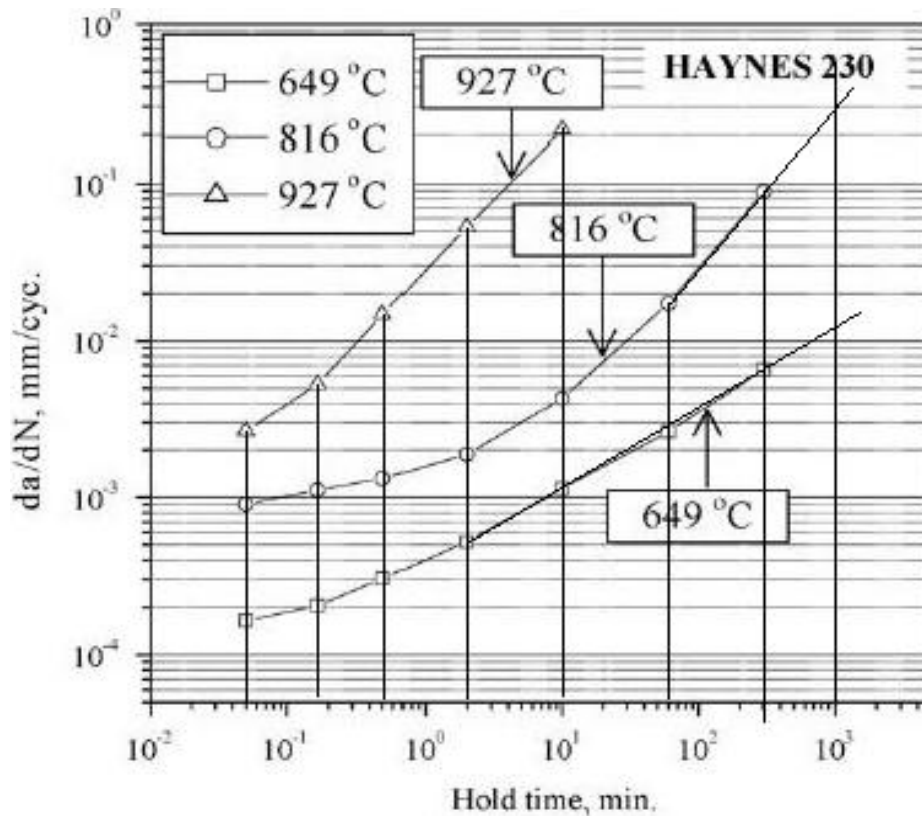


Figura 38. Efecto de la temperatura y el hold time en la velocidad de crecimiento de grieta

En este punto, ya se tiene por tanto la pendiente “m” y la constante “A” para cada temperatura y 1000 min. de HT, Tabla 2. Los datos obtenidos directamente de la bibliografía y los que son producto de una interpolación aparecen con fondo verde y amarillo respectivamente. Los datos de fondo naranja corresponden a aquellos en los que ha sido necesario realizar una extrapolación. Los datos subrayados son los que se usan en capítulos siguientes para estimar la vida a fatiga de los tubos.

Temperatura	0 min HT		120 min HT		1000 min HT	
	m	A	m	A	m	A
20	2.05	8.80E-11	2.05	8.80E-11	2.05	8.80E-11
350			2.31	6.06E-11	<u>2.31</u>	<u>2.08E-10</u>
400			2.37	6.27E-11	<u>2.37</u>	<u>2.57E-10</u>
450			2.45	6.52E-11	<u>2.45</u>	<u>3.26E-10</u>
500			2.52	6.80E-11	<u>2.52</u>	<u>4.21E-10</u>
550			2.61	7.12E-11	<u>2.61</u>	<u>5.56E-10</u>
600			2.70	7.49E-11	<u>2.70</u>	<u>7.51E-10</u>
650			2.80	7.90E-11	<u>2.80</u>	<u>1.04E-09</u>
700			2.09	5.37E-11	<u>2.09</u>	<u>1.46E-09</u>
800			4.79	2.34E-10		
816	3.17	2.10E-11	4.95	2.55E-10		
927	3.46	2.30E-10	3.46	5.30E-10		

Tabla 2. Datos de las curvas a fatiga interpoladas

En la siguiente gráfica se muestran las curvas de fatiga para cada una de las temperaturas y 1000 min. de HT. Se puede observar que existe menos diferencia entre las curvas más cercanas a la de temperatura ambiente.

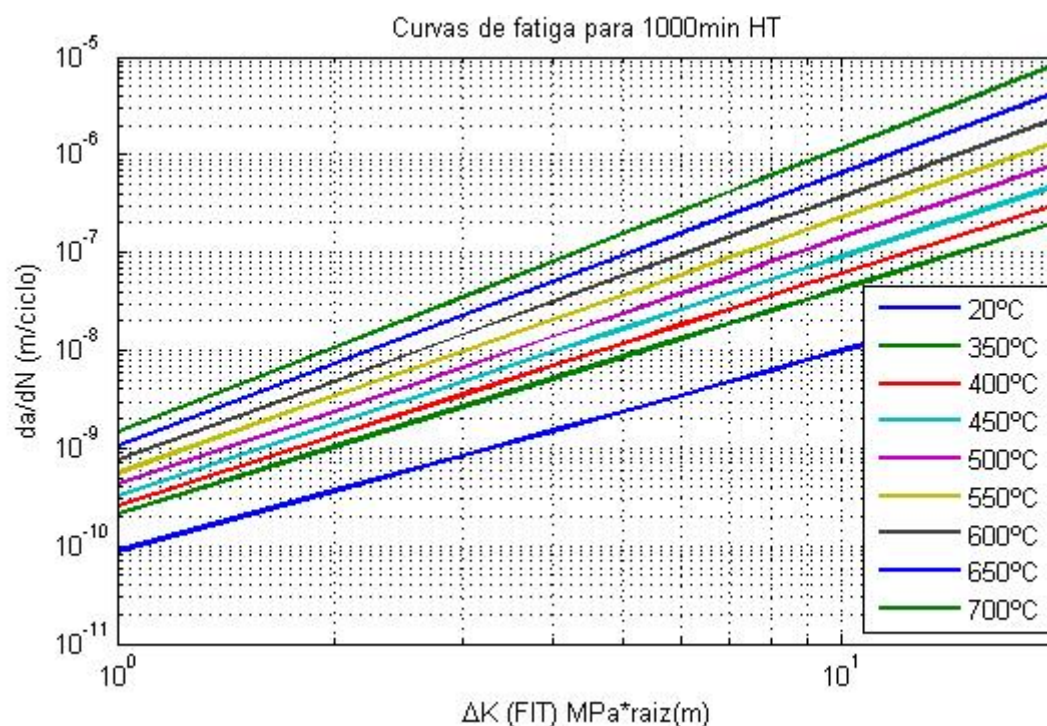


Figura 39. Curvas de fatiga aproximadas a partir de los datos bibliográficos para temperaturas de 20 a 700°C y 100 min de Hold Time: Material Haynes 230

5 DISEÑO DE UNA PROBETA PARA ENSAYOS DE FATIGA EN TUBOS A ALTA TEMPERATURA

Como ya se ha comentado, el comportamiento a fatiga se va a estudiar en la soldadura de los tubos. En el presente capítulo se detallan los pasos seguidos para el diseño de la probeta a partir de la cual se puedan obtener datos experimentales de fatiga en los tubos de HAYNES 230. Aunque no existe una normativa específica para ensayar tubos a fatiga a alta temperatura, han servido de base las normas UNE-EN_ISO_6892-1 [30] y UNE-EN_ISO_6892-2 [31], que regulan la extracción de probetas para ensayos de tracción en tubos en a temperatura ambiente y alta temperatura respectivamente. En base a esta norma, la probeta se extraerá mecanizando un tubo igual a los instalados en campo, y tendrá la geometría que se observa en la figura 40.

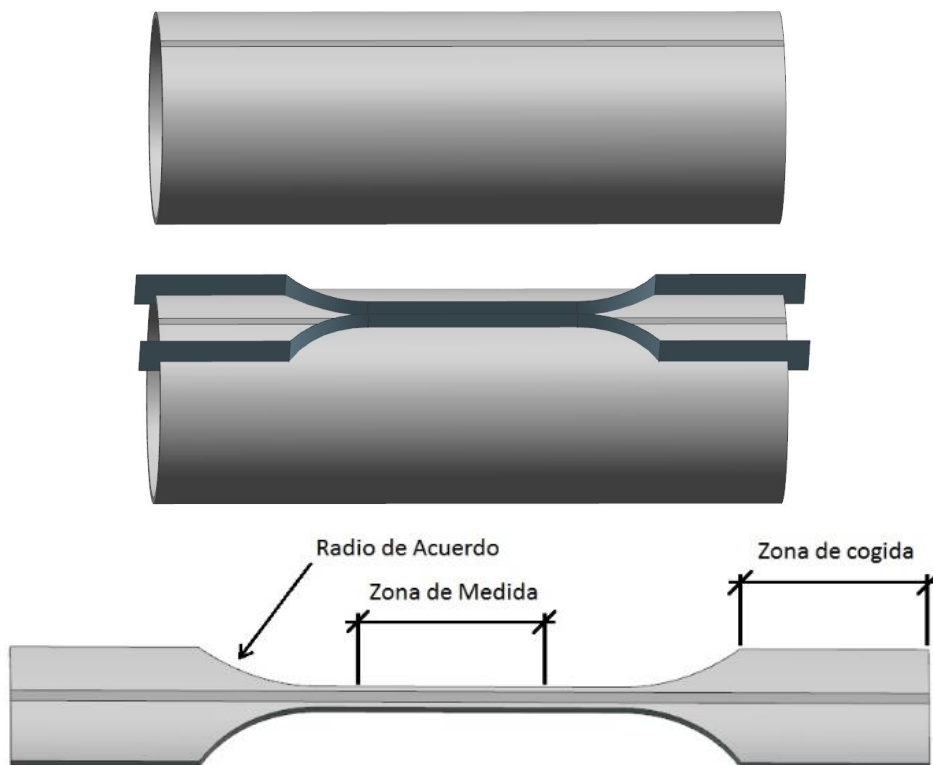


Figura 40. Esquema de la extracción de la probeta a partir del tubo de Haynes

230

Debido a las características, tanto del cordón de soldadura como del tubo, es necesario diseñar una probeta que permita obtener datos de las propiedades del cordón y no del resto de material del tubo. Para caracterizar la resistencia a fatiga del cordón de soldadura, la zona de medida de la probeta deberá contener el máximo posible de material soldado y el mínimo del resto de material, lo cual es un primer inconveniente debido a la esbeltez del cordón. Además, esto entra en conflicto con la necesidad de ensayar la mayor cantidad de material posible, ya que una menor cantidad de material en la zona de estudio suele implicar menos homogeneidad y menor precisión en los resultados. Debido a esto se ha estimado que la zona de medida debe tener entre una y tres veces el tamaño de la zona soldada.

El cordón de soldadura está dispuesto de forma longitudinal con respecto al eje del tubo, tiene un ancho de 2mm y atraviesa todo el espesor de la pared del tubo, figura 41. En probetas planas, la sección de la zona de medida es de forma rectangular, pero como se puede observar en este caso, la sección es el área encerrada entre dos arcos y dos líneas paralelas a la bisectriz de ambos. Además, en probetas planas la tensión que aparece en la zona de medida de la probeta es constante, mientras que en este caso se observará más adelante que esto no tiene por qué cumplirse en este tipo de probetas. Debido a ello, el estudio del comportamiento de las tensiones en la zona de medida es indispensable de cara a identificar el valor del factor de intensidad de tensiones.

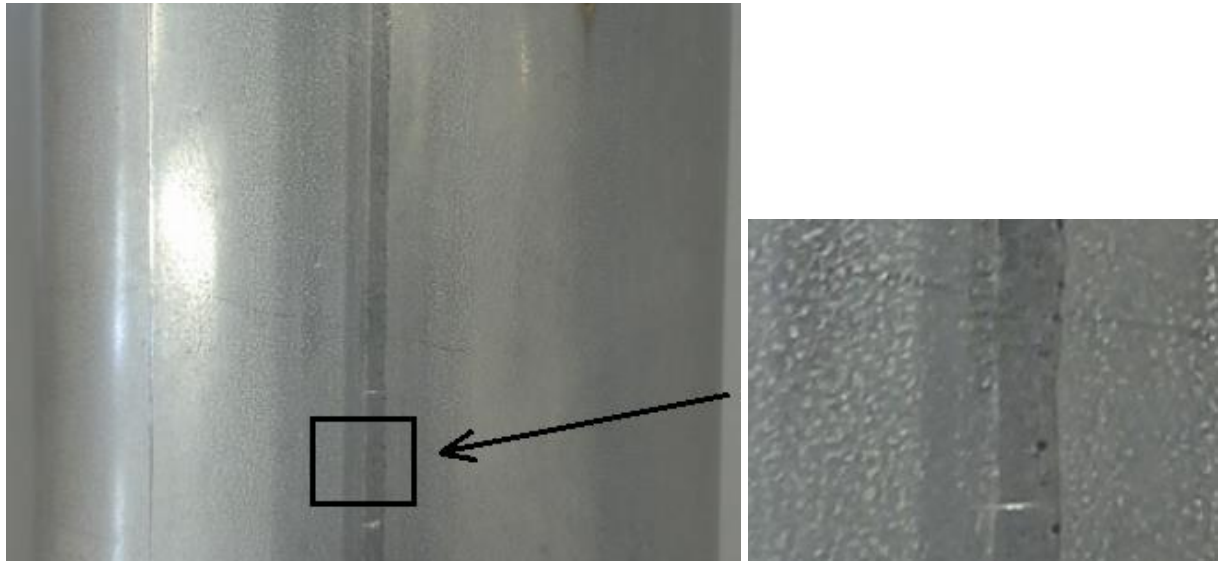


Figura 41. Fotografía de una sección de tubo real, detalle de soldadura

En cuanto a la zona de sujeción de la probeta, la normativa establece que podrá aplanarse para ser cogida por mordazas planas o puede usarse un diseño de agujero y pasador para su sujeción. Debido a que se trata de un ensayo a fatiga y la norma está definida para un ensayo de tracción, se ha establecido el método que respeta la curvatura en la zona de cogida, ya que se ha supuesto menos agresivo no aplanar dicha zona.

5.1 Generalidades de los modelos

En los apartados siguientes se van a describir varios modelos elementos finitos para diferentes probetas. Todos ellos comparten una serie de características básicas:

- La **forma de la probeta** corresponde a la llamada “hueso de perro”, aunque debido a la curvatura de los tubos esta probeta dispone de una curvatura que no es característica de probetas planas. Desde la vista que se observa en la Figura 42, la probeta está formada por dos rectángulos que forman la zona de cogida, unidos por uno más estrecho que corresponde a la zona de medida. La transición entre ambas zonas se hace mediante radios de acuerdo que son tangentes a la zona de medida. Esta transición es la que garantiza que no se produzcan concentradores de tensiones en la unión de zona de cogida y de medida. La longitud de la zona de medida debe ser tal que los efectos de las tensiones locales

aplicadas en la zona de cogida se homogenicen antes de llegar a la misma.

