



Universidad Autónoma de San Luis Potosí
Facultad de Ingeniería
Centro de Investigación y Estudios de Posgrado

**“DESEMPEÑO DE PROBETAS DE ALUMINIO 6063
CON PRE-AGRIETAMIENTO BAJO CONDICIONES DE
FATIGA TÉRMICA”**

T E S I S

Que para obtener el grado de:

**MAESTRO EN INGENIERÍA MECÁNICA
CON ORIENTACIÓN TERMINAL EN
MECATRÓNICA Y SISTEMAS MECÁNICOS**

Presenta:

ING. GENNIER LUIS CONYEDO CUETO

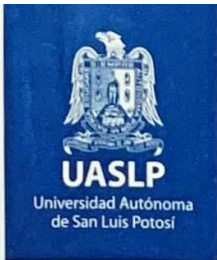
Asesor:

DR. CHRISTIAN JESÚS GARCÍA LÓPEZ

Co-asesor:

DR. JAN MAYÉN CHAIRES





15 de octubre de 2020

**ING. GENNIER LUIS CONYEDO CUETO
P R E S E N T E.**

En atención a su solicitud de Temario, presentada por los **Dres. Christian Jesús García López y Jan Mayén Chaires**, Asesor y Co-asesor de la Tesis que desarrollará Usted, con el objeto de obtener el Grado de **Maestro en Ingeniería Mecánica con Orientación Terminal en Mecatrónica y Sistemas Mecánicos**, me es grato comunicarle que en la Sesión del H. Consejo Técnico Consultivo celebrada el día 15 de octubre del presente, fue aprobado el Temario propuesto:

TEMARIO:

"Desempeño de probetas de aluminio 6063 con pre-agrietamiento bajo condiciones de fatiga térmica"

Introducción.

1. Fatiga y esfuerzos térmicos en materiales.
2. Modelos computacionales para fatiga térmica.
3. Ensayos experimentales de fatiga térmica.
4. Resultados y discusión.

Conclusiones.

Referencias.

Anexos.

"MODOS ET CUNCTARUM RERUM MENSURAS AUDEBO"

A T E N T A M E N T E


DR. EMILIO JORGE GONZÁLEZ GALVÁN
DIRECTOR.



www.uaslp.mx

Copia. Archivo
*etn.

Av. Manuel Nava 8
Zona Universitaria - CP 78290
San Luis Potosí, S.L.P.
tel. (444) 826 2330 al39
fax (444) 826 2336

"1945-2020: 75 años de formación de profesionales en la Facultad de Ingeniería"

ÍNDICE

ÍNDICE	I
AGRADECIMIENTOS	IV
RESUMEN	V
LISTA DE FIGURAS	VI
LISTA DE TABLAS	XII
INTRODUCCIÓN	1
OBJETIVOS	2
JUSTIFICACIÓN	3
CAPÍTULO 1. FATIGA Y ESFUERZOS TÉRMICOS EN MATERIALES	5
1.1. Esfuerzo térmico	5
1.2. Coeficiente de expansión térmica.....	6
1.3. Deformación térmica.....	7
1.4. Termofluencia (creep).....	10
1.5. Fatiga Térmica	12
1.5.1. Enfoques para el estudio de vida a la fatiga en componentes.	17
1.6. Fallas de origen térmico	19
1.7. Estado del arte en fatiga térmica	23
CAPÍTULO 2. MODELOS COMPUTACIONALES PARA FATIGA TÉRMICA	44
2.1. Método analítico (barra unidimensional)	44
2.2. Modelo computacional (barra unidimensional)	47
2.3. Modelos en 3D (Probeta CT) para ensayos de fatiga térmica.....	53
2.3.1. Modelo computacional para distintas condiciones de restricción (Sin Restricción, Restricción en orificio, Restricción en orificio y pre-carga).....	53
2.3.2. Modelo computacional en la condición (Restricción en orificio y pre-carga) para el diseño experimental.	60
2.3.3. Modelos analíticos para el cálculo de vida a la fatiga en base a deformación ($\epsilon - N$)	64
CAPÍTULO 3. ENSAYOS EXPERIMENTALES DE FATIGA TÉRMICA	69
3.1. Diseño y manufactura de las probetas.....	69
3.1.1. Material	69