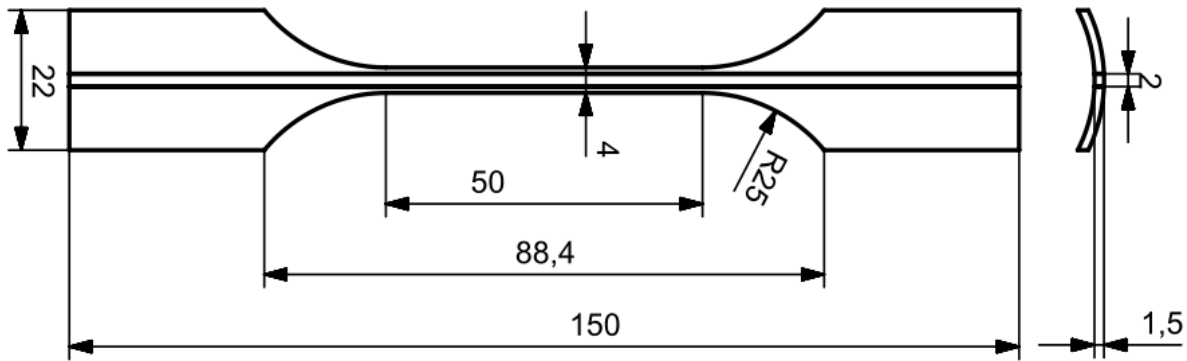


Figura 42. Esquema de una probeta sin taladros para las cogidas

- El **mecanizado de la probeta** se realizará desde la normal a un plano tangente a la zona de soldadura. Esto implica dos cosas: en primer lugar, los bordes de la probeta serán paralelos entre sí (figura 42 derecha). Esta configuración se ha escogido para facilitar el mecanizado y por tanto barato hacerlo más barato.
- En cuanto a los **datos del material**, para estos análisis tan sólo será necesario especificar el módulo elástico, que como se ha comentado es 210GPa y el coeficiente de Poisson: 0.3.
- La probeta tiene **dos planos de simetría**, por lo aplicando dichas condiciones de contorno que tan sólo se ha modelado una cuarta parte de la probeta, lo cual implica resolver los modelos de forma más rápida.
- Los **modelos** están totalmente **parametrizados**, de forma que es posible programar la resolución de diferentes geometrías sin más que introducir los intervalos de los parámetros a variar.
- Para cada modelo, se ha realizado un **estudio de sensibilidad frente a diferentes parámetros**. Se comentará detalladamente un caso de geometría concreto para cada modelo y posteriormente se estudiará la variación de los resultados en función de los demás parámetros. La carga aplicada en cada caso es aquella que provocaría 100MPa en la zona de medida de una probeta homóloga plana (ecuación 13). Este valor no será el mismo para los diferentes

casos, ya que variará en función del área en la sección de medida de la probeta, que como se verá más adelante, varía a su vez en función de los parámetros de estudio. El motivo de establecer este criterio es resolver el modelo para las mismas tensiones en la sección de medida, y no para la misma fuerza aplicada.

$$F = \sigma \cdot \text{Area Sup. Medida} = 100E6 \cdot \text{Area Sup. Medida} \quad 13$$

5.2 Parámetros de mallado

Para asegurar la precisión de los resultados se ha mantenido un exhaustivo control de los parámetros que caracterizan la generación de la malla. Uno de los factores determinantes a la hora de generar los elementos del modelo es el tipo de elemento usado, en este caso de tipo placa. El elemento consta de ocho nodos con tres grados de libertad por nodo (desplazamientos x , y , z), y está basado en la teoría de placas de Mindlin-Reissner, Figura 43. Este elemento recoge el efecto del esfuerzo contante a lo largo del espesor.

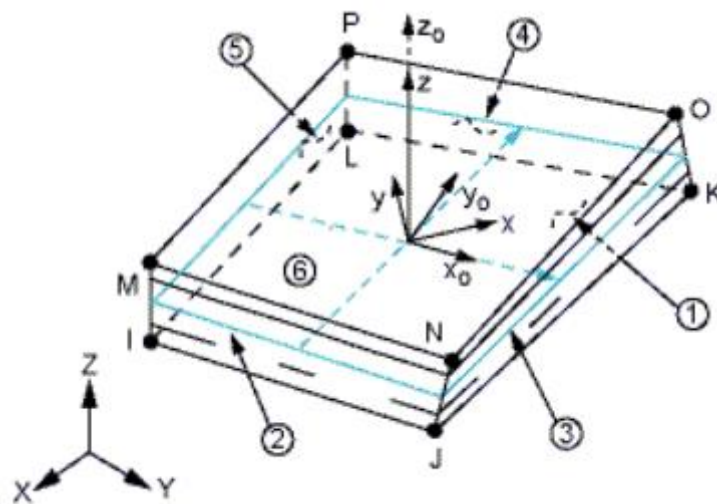


Figura 43. Esquema del elemento usado en los modelos

Otro factor determinante a la hora de resolver un modelo es el tamaño del elemento, ya que cuanto menor sea el tamaño del elemento, mayor será la precisión de los resultados. Esto sin embargo entra en conflicto con el coste computacional, ya que al disminuir el tamaño de los elementos se aumenta el número de los mismos y por lo tanto el número

de grados de libertad del modelo, aumentando así el tiempo de resolución del modelo. Para garantizar la precisión en los resultados y a su vez no generar un modelo con muchos grados de libertad, se han situado elementos de menor tamaño en las zonas de interés y en aquellas en las que se espera un mayor gradiente de tensiones, dejando elementos de mayor tamaño en las zonas de poco interés o de relativa poca importancia en la resolución del modelo. Se puede observar en la figura 44 que en la zona de medida de la probeta el tamaño de elemento es varios órdenes de magnitud menor que el de los elementos en las zonas de menos interés. En la zona de contacto entre el pasador y la probeta, se establece un tamaño de elemento tal que permite recoger las singularidades del contacto, figura 45 .

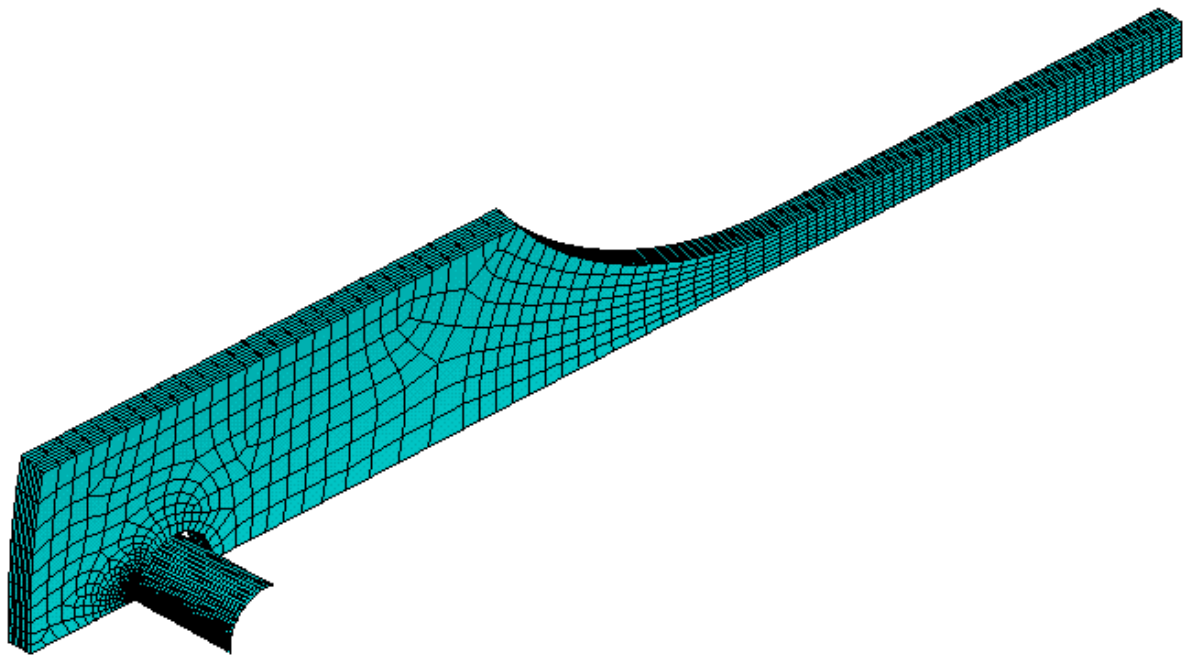


Figura 44. Modelo de EF. Diferente tamaño de elemento en diferentes zonas

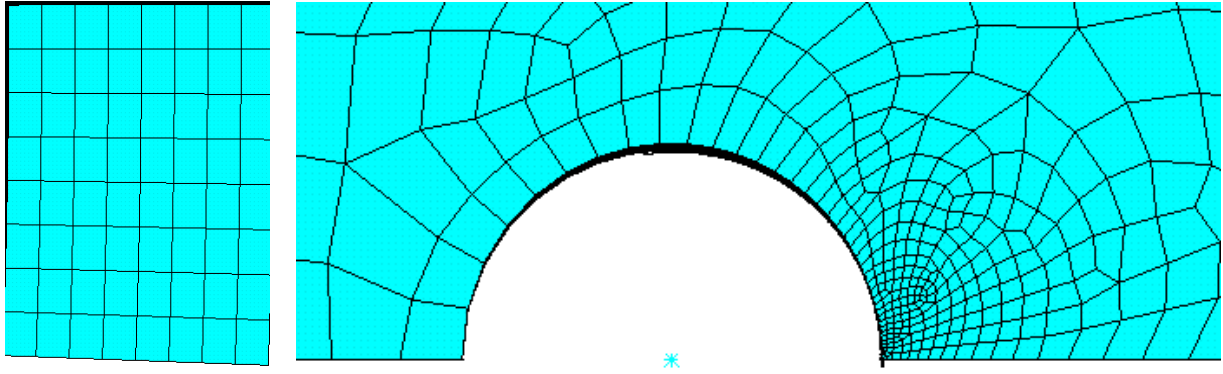


Figura 45. Elementos en la sección de medida(izquierda) y en la zona de contacto con el pasador (derecha)

Establecidas las características comunes de los modelos, las diferencias radicarán en la forma en que se modela la aplicación de la carga. En referencia a esto, se han establecido tres casos diferentes dependiendo de la localización y distribución de la misma.

5.3 Caso 1. Probeta con carga puntual

La primera aproximación para modelar el comportamiento de la probeta es aplicar la carga nominal del ensayo en un sólo punto, tal y como se muestra en la figura 46. Este caso es bastante realista, ya que los efectos derivados de la indeterminación en la zona de aplicación de la carga desaparecen conforme la zona de medida se aleja de la misma, como se observa en la tensión de Von Misses, figura 47.

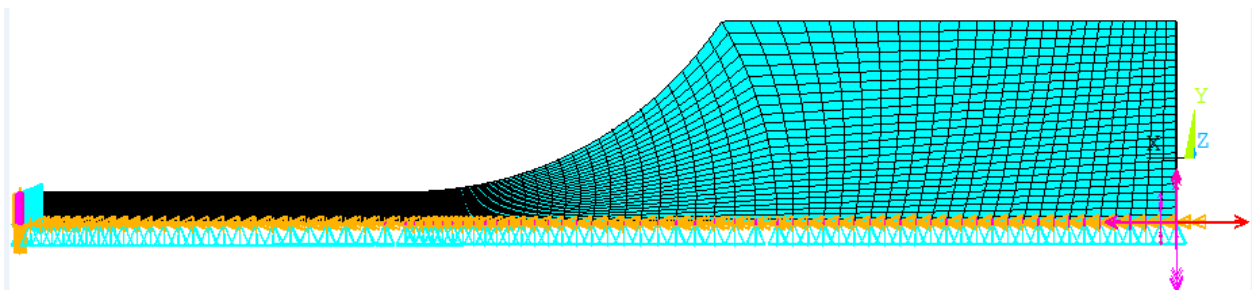


Figura 46. Condiciones de contorno, caso de carga puntual. Fuerza(rojo), simetría(azul y naranja)

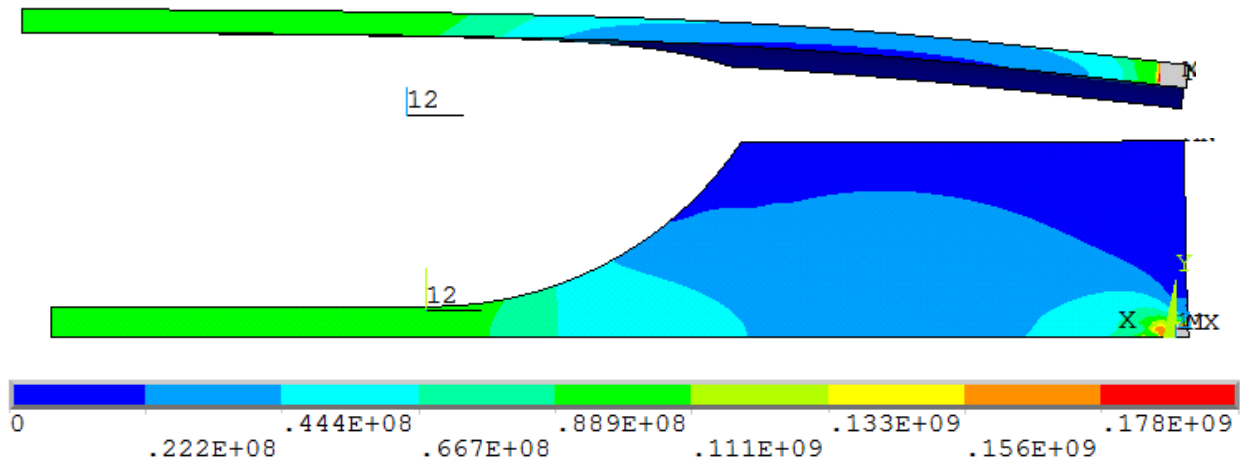


Figura 47. Tensión de Von Misses en configuración deformada (Pa). Modelo de carga puntual

Tal y como se espera, la tensión en la zona de medida ronda los 100Mpa. A diferencia de lo que ocurriría en una probeta plana, se observa un desplazamiento máximo de 0.1mm en el plano XZ. Este hecho se debe a que la aplicación de la carga no se encuentra alineada con el centro de gravedad de la misma, provocando un momento que provoca a su vez flexión en la zona de medida, siendo este el motivo de que aparezca un gradiente de tensión en la sección de medida, figura 48.

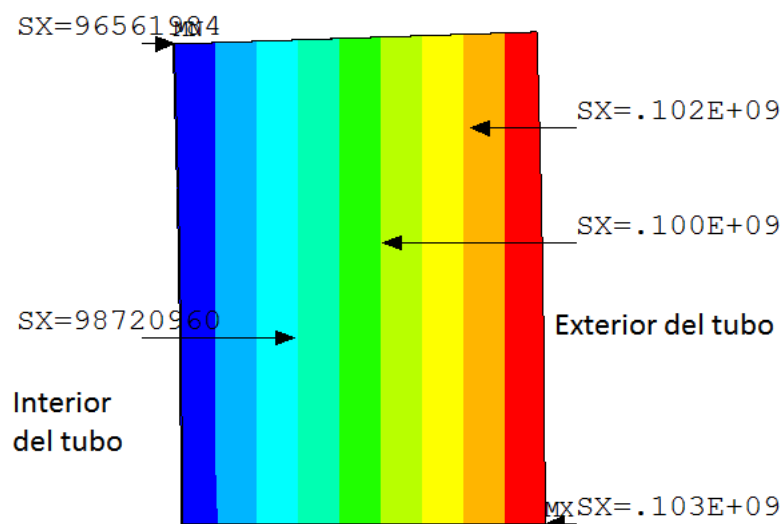


Figura 48. Detalle de gradiente de tensión. Tensión en el eje X (longitudinal) para la zona de medida del modelo de carga puntual (Pa). Radio interior del tubo (izquierda) radio exterior (derecha)

5.4 Caso 2. Probeta con pasador y carga repartida

En el modelo anterior no se tuvo en cuenta la influencia que puede tener la aplicación de la carga mediante un pasador. En este caso se ha modelado un agujero en la zona de agarre de la probeta y se ha aplicado una carga repartida en un tercio de su superficie tal y como se observa en la figura 49. La fuerza se aplica de forma equitativa entre todos los nodos que forman dicha parte del taladro y a lo largo de todo el espesor.

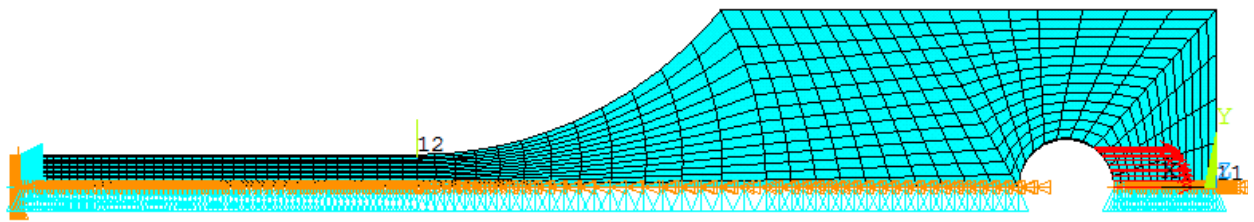


Figura 49. Condiciones de contorno para el caso de pasador y carga repartida.

El campo de tensiones en la zona de medida de la probeta es similar al caso anterior y la probeta también se deforma en el plano XZ con un desplazamiento máximo de 0.15mm (figura 50), lo cual como en el caso anterior, implica un gradiente de tensión en la sección de medida de la probeta (figura 51) del mismo orden de magnitud que en el caso anterior, aunque ligeramente superior.

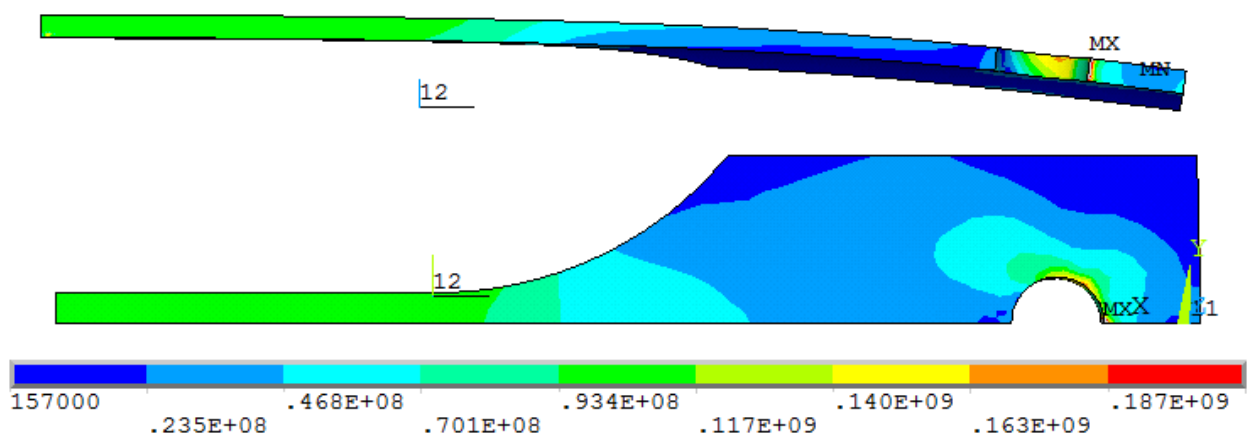


Figura 50. Tensión de Von Mises en configuración deformada (Pa). Modelo de pasador y carga repartida

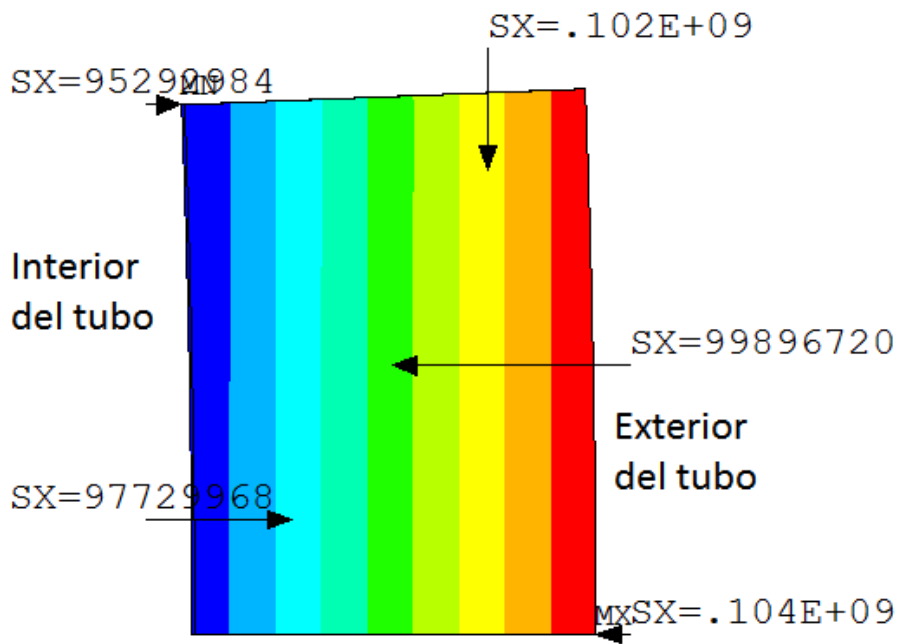


Figura 51. Detalle de gradiente de tensión. Tensión en el eje X (longitudinal) para la zona de medida del modelo con pasador y carga repartida (Pa). Radio interior del tubo (izquierda) radio exterior (derecha)

5.5 Caso 3. Probeta con modelo de contacto entre pasador y probeta

En el tercer caso, se ha modelado la probeta haciendo con condiciones de contacto entre el pasador y el orificio en el que irá alojado. En el ensayo real, el pasador y la probeta están fabricados de material con similar módulo elástico (210GPa), por lo que existirá una interacción que generará una no-linealidad en la zona de agarre de la probeta. En los casos anteriores se ha simplificado la aplicación de la carga para ahorrar tiempo computacional, pero después de observar los diferentes resultados con respecto al gradiente se hace necesario realizar un modelo que represente el contacto entre ambos materiales.

Para diseñar el contacto se ha usado un área que simula el área exterior del pasador y que tiene un radio ligeramente inferior al del taladro, figura 52. Como se ha comentado anteriormente, ha sido de gran importancia la generación controlada de los elementos de contacto para favorecer la convergencia del modelo, ya que en problemas de contacto la convergencia del método matemático es muy sensible a parámetros de

mallado como el tamaño del elemento y la disposición de los mismos en las dos áreas de contacto.

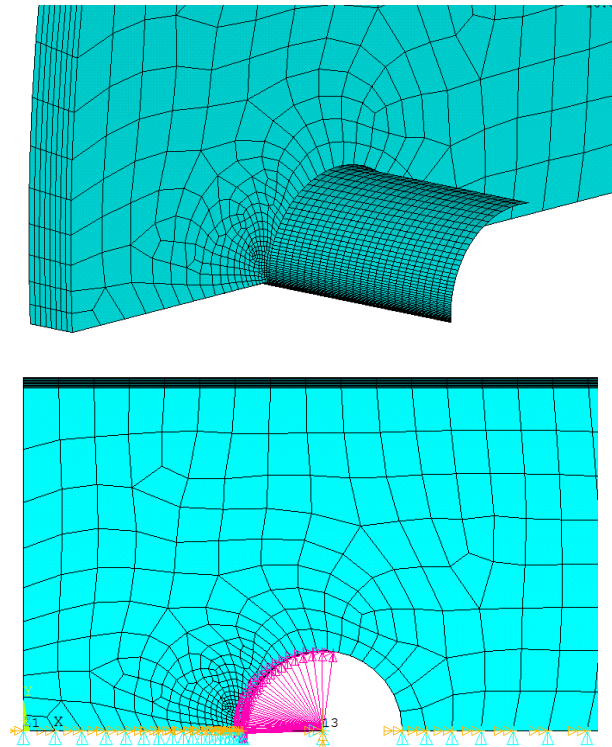


Figura 52. Pasador y taladro en la zona de cogida del modelo con contacto (arriba), condiciones de contorno tipo maestro-esclavo (abajo)

En este caso se ha aplicado un desplazamiento en el pasador provocando que interactúe con la probeta y genere una zona de tensiones de contacto. La fuerza resultante en el pasador es de 200N, con lo que en este caso las tensiones en la probeta son algo mayores. No obstante, el valor de las tensiones no es determinante en el problema, ya que lo que realmente se estudia es el gradiente de tensiones observado en la sección de medida.

Al igual que en casos anteriores, la tensión máxima de Von Mises se produce en la zona de aplicación de la carga, figura 53, y se va homogeneizando hasta llegar a la sección de medida.

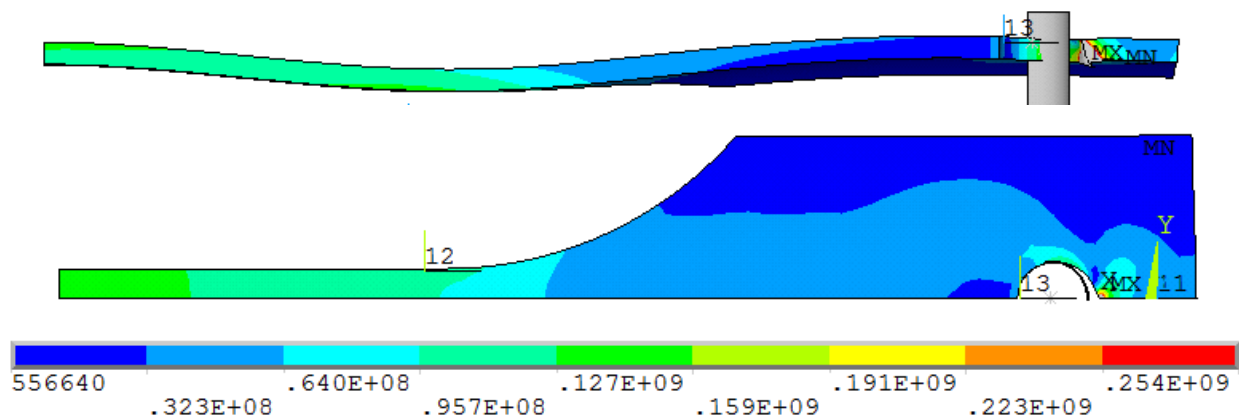


Figura 53. Tensión de Von Misses en configuración deformada (Pa). Modelo de contacto

En este modelo se observa cómo el contacto ha cambiado la forma en que la probeta se deforma. En la figura 54 se observa cómo la probeta se curva, provocando un gradiente de tensión en la sección de medida. El desplazamiento máximo en el eje perpendicular al plano de la probeta se produce en la zona de contacto y alcanza un valor de $2.2E-5$ mm. Este valor es mucho menor que en los casos anteriores, lo cual puede explicarse teniendo en cuenta que el rozamiento entre pasador y probeta impide dicho desplazamiento. Además, el apoyo entre probeta y pasador no se produce de forma homogénea en todo el espesor de la probeta, ya que como se observa en la figura 54, el pasador y el eje del taladro no son perpendiculares entre sí.

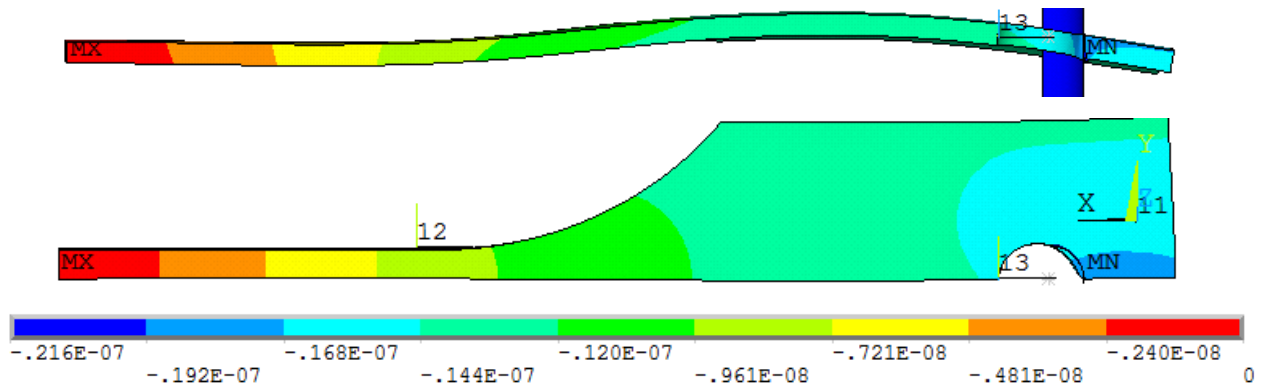


Figura 54. Desplazamiento en metros en el eje Z (dirección perpendicular al plano de la probeta) para el modelo de contacto

Al igual que en los otros casos, existe un gradiente de tensión en la sección de medida de la probeta que alcanza un máximo en la zona del exterior del tubo y un mínimo en el interior. En este caso el gradiente es sensiblemente mayor, observándose una diferencia de 30MPa entre ambas caras, figura 55.

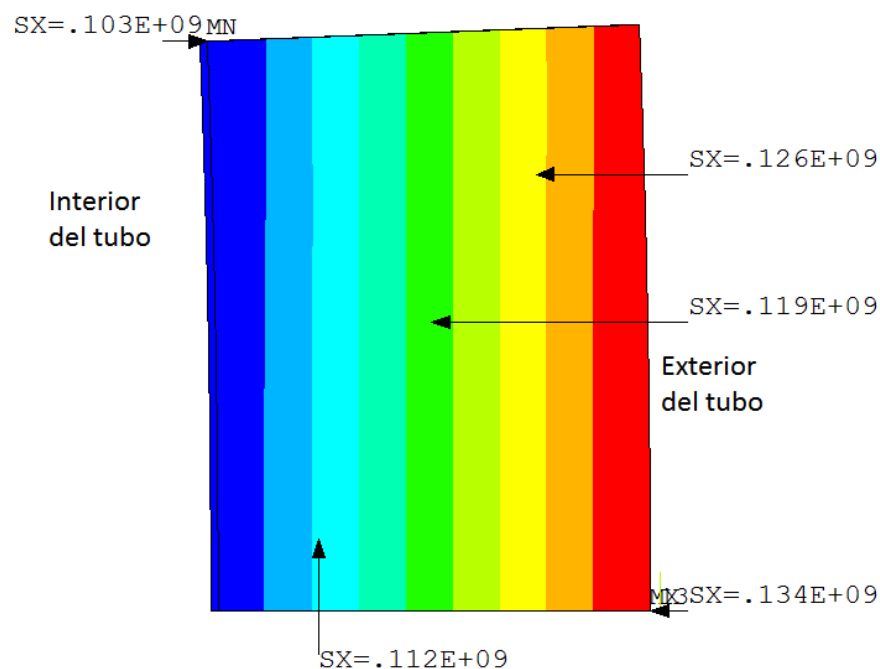


Figura 55. Detalle de gradiente de tensión. Tensión en el eje X (longitudinal) para la zona de medida del modelo de contacto (Pa). Radio interior del tubo (izquierda) radio exterior (derecha)

Cabe destacar que no ha sido objetivo de estudio la presión en la zona de contacto,

aunque se ha comparado con el modelo de fuerzas de contacto de Hertz para dos cilindros de ejes paralelos obteniendo presiones del mismo orden de magnitud.

En la siguiente tabla se muestra un resumen de los resultados numéricos obtenidos en los tres modelos. Se puede observar el gradiente de tensión representado por ΔS en la zona de media entre S_{media} en la misma zona es notablemente mayor en el modelo de contacto, lo cual influye mucho en el comportamiento del material, ya que ante más tensiones en la superficie, más fácil será que se acelere el crecimiento de una posible grieta.

	Fuerza aplicada (N)	SX máx. (MPa)	SX mín. (MPa)	Uy máx. (mm)	$\Delta S_{z_{medida}}$ (MPa)	S_{media} (Mpa)	$\frac{\Delta S_{z_{medida}}}{S_{media}}$
Carga puntual	150	103	97	0.114	6	100	0.06
Carga Repartida	150	104	95	0.147	9	99.5	0.09
Contacto	218	134	103	2.2e-5	31	118.5	0.26

Tabla 3. Resumen de los datos obtenidos en los tres modelos de elementos finitos

5.6 Estudio del gradiente de tensión en función de los parámetros geométricos

Hasta ahora, se ha realizado un estudio general de los tres modelos de elementos finitos para una geometría determinada. No se ha tenido en cuenta la importancia de los parámetros geométricos en el comportamiento de la probeta. Parámetros como el diámetro del pasador o el ancho de la zona de medida no son motivo de preocupación en una probeta plana similar a la estudiada, pero como ya se ha comentado, la curvatura de la misma provoca un comportamiento diferente que se ve afectado por dichos parámetros.

5.6.1 Parámetros comunes

En el estudio de los parámetros geométricos de la probeta existen algunos que influyen en el comportamiento del modelo aunque no son objeto de un análisis paramétrico. Es decir, se debe asegurar que un parámetro como la longitud de la zona de medida cumple una serie de condiciones mínimas, pero variar el valor del parámetro dentro de esas condiciones no varía el resultado del modelo. Para ese caso concreto se ha establecido una longitud que permite la estabilización de las tensiones en la zona de medida, pero aumentar dicha longitud no tiene efecto sobre el resultado final. En el caso de la longitud de la zona de cogida de la probeta, se ha establecido un ancho y largo tal que soporte las tensiones a las que se somete la probeta de forma holgada, garantizando así el mayor daño en la zona de medida. Como tercer parámetro fijo, se ha establecido el radio de acuerdo entre las dos zonas anteriores. Para evitar concentradores de tensiones se ha establecido un radio lo suficientemente grande que además es tangente a la zona de medida. Esto favorece una transición suave entre la zona de cogida y la de medida.

5.6.2 Parámetros a variar

A diferencia de los parámetros antes mencionados, existen variables geométricas que sí que influyen en el comportamiento del modelo. Para estudiar dicha influencia se han parametrizado dichas variables dentro de los modelos de elementos finitos, resolviéndose y registrando la variación de los resultados en la zona de interés, es decir, la zona de media.

El primer parámetro de interés es el tamaño del taladro. En un modelo de probeta plano, el tamaño del taladro no es más importante que para permitir alojar el pasador que tracciona la probeta. En dicho caso, el pasador transmite a la probeta una resultante de tensiones alineada con el centro de la sección de medida, Figura 56, caso 2. Por tanto, dicha resultante no provocará efecto de flexión alguno en la probeta y las tensiones serán constantes en la sección de medida. En cambio, al tener una superficie de taladro con doble curvatura (la del taladro y la del tubo del que se extrae la probeta) la resultante de fuerzas aplicadas no tiene por qué estar alineada con el centro de la sección de medida, Figura 56 casos 1 y 3, lo que provoca flexión en la misma.

El segundo parámetro a variar es el ancho de la sección de medida. Como el caso anterior, el comportamiento de las tensiones en la sección de medida está ligado al alineamiento de la tensión resultante en el taladro. Para un ancho que tiende a cero, la resultante de tensión en el taladro estará alineada con el centro de la sección, en caso contrario, se producirá flexión en dicha zona. Por este motivo, se ha realizado un estudio de la variación del ancho de la zona de medida y del diámetro del taladro de forma conjunta.

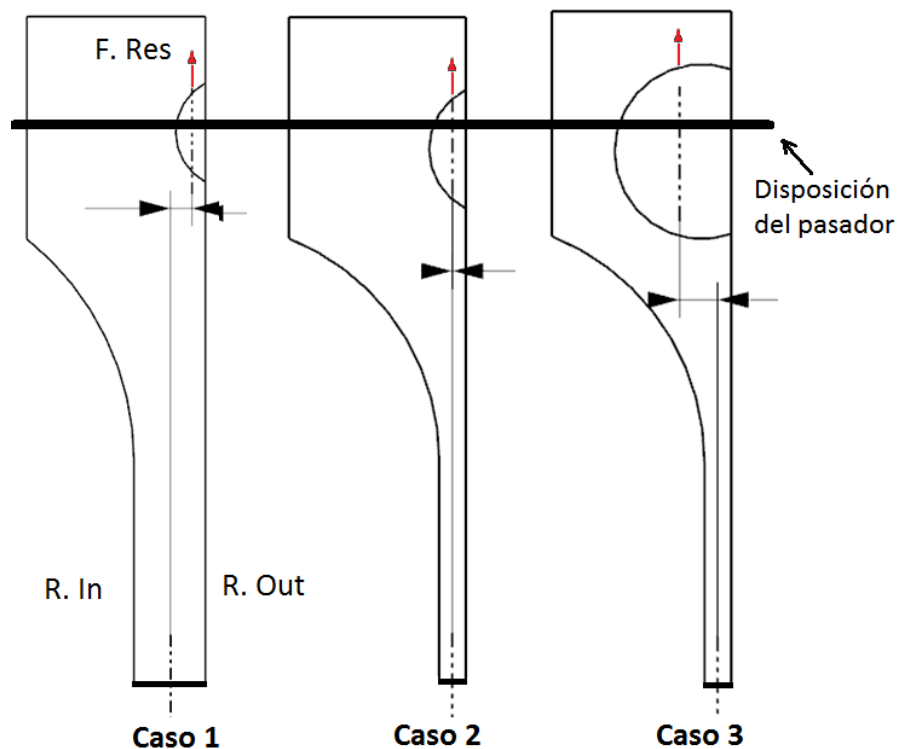


Figura 56. Posición relativa entre la resultante de fuerzas en el taladro y la zona central de la sección de medida (Esquema de probeta vista de perfil)

5.6.3 Estudio para el modelo de carga puntual

En este modelo se aplica una carga puntual en el extremo de la probeta. Para poder comparar los resultados con los dos modelos siguientes este se ha modificado ligeramente, pasando de tener una carga puntual aplicada en el extremo, a ser una carga puntual aplicada en el taladro.

En la figura 57, se muestran diferentes curvas que equivalen a un ancho diferente en la

zona de media. En el eje “y” se tiene un parámetro que recoge datos acerca de la variación de la tensión en la sección de medida. Un valor nulo de este parámetro significa que la tensión es constante en la sección de medida, por el contrario, cuanto mayor es este valor, mayor será la tensión en el radio externo en comparación con el interno. Además, valores negativos significan que el gradiente de tensión está dispuesto en el sentido contrario al establecido, siendo mayor la tensión en el radio interno.

Como se puede observar, las rectas son constantes en el eje “y”, lo cual significa que el tamaño del taladro no influye en las tensiones de la sección de media. Esto se produce debido a que la carga es puntual en el área interna del taladro y su posición no varía en función del diámetro del taladro.

En cuanto al ancho de la zona de medida, se aprecia que para valores más altos el gradiente aumenta. Se ve también que cuando se reduce el ancho las curvas tienden a un gradiente nulo, lo cual implicaría un caso similar al de una probeta plana.

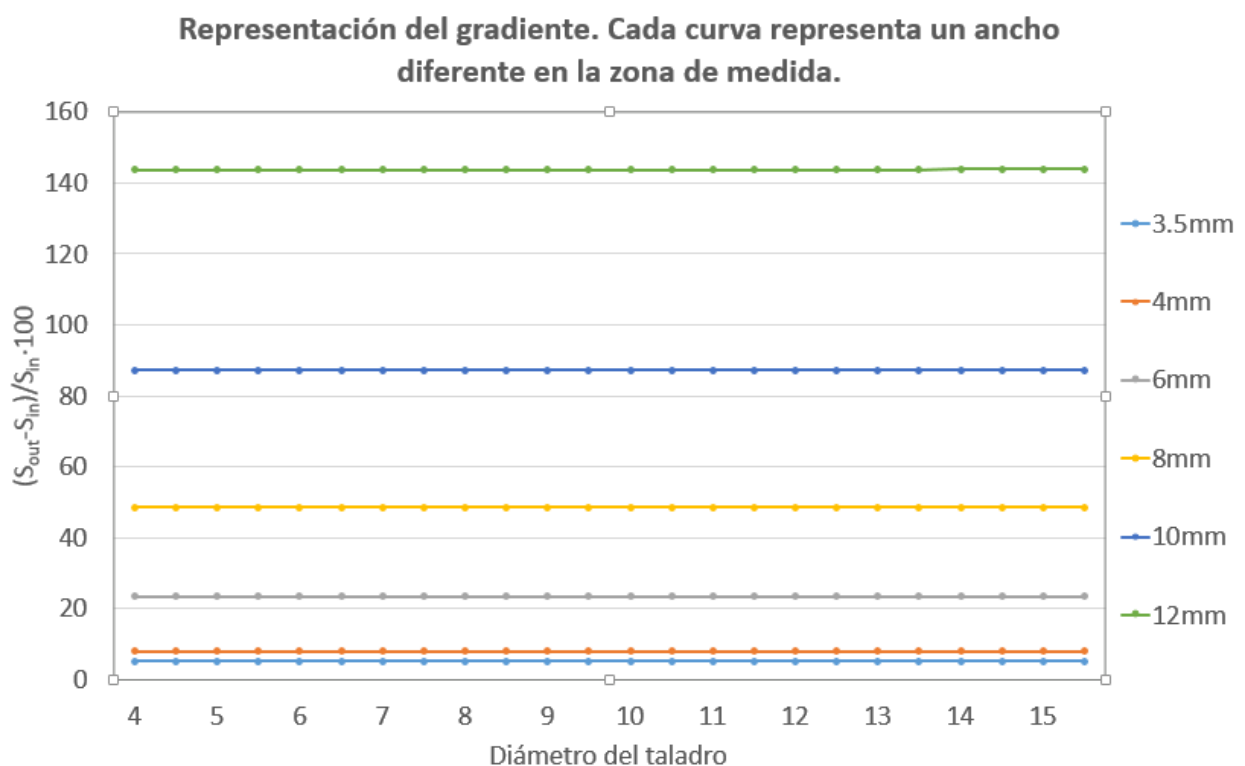


Figura 57. Estudio del gradiente para el modelo de carga puntual (Diámetro en mm)

5.6.4 Estudio para el modelo con pasador y carga repartida

En este segundo caso la carga se aplica de forma repartida en la superficie del taladro. Debido a ello, el diámetro del taladro influye en el gradiente de tensión, ya que a mayor diámetro, se aproxima más al caso 3 de la figura 56. Esta separación entre la resultante y zona central de la sección de medida es la que provoca flexión y por consiguiente mayor tensión en el radio interior que en el exterior. No obstante, al aumentar el ancho de la sección de medida, el centro de la misma se desplaza en el mismo sentido que la resultante del taladro. En el caso de que estas dos coincidan, figura 56 caso 2, desaparecerá la flexión y por tanto la tensión en la sección de medida será constante, como se puede observar cuando las curvas cortan al eje x, no existiendo gradiente. Si se aumenta el ancho de la sección de medida y no lo hace el diámetro del taladro, la resultante de fuerzas en el taladro queda retrasada con respecto al centro de la sección de medida, figura 56 caso 1. Esto provoca un gradiente de tensión contrario al del caso 3, la tensión en el radio exterior es mayor que en el radio interior.

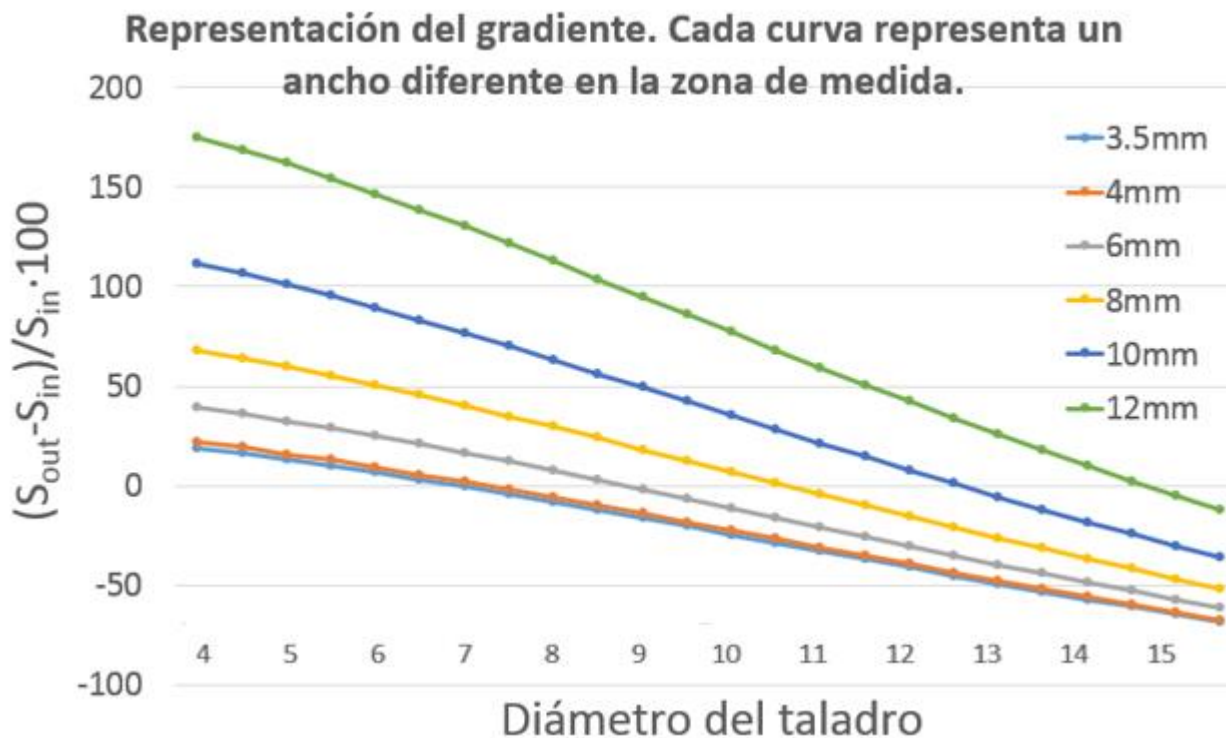


Figura 58. Estudio del gradiente para el modelo pasador y carga repartida
(Diámetro en mm)

5.6.5 Estudio para el modelo de contacto

En el modelo de contacto, la física del problema es diferente. El contacto entre el pasador y el taladro permite que la tensión se aplique de forma irregular, lo que conlleva que el eje del pasador ya no es perpendicular a la carga aplicada (pues la carga siempre es vertical) mientras que la probeta deforma. En la figura 59 se puede observar que en este caso el gradiente de tensión aumenta con el diámetro del pasador y disminuye con el ancho de la zona de medida. En este caso se observa un punto de gradiente nulo, pero es para un ancho de zona de medida demasiado alto, ya que se tendría en dicha zona mucho material que no proviene de la soldadura.

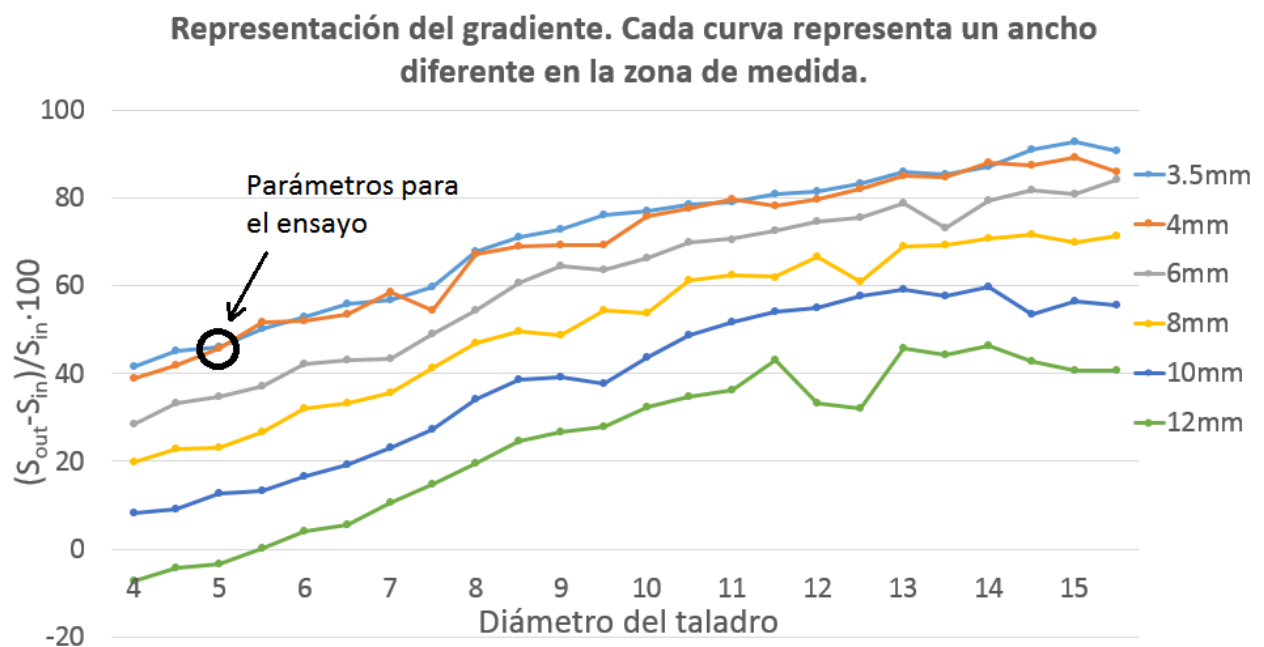


Figura 59. Estudio del gradiente para el modelo de contacto (Diámetro en mm)

Después de observar los tres casos, se puede decir que el más realista es el caso en el que se ha modelado el contacto, ya que este sí tiene en cuenta que la aplicación de la carga no se hace de forma homogénea en el área de contacto. Observando el gráfico anterior, se puede decir que existe un conflicto entre establecer un ancho de probeta que sólo recoja datos de la soldadura y diseñarla para que el gradiente sea mínimo. De esta forma, y visto que las curvas anteriores para 3.5 y 4mm son prácticamente iguales, se escogerá el ancho de zona de medida con 4mm. Por otro lado, el diámetro del taladro será de 5mm para minimizar el gradiente y asegurar la rigidez del pasador,

seleccionando finalmente el caso señalado con un círculo en la figura 59.

6 PROGRAMACIÓN DE LAS ECUACIONES PARA EL MODELO DE FIT DE G. SHEN – G. GLINKA (GSGG) Y CRECIMIENTO DE GRIETA

Aunque se han comentado ya modelos de grieta más simples en capítulos anteriores, para problemas donde las tensiones en la grieta no son constantes se hace necesario calcular el FIT de forma diferente. Por otro lado, algunos modelos suelen calcular el factor de intensidad de tensiones en el punto más profundo sin tener en cuenta la influencia mutua entre los puntos del frente de grieta, ya que según la teoría, este es el punto de mayor KIC. Este capítulo se centrará en explicar el cálculo del FIT mediante el modelo de GSGG, que además de tener en cuenta variaciones de tensión a en el espesor de una placa, calcula el factor de intensidad de tensiones en varios puntos de la grieta de forma acoplada. Este modelo es válido para una grieta semielíptica plana sometida a modo I en crecimiento estable como la de la figura 60.

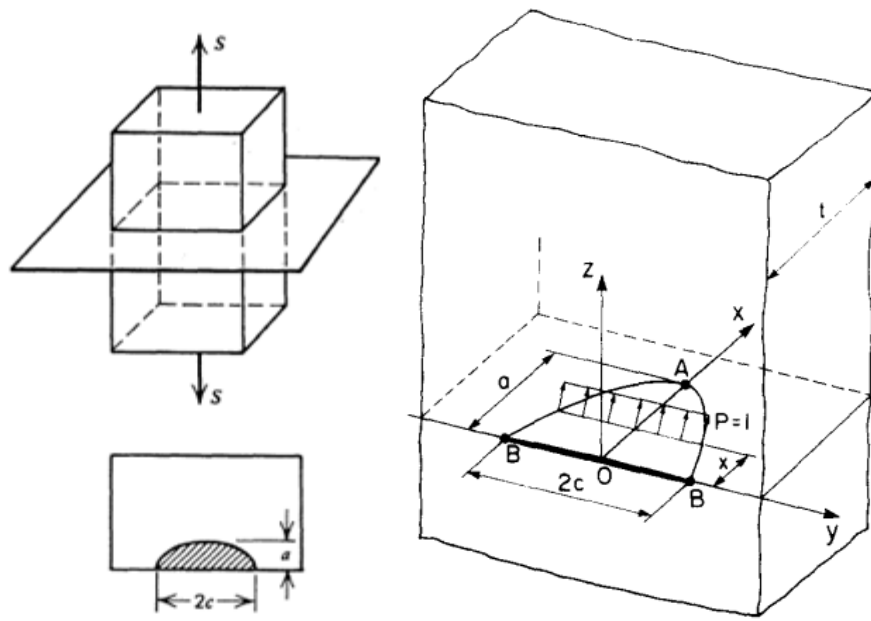


Figura 60. Esquema de grieta semielíptica del modelo de GSGG

6.1 Modelo de GSGG

El modelo de grieta de G. Shen – G. Glinka [32] se basa en la obtención del FIT usando funciones de peso, es decir, integrando la tensión normal a las caras de la grieta en la zona donde se supone que va a aparecer la grieta. Otra de las características de este modelo es que obtiene el FIT en dos puntos diferentes de la grieta, pudiendo posteriormente obtener la velocidad de crecimiento de grieta en dichos puntos. La ecuación 14 muestra la forma general usada para el cálculo del factor de intensidad de tensiones, donde $m(x, a, c, t)$ es la función de peso y $\sigma(x)$ es la expresión de la tensión a lo largo del espesor de la placa.

a: longitud del semieje menor de la elipse

c: Longitud del semieje mayor de la elipse

t: Espesor de la placa

m_A : Función de peso para el punto A

m_B : Función de peso para el punto B

$$K_{r_A} = \int_0^a \sigma_r(x) m_A(x, a, c, t) dx \quad 14$$

$$K_{r_B} = \int_0^a \sigma_r(x) m_B(x, a, c, t) dx \quad 15$$

Como se puede observar, las funciones de peso dependen de la longitud de grieta en ambos semiejes, por lo que las velocidades de crecimiento de grieta en los dos ejes serán dependientes entre sí.

Suponiendo una grieta ya iniciada, el objeto de cálculo serán las funciones de peso, ya que son conocidos el campo de tensiones y la longitud de los semiejes de la grieta, bien de un ciclo anterior o de la longitud inicial de la grieta. Estas funciones m_i se aproximan mediante las expresiones siguientes:

$$K_{r1}^A = \int_0^a \sigma_{r1}(x) \frac{2}{\sqrt{2\pi(a-x)}} \left[1 + M_{1A} \left(1 - \frac{x}{a} \right)^{1/2} + M_{2A} \left(1 - \frac{x}{a} \right) + M_{3A} \left(1 - \frac{x}{a} \right)^{3/2} \right] dx \quad 16$$

$$K_{r1}^B = \int_0^a \sigma_{r1}(x) \frac{2}{\sqrt{\pi x}} \left[1 + M_{1B} \left(\frac{x}{a} \right)^{1/2} + M_{2B} \left(\frac{x}{a} \right) + M_{3B} \left(\frac{x}{a} \right)^{3/2} \right] dx \quad 17$$

Donde M_{iA} son tres constantes que deben ser calculadas haciendo uso de dos valores de K conocidos y la ecuación de la curvatura de la elipse, ya que se conoce K para tensión uniforme y para una tensión lineal decreciente con tensión nula en el punto más profundo de la grieta, figura 61. Además, se puede obtener una tercera relación imponiendo que la curvatura en el punto $x=0$ es nula. Con esto se tendrían tres condiciones a partir de las cuales se pueden extraer las tres constantes M. Para el caso de K_{r1}^B se opera de forma análoga, obteniendo las tres constantes M_{iB} .

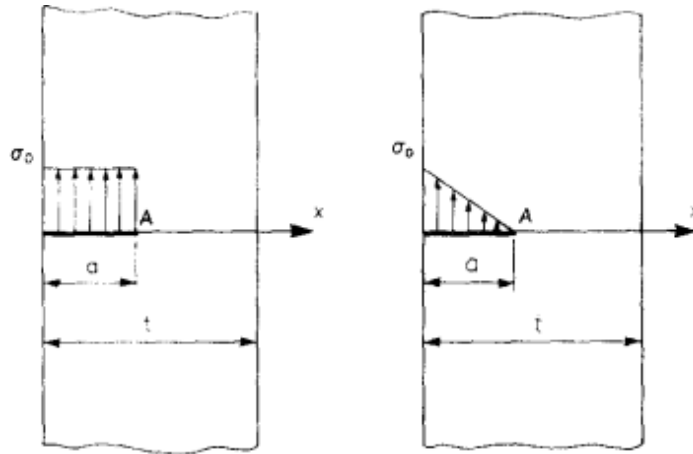


Figura 61. Casos de K conocida para grieta semielíptica

Conocidos por tanto los valores de “a” y “c” para una grieta semielíptica, es posible calcular el factor de intensidad de tensiones en los puntos A y B, aunque es necesario señalar que estos valores varían con cada ciclo, debiendo por tanto calcularse de forma acoplada como se explica en el siguiente apartado. No podrá por tanto calcularse el crecimiento de la grieta en el semieje a sin calcular a su vez el semieje “c”.

Para cada ciclo deberán calcularse por tanto unos nuevos K_{r1}^A y K_{r1}^B a partir del tamaño de la grieta en el ciclo anterior. Con este fin se han programado en Matlab varias funciones que obtienen el factor de intensidad de tensiones en los puntos A y B a partir del tamaño de los semiejes “a” y “c”, de las constantes del comportamiento a fatiga del material (A y m), de la ecuación de la tensión $\sigma(x)$ y del espesor de la placa “t”.

6.2 Crecimiento de grieta usando las ecuaciones GSGG

Para la programación de algunos modelos de crecimiento de grieta basta con integrar la ecuación de Paris. A pesar de tener varios términos, dicha integral puede tener solución analítica, evaluándose para diferentes tamaños de grieta conforme la misma crece. En cambio, para el problema de este apartado no existe expresión analítica, por lo que se tendrá que recurrir a un método de integración numérica.

En un método de integración numérica se trata de aproximar una integral mediante la suma de sucesivas áreas que completan el espacio entre la curva a integrar y el eje X.

Aunque el concepto es más complejo, el método calcula las áreas a partir del valor de ΔX y de su altura $f(x_i)$, que es el valor de la función derivada evaluada en x_i . Cada área independiente será por tanto $A_i = \Delta X \cdot f(x_i)$ y el sumatorio de todas ellas $A = n \cdot \Delta X \cdot \sum_0^n f(x_i)$, siendo n el número de áreas independientes escogidas en función del tamaño de ΔX . Cuando numéricamente se hace tender el valor de ΔX a 0 se tiene que el error entre dicha aproximación y el valor real también lo hace. Como se muestra en la figura 62 izquierda, en este caso la ecuación $f(x)$ es la expresión de crecimiento de grieta y ΔX será cada uno de los ciclos aplicados.

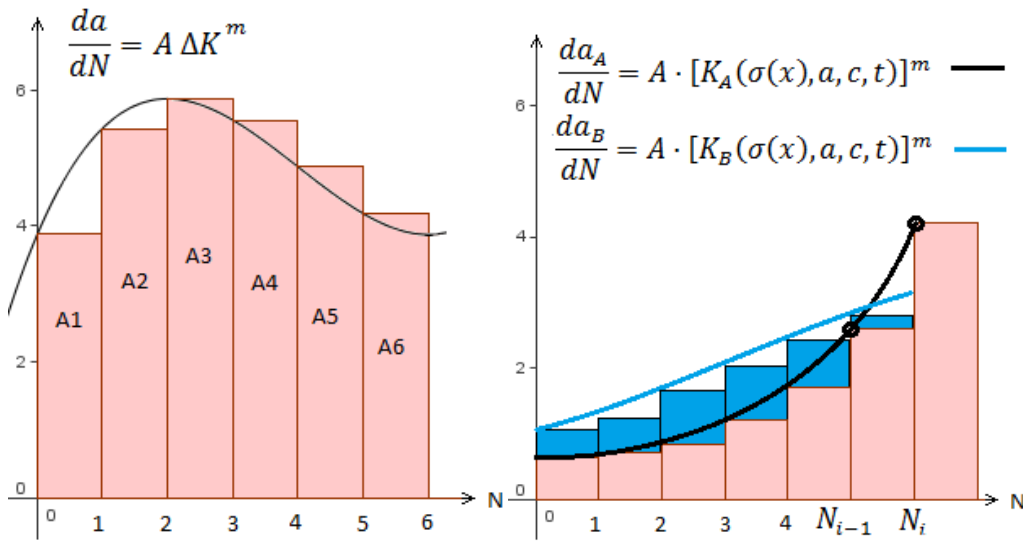


Figura 62. Esquema del desarrollo de una integral numérica

En el caso de las ecuaciones de GSGG la integración se vuelve algo más compleja debido a que se integra un sistema de dos ecuaciones dependientes entre si.

$$\frac{da_A}{dN} = A \cdot [K_A(\sigma(x), a, c, t)]^m$$

18

$$\frac{da_B}{dN} = A \cdot [K_B(\sigma(x), a, c, t)]^m$$

En cada paso o área A_i calculada, las velocidades de crecimiento de grieta $\frac{da_A}{dN}$ y $\frac{da_B}{dN}$ se obtendrán a partir del tamaño de la grieta en el ciclo anterior (a y c). Es por esta dependencia por lo que no se pueden resolver de forma separada ambas ecuaciones.

Para la obtención de un punto $\frac{da}{dN}(N_i)$ será necesario usar el valor de a y c obtenidos en el paso anterior $\frac{da}{dN}(N_{i-1})$ para las dos ecuaciones, Figura 62 derecha.

El planteamiento anterior es meramente esquemático, ya que para la integración del sistema se ha hecho uso de un método de resolución de sistemas de ecuaciones diferenciales en derivadas parciales Runge Kutta de cuarto orden. Este método sigue el mismo principio que el explicado, aunque realiza las aproximaciones de una forma más compleja y eficiente, obteniendo por tanto mayor precisión.

En la figura 63 se han comparado los factores de intensidad de tensiones para diferentes modelos de grieta. El primer modelo “Recta” (apartado 2.5.2), es el modelo de frente de grieta recto que atraviesa todo el espesor. El modelo “Parábola” (apartado 2.5.3) es para el punto más profundo de una grieta semielíptica. Los modelos “Par. Cte” y “Par. Sim” (apartado 6.1) son el modelo de GS GG para tensión constante en el espesor de la grieta y tensión decreciente con valor nulo en el frente de grieta respectivamente. En los cuatro modelos se ha supuesto una tensión de 50MPa. Para los modelos de GS GG se ha supuesto además que el semieje mayor de la elipse permanece siempre con el doble de longitud que el semieje menor y en el modelo “Par. Sim” se ha supuesto una tensión máxima igual a la de los demás modelos, aunque al tratarse de una tensión variable en el espesor, este valor llega a ser nulo en el frente de grieta.

Se puede observar que para valores de ΔK pequeños, los cuatro modelos predicen resultados similares. En tamaños de grieta mayores, el modelo “Recta” predice un valor mucho más elevado que los modelos “Parábola” y “Par. Cte”, obteniendo el modelo “Par. Sim” un factor de intensidad de tensiones menor que los otros tres modelos. Este último caso ha sido incluido sólo para dejar constancia de la influencia en el FIT de una variación en la morfología de la tensión, siendo razonable que los valores sean menores ya que hay menor parte de la grieta sometida a la tensión máxima de 50MPa. Además de los datos generales, cabe destacar la similitud de los modelos “Parábola” y “Par. Sim”, lo cual se entiende porque se han establecido los parámetros para que el último de ellos se adapte al caso del anterior, demostrando así que se ha programado

correctamente, aunque el modelo “Par. Cte” podrá recoger posteriormente variaciones en el semieje mayor de la grieta y en la morfología de la tensión.

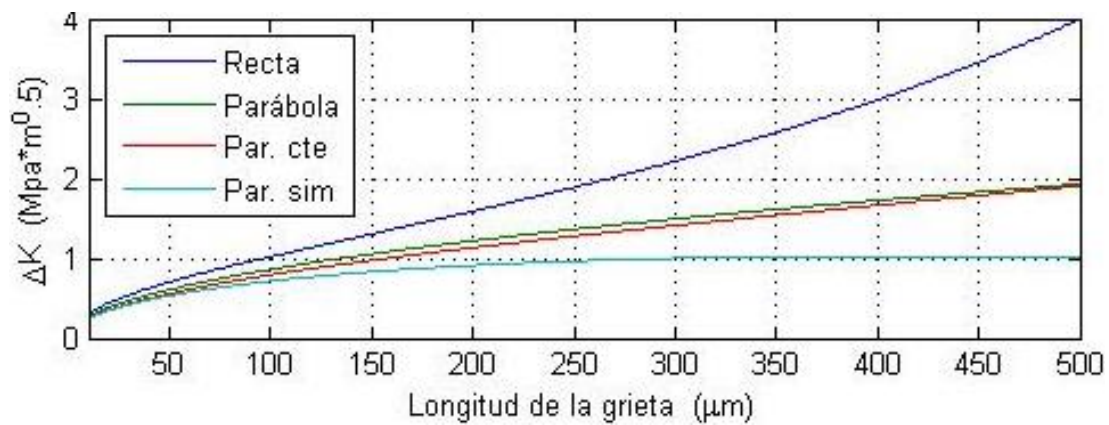


Figura 63. Comparación de K en A para diferentes modelos de grieta

Además del factor de intensidad de tensiones, en la figura 64 se muestra la velocidad de crecimiento de grieta en los cuatro modelos para unas condiciones de temperatura y HT determinadas. Como es de esperar, la relación entre los cuatro modelos es muy similar a la de la figura anterior, ya que la velocidad de crecimiento de grieta está totalmente relacionada con el valor de ΔK .

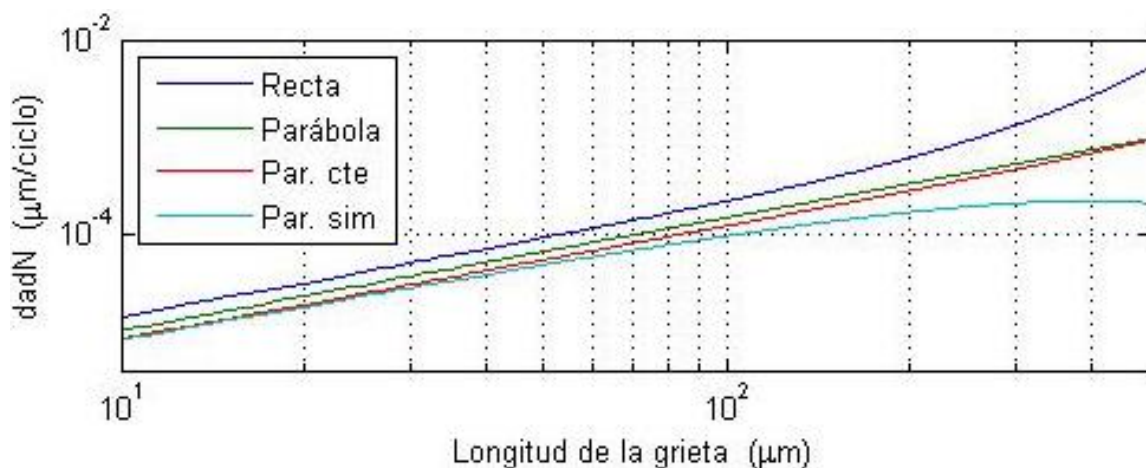


Figura 64. Velocidad de crecimiento de grieta frente a la longitud de la misma para cuatro modelos de grieta

Como ya se ha comentado, la relación entre los semiejes “a” y “c” de la grieta juega un papel muy importante en el modelo GSGG, pues varían de forma acoplada. En la figura

65 se muestra la relación entre la longitud de los semiejes y el número de ciclos aplicados a la grieta. Como en apartados anteriores, la tensión aplicada es de 50MPa y constante en todo el espesor de la placa.

Lo más importante en estas curvas es la dependencia del avance de la grieta en su punto más profundo y el tamaño inicial del semieje “c”. El número de ciclos antes de alcanzar el valor máximo de semieje menor ($a_{\text{máx}} = 500\mu\text{m}$) disminuye considerablemente al aumentar el tamaño inicial de grieta “ c_0 ”. Esta característica no es recogida por los otros modelos antes descritos, lo que supone una ventaja del modelo de GSGG.

También se puede observar cómo el tamaño del semieje mayor permanece superior al menor durante todo el intervalo de crecimiento mostrado. No obstante, se puede observar que aunque en tres de las curvas el tamaño inicial de un semieje es menor que el otro, llegando esta relación a ser de 1/4, conforme la grieta se hace más grande tiende a 1/1. Esto se traduce en que la grieta, a pesar de comenzar teniendo una forma elíptica, adquiere en su avance una forma más cercana a un círculo, o lo que es lo mismo, se aproxima a tener semiejes de igual tamaño. El uso de este modelo permite diferenciar entre grieta casi redondas, hasta grietas de gran longitud y poca profundidad.

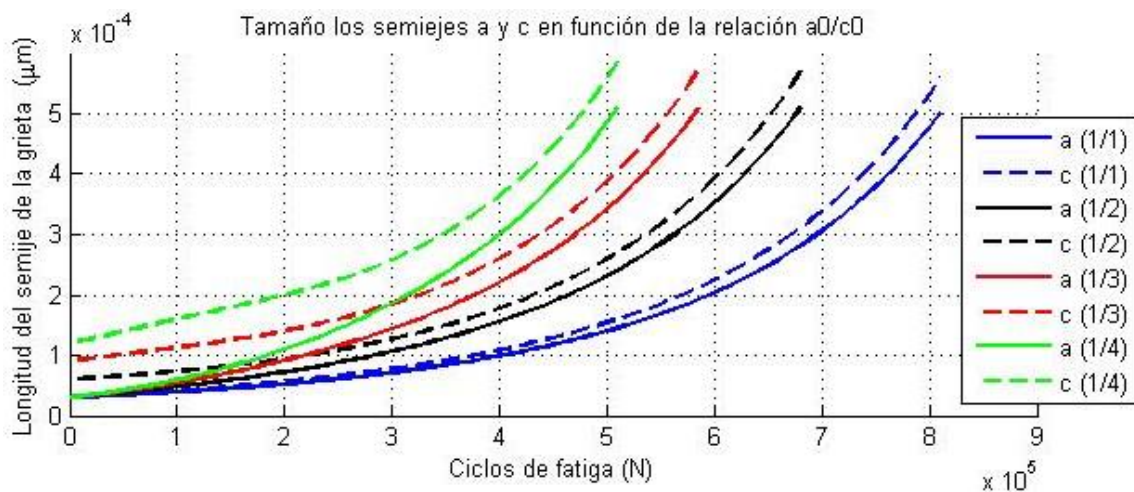


Figura 65. Tamaño de los semiejes a y c frente al número de ciclos para diferentes tamaños iniciales de grieta c_0 ($a_0 = 30\mu\text{m}$) usando el modelo GSGG

7 ESTIMACIÓN DE LA VIDA A FATIGA DE LOS TUBOS DE ALEACIÓN HAYNES 230

Anteriormente se ha detallado un modelo de crecimiento de grieta adecuado para hallar la vida a fatiga de los tubos de Haynes 230. Además, ya se han mencionado las características del material frente al daño por fatiga y las condiciones de trabajo de los tubos. Este capítulo está destinado a usar los datos anteriores para realizar una estimación de la vida a fatiga de los tubos.

Tanto los datos de fatiga del material, como las condiciones de trabajo son derivados de una serie de aproximaciones que deben ser tratadas como tales, así que debido a la necesidad de datos más fiables se ha optado por realizar diseñar ensayos de fatiga variando algunos de los parámetros influyentes en la vida a fatiga de los tubos.

El estudio a realizar será la obtención de la vida a fatiga de la zona de soldadura. Se ha establecido como tal, el número de ciclos que resiste una grieta antes de tener un tamaño igual a $1/3$ del espesor del tubo, es decir $500\mu m$. Aunque probablemente la grieta podría avanzar más antes de una rotura catastrófica, se ha fijado ese valor para realizar un análisis del lado de la seguridad, ya que al tratarse de un componente en una central termosolar se prefiere un mantenimiento predictivo. Por tanto, los análisis establecerán como tamaño de grieta final $a_f = 500\mu m$.

Los estudios llevados a cabo sobre las condiciones de trabajo de los tubos, detallan una temperatura máxima y otra mínima de trabajo. A pesar de estos dos datos puntuales, los tubos se encuentran sometidos a diferentes temperaturas dentro de ese intervalo. Debido a ello, se han realizado los estudios teniendo en cuenta un rango de temperatura entre 350 y $700^\circ C$, pudiendo esto servir en un futuro para predecir la rotura de los tubos en diferentes zonas del captador solar.

Un segundo parámetro a variar es el tamaño de la grieta inicial observada en los tubos. De los análisis hechos al material se han obtenido grietas de aproximadamente $30\mu m$.

No obstante, debido a la incertidumbre en la medida y a que se intenta tener un rango de resultados lo más amplio posible, se ha realizado el análisis para tres tamaños diferentes de grieta: 30, 50 y $100\mu m$. Además, de esta forma se podrá comparar el análisis con datos obtenidos empíricamente cuando los tubos ya estén en funcionamiento. Por otro lado, cabe destacar que se ha supuesto que las grietas comienzan siendo el doble de largas en su superficie que en profundidad, esto quiere decir que el semieje mayor “c” es el doble que el menor “a”.

El tercer y último parámetro a variar es la tensión a la que están sometidos los tubos. Como se ha comentado, la tensión en los tubos depende en gran medida de la zona del captador en la que estén situados. Para poder aplicar los resultados a diferentes zonas del captador es necesario establecer un rango de tensiones que va desde los 50 a los 250MPa, datos extraídos de análisis anteriores a este trabajo.

En la figura 66, se muestra el número de ciclos hasta el tamaño de grieta máximo a_f frente a la temperatura. Se establece el valor de 10^4 ciclos como requisito mínimo para aceptar la instalación de los tubos. Dicho valor viene establecido en estudios previos a este trabajo, estando la zona segura por encima del mismo. Se puede observar además, que independientemente del tamaño inicial de grieta, se alcanza un menor número de ciclos conforme se aumenta la tensión. Por otro lado, para una tensión establecida, las curvas responden a un menor número de ciclos al aumentar el tamaño inicial de grieta. Por último, se observa que la temperatura afecta negativamente a la resistencia a fatiga, ya que todas las curvas son decrecientes con la misma.

Por último, en la Tabla 4 se muestra el número de ciclos antes de alcanzar el tamaño límite de grieta para los intervalos antes descritos. Además de los datos numéricos, se ha destacado cualitativamente el rango de ciclos máximos al que pertenece cada caso, sombreándose en azul, verde, amarillo, rojo y gris en función de si pertenecen a los intervalos de 10^6 , 10^5 , 10^4 , 10^3 y 10^2 ciclos respectivamente. Se han considerado como aceptables aquellos casos en los que el color es amarillo, verde o azul, mostrando esta tabla una clara visión de los rangos de operación válidos para los tubos.

Cada uno de los datos que aparecen en la tabla corresponde a una resolución de las ecuaciones de GSGG detalladas en el capítulo anterior. Mediante programación anidada se ha parametrizado un código para que se puedan variar en función del tipo de estudio realizado.

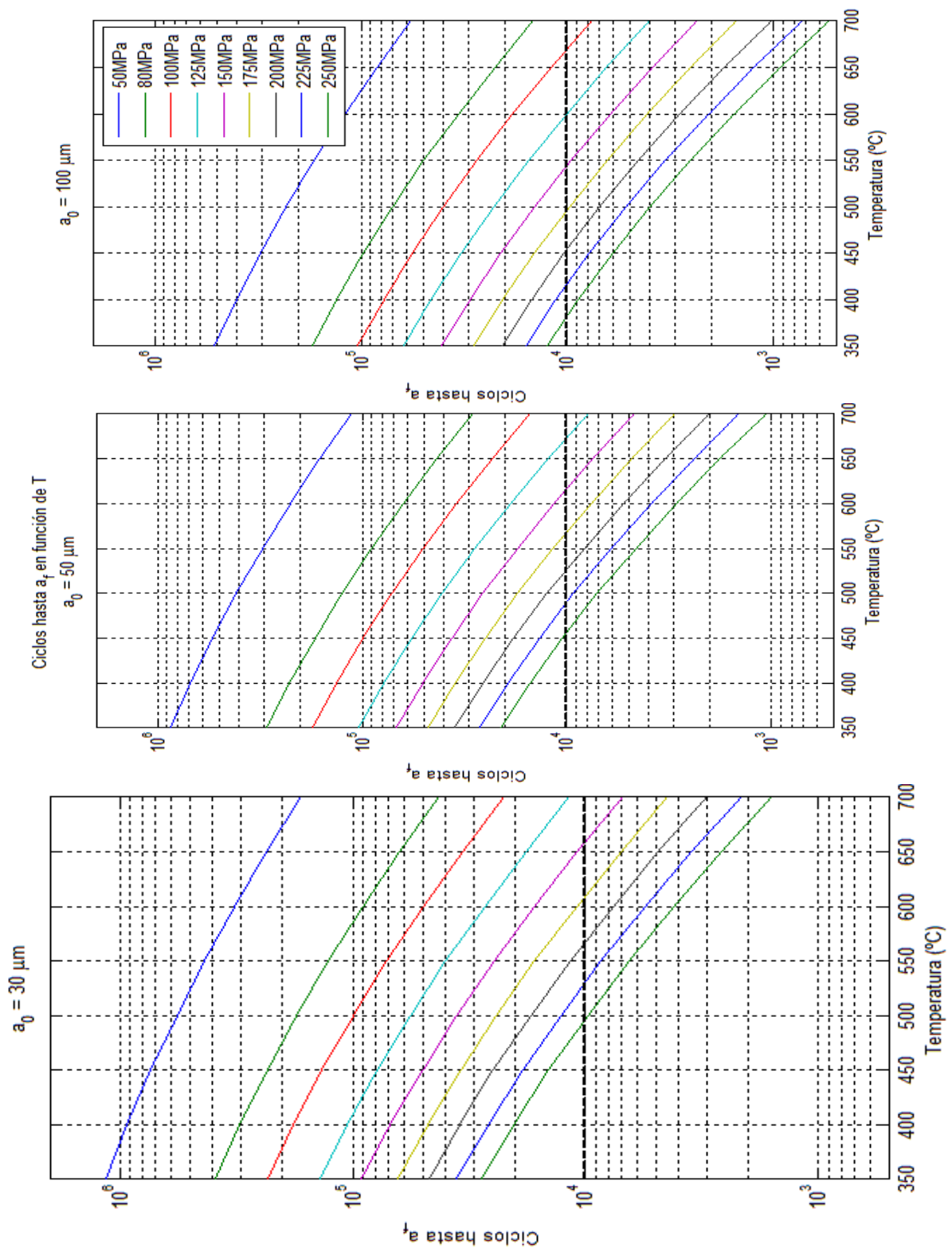


Figura 66. Ciclos hasta alcanzar un tamaño de grieta de $500\mu\text{m}$ en función de la temperatura y el tamaño inicial de grieta

	A	8,86E-08	8,89E-08	8,93E-08	8,98E-08	9,04E-08	9,11E-08	9,20E-08	9,30E-08
	m	2,08E-10	2,57E-10	3,26E-10	4,21E-10	5,56E-10	7,51E-10	1,04E-09	1,46E-09
σ (Mpa)	a_0 (μm)	350	400	450	500	550	600	650	700
50	30	1,15E+06	9,33E+05	7,36E+05	5,70E+05	4,33E+05	3,22E+05	2,35E+05	1,68E+05
	50	8,63E+05	6,90E+05	5,38E+05	4,11E+05	3,07E+05	2,25E+05	1,61E+05	1,13E+05
	100	5,12E+05	4,03E+05	3,08E+05	2,31E+05	1,69E+05	1,20E+05	8,37E+04	5,69E+04
80	30	3,90E+05	3,06E+05	2,33E+05	1,74E+05	1,27E+05	9,05E+04	6,30E+04	4,29E+04
	50	2,92E+05	2,26E+05	1,70E+05	1,26E+05	9,02E+04	6,32E+04	4,32E+04	2,88E+04
	100	1,73E+05	1,32E+05	9,75E+04	7,04E+04	4,95E+04	3,38E+04	2,25E+04	1,46E+04
100	30	2,33E+05	1,80E+05	1,35E+05	9,92E+04	7,10E+04	4,96E+04	3,38E+04	2,24E+04
	50	1,74E+05	1,33E+05	9,87E+04	7,15E+04	5,04E+04	3,46E+04	2,31E+04	1,51E+04
	100	1,03E+05	7,77E+04	5,65E+04	4,01E+04	2,76E+04	1,85E+04	1,20E+04	7,62E+03
125	30	1,39E+05	1,06E+05	7,83E+04	5,65E+04	3,97E+04	2,72E+04	1,81E+04	1,17E+04
	50	1,04E+05	7,85E+04	5,72E+04	4,07E+04	2,82E+04	1,89E+04	1,24E+04	7,89E+03
	100	6,17E+04	4,58E+04	3,28E+04	2,28E+04	1,55E+04	1,01E+04	6,45E+03	3,99E+03
150	30	9,13E+04	6,88E+04	5,01E+04	3,57E+04	2,47E+04	1,66E+04	1,09E+04	6,92E+03
	50	6,83E+04	5,09E+04	3,66E+04	2,57E+04	1,75E+04	1,16E+04	7,44E+03	4,65E+03
	100	4,05E+04	2,97E+04	2,10E+04	1,44E+04	9,61E+03	6,20E+03	3,88E+03	2,35E+03
175	30	6,40E+04	4,77E+04	3,44E+04	2,42E+04	1,65E+04	1,09E+04	7,06E+03	4,43E+03
	50	4,79E+04	3,53E+04	2,51E+04	1,74E+04	1,17E+04	7,64E+03	4,84E+03	2,97E+03
	100	2,84E+04	2,06E+04	1,44E+04	9,77E+03	6,43E+03	4,09E+03	2,52E+03	1,50E+03
200	30	4,70E+04	3,48E+04	2,48E+04	1,73E+04	1,17E+04	7,64E+03	4,86E+03	3,00E+03
	50	3,52E+04	2,57E+04	1,81E+04	1,24E+04	8,27E+03	5,33E+03	3,33E+03	2,02E+03
	100	2,08E+04	1,50E+04	1,04E+04	6,98E+03	4,54E+03	2,85E+03	1,73E+03	1,02E+03
225	30	3,58E+04	2,63E+04	1,86E+04	1,28E+04	8,57E+03	5,56E+03	3,50E+03	2,14E+03
	50	2,68E+04	1,94E+04	1,36E+04	9,24E+03	6,08E+03	3,88E+03	2,39E+03	1,43E+03
	100	1,59E+04	1,13E+04	7,78E+03	5,18E+03	3,34E+03	2,07E+03	1,25E+03	7,25E+02
250	30	2,81E+04	2,05E+04	1,44E+04	9,83E+03	6,51E+03	4,18E+03	2,60E+03	1,57E+03
	50	2,10E+04	1,51E+04	1,05E+04	7,09E+03	4,62E+03	2,92E+03	1,78E+03	1,06E+03
	100	1,25E+04	8,83E+03	6,02E+03	3,97E+03	2,54E+03	1,56E+03	9,29E+02	5,34E+02

Tabla 4. Estimación del número de ciclos aplicado a un tubo antes de alcanzar el tamaño de grieta máximo

8 DISEÑO DE FUTUROS ENSAYOS DE FATIGA

En este apartado se definen una serie de ensayos que reemplacen las interpolaciones de capítulos anteriores. El objetivo de los ensayos será la obtención de curvas de velocidad de crecimiento de grieta para diferentes valores de temperatura y Hold time partiendo de una probeta sometida a cargas cíclicas hasta la rotura.

En cuanto a la temperatura de los ensayos se establece que deberá ser 350 y 650°C, siendo este el rango de trabajo de los tubos. Otro de los factores que influyen en el comportamiento a fatiga es la frecuencia. En la bibliografía tan sólo se han encontrado datos para hold time entre 0 y 2 min, lo cual puede considerarse insuficiente debido a que los ciclos de carga de los tubos tienen un periodo de un día. Es probable además que la velocidad de crecimiento de grieta varíe menos con valores de HT más elevados, por lo que se van a proponer varios ensayos con HT entre 1 min y 5 horas.

Por otro lado, teniendo en cuenta que una atmósfera corrosiva a alta temperatura aumenta el daño por fatiga, todos los ensayos se realizarán en presencia del tipo de sales que fluyen por el interior de los tubos. Debido al carácter confidencial del proyecto no se pueden especificar las características más allá de comentar que se trata de una mezcla de Nitrato de Sodio y Nitrato de Potasio líquida por encima de 240°C.

8.1 Utillaje para los ensayos

Para la realización de los ensayos propuestos será necesario el uso de un utillaje adecuado para las condiciones expuestas. A continuación se comentan algunas directrices que pueden servir de ayuda en el diseño de los diferentes componentes.

Debido a que los ensayos son a alta temperatura es necesario disponer de un horno que se acople a la máquina de ensayos mecánicos. Estos ensayos probablemente se

realizarían en el horno existente en el departamento de Ingeniería Mecánica de la Universidad de Sevilla, similar al de la Figura 67, diseñado para alcanzar temperaturas de hasta 1200°C. Este horno está compuesto por dos medios cilindros aislados con alúmina que se cierran alrededor de la probeta. El cilindro cuenta con dos tapaderas, inferior y superior, que evitan la convección del aire caliente a la vez que permiten la introducción del utillaje de cogida de la probeta. Anteriormente a los ensayos, el horno deberá ser calibrado y adaptado a las probetas a ensayar.

La conexión entre las mordazas y la probeta se podrá hacer mediante piezas comerciales. Debido a las especificaciones de la máquina de ensayos, las mordazas no deben ser expuestas a temperatura elevada, lo cual implica que debe evitarse la convección del aire del interior del horno hacia las mismas. Por otro lado, deberá evitarse la conducción de calor hacia la máquina, de forma que el elemento de conexión entre las mordazas y la probeta debe suponer una barrera a la transmisión de calor por conducción.

Para los ensayos con sales corrosivas se deberá diseñar algún tipo de recipiente que contenga dichas sales y las mantenga en contacto con la grieta durante el ensayo. En la figura 68 se muestra un esquema de un procedimiento similar, en el que las sales quedan dentro de un recipiente sellado a la parte inferior de la probeta



Figura 67 Modelo de horno, cogidas y extensómetro para ensayos mecánicos a alta temperatura

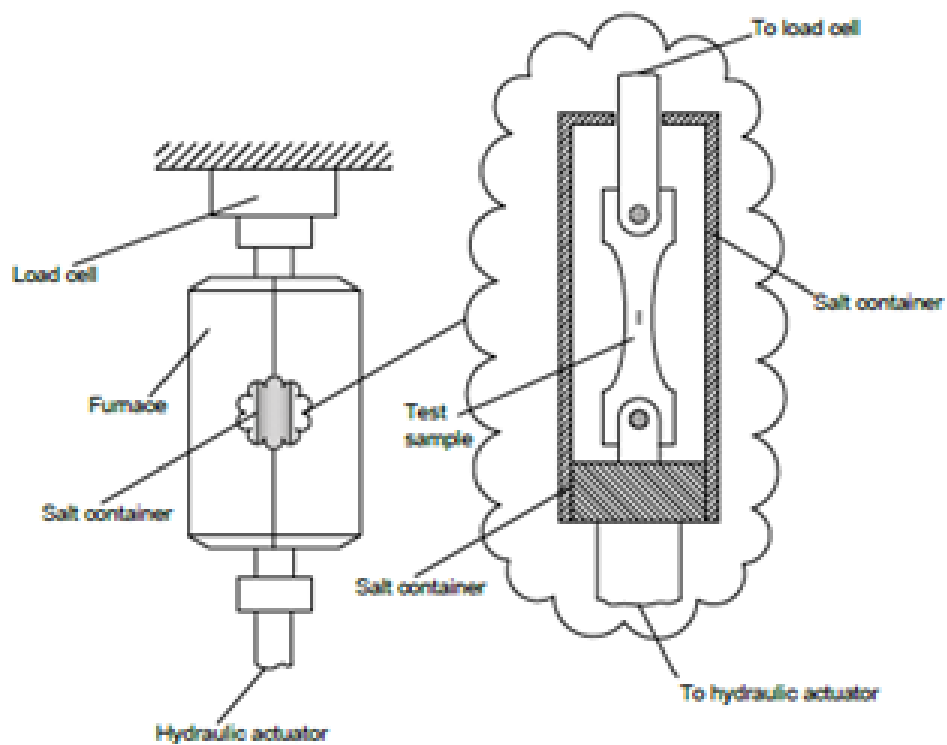


Figure 68. Esquema de un ejemplo de utillaje para ensayos mecánicos con sales corrosivas

8.2 Secuencia de realización de los ensayos

El primer paso antes de realizar los ensayos será la determinación del FIT umbral. Generar una entalla que supere este FIT asegura que la grieta se propague, ya que por debajo de este la grieta no crecería. Debido a que las dimensiones de la entalla pueden ser del orden de micras, se propone que se realice mediante EDM (Electrical Discharge Machining).

Una vez realizada la entalla, la probeta se someterá a cargas cíclicas (tracción-tracción) con tensión nominal máxima constante. Midiendo los desplazamientos en la zona de medida de la probeta se podrá conocer el factor de intensidad de tensiones para cada ciclo, obteniendo además la longitud de la grieta, ya que conforme la grieta aumenta, el FIT también lo hace hasta alcanzar el valor crítico justo antes de la rotura. De esta forma, con cada probeta ensayada se obtendrá una curva de velocidad de crecimiento de grieta en función del FIT para un hold time establecido.

Terminados los ensayos para una temperatura, se cambiará el valor de hold time de las cargas y se repetirán todos los ensayos, obteniendo así una curva de velocidad de crecimiento de grieta para cada una de las combinaciones posibles de temperatura y hold time.

En la Tabla 5 se muestran los ensayos propuestos. Cada una de las casillas indica un ensayo de fatiga, por lo que serían 24 ensayos diferentes en total. No obstante, dependiendo del HT y la temperatura, los ensayos podrían durar hasta meses. Para acortar la duración de los ensayos se propone una estrategia a seguir que consiste en la determinación de la velocidad de crecimiento de grieta en puntos concretos. En un ensayo normal se comienza con el FIT umbral y se somete la probeta a cargas cíclicas hasta que se rompe. En este apartado se propone que se establezcan unos valores de FIT clave para los que se obtendrá la velocidad de crecimiento de grieta, disminuyendo el HT en puntos intermedios.

Hold Time (min)	Temperatura °C			
	350	450	550	650
1	C.	C.	C.	C.
2	C.S.	C.S.	C.	C.
10	C.S.	C.S.	C.S.	C.S.
30	P.	P.	C.S.	C.S.
60	P.	P.	P.	P.
300	P.	P.	P.	P.

Tabla 5. Ensayos propuestos. C. (Rango completo de FIT), P. (Valores puntuales de FIT), C.S. (Como C o como P en función de los resultados obtenidos en C),

En el caso de los ensayos en verde de la Tabla 5, se propone realizar los ensayos de la forma usual, ya que en estos se empleará menos tiempo. Sin embargo, el tiempo puede multiplicarse por 300 en los ensayos en rojo debido al aumento del HT. El procedimiento en estos casos será diferente: En primer lugar, se fijarán unos valores de FIT en los que determinar la velocidad de crecimiento de grieta (coordenada X de los puntos rojos, Figura 69). Se comenzará el ensayo en el primer valor y mantendrá el número de ciclos suficiente para determinar la velocidad de crecimiento de grieta para dicho valor de ΔK . Posteriormente, se aumentarán tanto la magnitud de las cargas como la frecuencia del ensayo acelerándose el crecimiento de la grieta hasta alcanzar el siguiente valor de ΔK seleccionado (líneas azules, Figura 69). Una vez en el segundo valor se volverá al HT y tensiones originales para determinar otro punto de la gráfica ($\frac{da}{dN}/\Delta K$). De esta forma se procederá para cada punto reduciendo el tiempo total del ensayo y obteniendo las curvas de velocidad de crecimiento de grieta a partir de varios puntos.

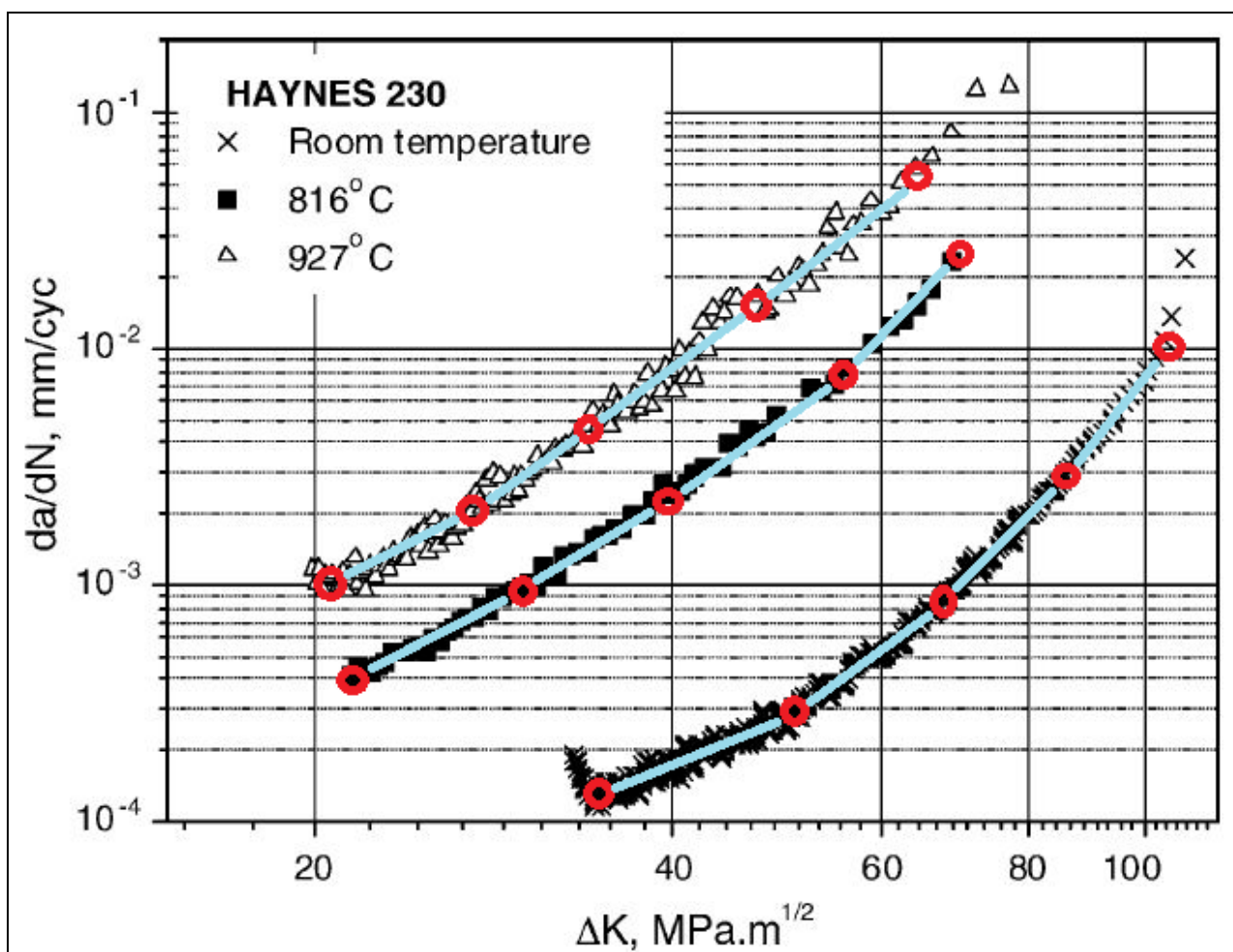


Figura 69. Ejemplo de la obtención de curvas de velocidad de crecimiento de grieta en base a puntos clave de FIT

9 CONCLUSIONES

Este trabajo proporciona una base para la obtención de la vida a fatiga de los tubos de Haynes 230. Durante la realización del mismo se ha cuestionado desde el modelo usado para predecir el crecimiento de grieta, hasta los datos bibliográficos, adaptándolos en la medida de lo posible a las condiciones de los tubos. Contribuye a estudios futuros con la programación de un código que podrá ser usado para análisis y predicciones de vida a fatiga. Además, aporta un modelo de elementos finitos que aborda el problema de contacto entre la probeta y el utillaje de ensayo para probetas extraídas de tubos que aumenta la fiabilidad en los ensayos.

Después de desarrollar los estudios llevados a cabo y los resultados obtenidos, se exponen a continuación diferentes conclusiones:

En cuanto a los datos obtenidos para la aleación Haynes 230 se establece lo siguiente:

1. Si bien existen algunos datos de fatiga de la aleación, en el rango de temperatura de trabajo de los tubos la bibliografía se queda escasa. Para poder aproximar la vida a fatiga de los tubos se hace necesaria la obtención de datos experimentales que lleven a conclusiones más fiables.
2. Como aproximación provisional, la interpolación de las curvas de fatiga aporta una estimación acerca de los datos experimentales esperados en futuros ensayos. No obstante, estos datos se deben tomar con cautela, pues las sucesivas interpolaciones aumentan la probabilidad de error en las estimaciones.

En cuanto al modelo de elementos finitos se establece:

1. Para caracterizar el comportamiento a fatiga de los tubos se hace necesario ensayar directamente la zona de soldadura de los mismos. Para ello los ensayos deberán realizarse extrayendo las probetas de los tubos, lo cual obliga a que las probetas tengan cierta curvatura en su superficie. Esta curvatura provoca que se deba hacer un estudio de las características de la probeta.
2. Debido a la geometría característica de la probeta, la tensión en la sección de medida no permanece constante en todo el espesor de la misma. Para poder diseñar un ensayo de crecimiento de grieta por fatiga se hace necesario conocer el factor de intensidad de tensiones en la grieta, por lo que se necesita conocer la

tensión en la grieta. Una manera de conocer las tensiones en la grieta es simular el ensayo mediante un modelo de elementos finitos. Para diseñar bien el modelo, es necesario tener en cuenta el contacto entre la probeta y el utillaje usado para el ensayo, ya que esto hace que el ensayo difiera del de una probeta plana.

3. Mediante el modelo de elementos finitos se observa que la tensión en la zona de medida no es constante, ya que existe un gradiente de tensión debido a la curvatura de la misma. La magnitud del gradiente depende de varios factores geométricos de la probeta, como son el diámetro del pasador, y el ancho de la zona de medida. El gradiente puede minimizarse variando dichos parámetros, aunque no es posible eliminarlo, por lo que se tendrá que tener en cuenta en los ensayos.

En cuanto al modelo de crecimiento de grieta de GSGG se establece que:

1. Debido al gradiente de tensión en la grieta, los modelos más simples de factor de intensidad de tensiones no son válidos. El modelo de GSGG, que recoge el gradiente de tensión en la probeta, se aproxima más a la realidad del ensayo, aportando datos más fiables. Además, este modelo predice el crecimiento de grieta a partir de varios puntos del frente de grieta, por lo que se tiene en cuenta, además de la profundidad inicial, la longitud superficial de la misma.
2. Debido a la complejidad de las ecuaciones diferenciales de este método, se ha realizado un programa que calcula de forma numérica el factor de intensidad de tensiones y la velocidad de crecimiento de grieta a partir de los datos iniciales de la grieta y los correspondientes al material. Dicho programa está parametrizado, con lo que puede ser de utilidad en otros estudios.

En relación a la estimación de vida a fatiga de los tubos:

1. Debido a que los tubos están sujetos a diferentes tensiones y temperaturas en función de su localización en el captador, se debe estimar la vida a fatiga para cada una de las diferentes condiciones de trabajo. Los resultados obtenidos para diferentes situaciones pueden ser usados como referencia para estimar la vida de cada uno de los tubos dependiendo de su localización.
2. Las curvas de fatiga interpoladas en este trabajo son la base para la determinación de la vida a fatiga de los tubos. Debido a que dichas curvas provienen de interpolaciones, la duración de los tubos calculada debe ser meramente orientativa, sirviendo sólo como precedente para la realización de cálculos basados en datos experimentales que se ajusten a las condiciones de trabajo de los tubos.

3. En base al número de ciclos obtenido para cada configuración de tensión, temperatura y grieta inicial, se establece que el aumento de cualquiera de esos tres factores acelera el daño por fatiga en los tubos.

En cuanto a los ensayos de fatiga propuestos se establece:

1. Tales ensayos deben abarcar los rangos de temperatura, FIT y hold time a los que se exponen los tubos. Esto implica que se diseñe un procedimiento de ensayo para alta temperatura. Así mismo, se debe disponer de utillaje que permita la realización de los ensayos en presencia de sales corrosivas. Se debe tener especial cuidado en la elección de los materiales usados en el utillaje de forma que se eviten problemas derivados de la exposición a alta temperatura y corrosión por las sales.
2. Para los valores más altos de hold time, el tiempo de ensayo puede ser de meses. El procedimiento de ensayo detallado en este trabajo permite la obtención de las curvas de velocidad de crecimiento de grieta reduciendo considerablemente el tiempo empleado en cada ensayo.
3. Es usual que se realicen varios ensayos para las mismas condiciones, aumentando así la precisión de los datos. En este caso y debido al coste y tiempo de realización de cada ensayo, posiblemente sólo se pueda realizar un ensayo por cada curva de crecimiento de grieta obtenida. Comparar los resultados con ensayos de otras aleaciones de níquel o con las interpolaciones realizadas en este trabajo puede ser de ayuda de cara a determinar si los datos obtenidos son fiables.

REFERENCIAS

- [1] W. Albert, «Uber treibseile am harz,» *Archiv fur Mineralogie Georgnoise Bergbau und Huttenkunde*, nº 10, pp. 215-234, 1837.
- [2] J. Poncelet, «Introduction à la Mécanique Industrielle,» *Physique ou Expérimentale*, 1839.
- [3] W. Rankine, «On the cause of the unexpected breakage of the journal of railway axles and on the means of preventing such accidents by observing the law of continuity in their construction,» *Institution of Civil Engineers, Minutes of Proceedings*, vol. 2, nº 1843, pp. 105-108, 1843.
- [4] A. Bangoura, «Metodología para la optimización de análisis de esfuerzos por fatiga de alto ciclaje en componentes de máquinas. Ingeniería Mecánica,» *Ingeniería Eléctrica, Instituto Politécnico Nacional*, p. 202, 2007.
- [5] A. Wöhler, «Test to determine the forces acting on railway carriage axles and the capacity of resistance of the axles,» *Engineering*, vol. 11, p. 199, 1871.
- [6] W. Gerberg, «Bestimmung der zulossigen spannungen in eisen costructionen,» *Z. Bayer Arch. Ing*, vol. 6, 1874.
- [7] G. J., *Mechanics Applied to Engineering*, vol. 1, 1930.
- [8] C. R. Soderberg, «Factor of safety and working stress,» *Trans. ASTM*, vol. 52 , nº 2, 1930.
- [9] J. A. E. a. J. C. Humfrey, «The fracture of metals under repeated alternations of stress,» *Phil. Trans. Royal Society, London*, vol. CC, pp. 241-250, 1903.

- [10] A. Palmgren, «Durability of ball bearing,» *ADVDI. Col* 68, n° 14, 1924.
- [11] M. A. Miner, «Cumulative Damage in Fatigue,» *Trans. ASME, J. of Appl. Mech.*, vol. 67, p. 159, 1945.
- [12] S. S. Manson, «Fatigue: A complex subject-some simple approximations,» *Expt. Mechanics*, vol. 5 (7), p. 193, 1965.
- [13] S. S. Manson, «Thermal stress and low cycle fatigue,» *McGraw-Hill*, 1996.
- [14] S. S. Manson, «Discussion of experimental support for generalized equation predicting low cycle fatigue,» *Trans. ASME, J. Basic. Engr.*, vol. 84, n° 4, p. 537, 1962.
- [15] S. S. Manson, «Inversion of the strain-life and stress-strain relationship for use in a metal fatigue analysis,» *Fatigue Engineering Materials and structures*, vol. 1, pp. 37-35, 1965.
- [16] L. F. Coffin, «Experimental support for generalized equation predicting low cycle fatigue,» *Trans. ASME, J. Basic. Engr.*, vol. 84, n° 4, p. 537, 1962.
- [17] G. R. Irwin, «Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate,» *Trans. ASME. J. Appl. Mech.*, vol. 24, p. 136, 1957.
- [18] P. C. Paris, «The growth of fatigue cracks due to variations in load,» *Ph. D. Thesis, Leigh University*, 1962.
- [19] P. C. P. a. F. Erdogan, «A critical analysis of crack propagation law,» *Trans. ASME, J. Basic Eng.*, vol. 85, n° 4, p. 528, 1963.
- [20] W. Elber, «Fatigue crack closure under cyclic tension,» *Engng. Fract. Mech.*, vol. 2, pp. 37-45, 1970.

- [21] W. Elber, «The significance of fatigue crack closure in damage tolerance in aircraft structures,» *Special Technical Publication 486, ASTM*, pp. 230-242, 1971.
- [22] J. Schijve, in *ASTM STP*, vol. 415, pp. 415-495, 1967.
- [23] P. J. E. Forsyth, de *Proceedings of Crack Propagation Symposium*, vol. 1, Cranfield, UK, Cranfield College of Aeronautics, 1961, pp. 76-94.
- [24] T. M. I. Society, Atlas of fatigue curves, ASM International.
- [25] A. F. R. R. S. H. O. F. Ralph I. Stephens, Metal Fatigue in Engineering, Wiley Interscience, 1980.
- [26] «<https://cindasdata.com/products/docs/ahad/ahad-example-haynes230.pdf>,» [En línea].
- [27] P. L. G. W. M. B. S. T. J. B. P. B. A. B. J. A. D. K. Y.L. Lu, «Fracture modes of HAYNES 230 alloy during fatigue-crack-growth at room and elevated temperatures,» *Materials Science & Engineering*, 2005.
- [28] L. C. P. L. G. W. C. B. S. T. J. B. P. B. A. B. J. A. D. K. Y.L. Lu, «Effects of temperature and hold time on creep-fatigue crack-growth behavior of HAYNES 230 alloy,» *Materials Science & Engineering*, 2005.
- [29] H. Y. F. L. Guobin Zhang, «Analysis of creep–fatigue life prediction models for nickel-based super alloys,» *Computational Materials Science*, 2011.
- [30] U.-E. I. 6892-1, *Materiales Metálicos. Ensayo de Tracción. Parte 1: Método de ensayo a temperatura ambiente*, 2009.
- [31] U.-E. I. 6892-2, *Materiales Metálicos. Ensayo de Tracción. Parte 2: Método de ensayo a temperatura elevada*, 2011.

- [32] G. G. G. Shen, «Weight functions for a surface semi-elliptical crack in a finite thickness plate,» *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, vol. 15, pp. 247-255, 1991.
- [33] A. F. R. I. S. R. R. S. Henry O. Fucs, *Metal Fatigue In Engineering*, Wiley Interscience, 1980.