3.1.2. Probetas	70
3.2. Diseño de herramental para las probetas CT bajo condiciones de fatiga térmica	71
3.3. Procedimiento de pre-agrietamiento de las probetas.....	74
3.4. Diseño de sistema de medición experimental durante los ensayos de fatiga térmica	77
3.4.1. Medición de temperatura durante el ensayo de fatiga térmica	78
3.4.2. Medición de deformación durante el ensayo de fatiga térmica.....	79
3.5. Ensayo de fatiga térmica	85
3.5.1. Ensayo de fatiga térmica (Pruebas preliminares para la calibración del sistema de medición experimental y puesta a punto de la máquina de ensayos de fatiga térmica)	86
3.5.2. Ensayo de fatiga térmica (Pruebas finales)	89
CAPÍTULO 4. RESULTADOS Y DISCUSIÓN.....	93
4.1. Mediciones de temperatura (Ciclo térmico) para las pruebas No. 1, 2, 3 y 4	93
4.1.1. Prueba No. 1 (Ciclo térmico: Calentamiento gradual- Enfriamiento en aire calmado)	93
4.1.2. Prueba No. 2 (Ciclo térmico: Calentamiento gradual- Enfriamiento en agua a 25 °C).	94
4.1.3. Prueba No. 3 (Ciclo térmico: Sin tiempos de permanencia)	95
4.1.4. Prueba No. 4 (Ciclo térmico: Con tiempos de permanencia).....	96
4.2. Mediciones de deformación (Ciclo térmico) en las pruebas No. 5 y 6	97
4.2.1. Prueba No. 5 (Ciclo térmico, Probeta No. 2 en condición: Sin restricción).....	97
4.2.2. Prueba No. 6 (Ciclo térmico, Probeta No. 3 en condición: Con restricción y pre-carga)	100
4.3. Análisis comparativo del modelo numérico y pruebas experimentales	102
4.3.1. Perfil de temperatura: Modelos numérico y pruebas No. 2 y 4.....	103
4.4. Vida a la fatiga en base a deformación.....	107
CONCLUSIONES.....	113
RECOMENDACIONES Y SUGERENCIAS PARA TRABAJO A FUTURO	114
REFERENCIAS	115
ANEXOS	121
Anexo A: Plano del conjunto ensamblado del sistema de sujeción y anclaje	121
Anexo B: Plano de pieza de perfil Bosch.....	122
Anexo C: Plano de pieza de escuadra	123

Anexo D: Plano de pieza de Solera_perfil_poste	124
Anexo E: Plano de pieza de Poste_fijo	125
Anexo F: Plano de pieza de Soporte_poste_esparrago	126
Anexo G: Plano de pieza de Esparrago_soporte	127
Anexo H: Plano de pieza de Camisa_eje_probeta.....	128
Anexo I: Eje_Fijo_probeta.....	129
Anexo J: Eje_Movil_probeta	130
Anexo K: Probeta_CT-40.....	131
Anexo L: Programa en Labview® para la adquisición de temperatura.....	132
Anexo M: Procedimiento de fijación de la galga extensométrica en la probeta CT	134
Anexo N: Código en Matlab® para el cálculo de vida a la fatiga mediante el método Coffin-Manson y SWT Parameter.	137

AGRADECIMIENTOS

Quiero agradecer a todas las instituciones que me brindaron apoyo durante la realización de la tesis y mi formación aquí en México. A la Universidad Autónoma de San Luis Potosí (UASLP) y específicamente al Centro de Investigación y Estudios de Posgrado (CIEP) y todos sus profesores, por darme la oportunidad de venir a San Luis Potosí a desarrollar la maestría y por brindarme una educación de alta calidad. También quisiera agradecer al Consejo Nacional de Ciencia y Tecnología (CONACYT) por todo el apoyo económico durante estos dos años.

A mis asesores de tesis, el **Dr. Christian Jesús García López** por su contribución en mi educación y formación como máster, por todo el apoyo emocional y hospitalario que me brindó siempre. Al **Dr. Jan Mayén Chaires**, también por brindar el apoyo sobre todo en la parte experimental de la tesis, facilitando el acceso a las instalaciones del CIATEQ A.C para los ensayos de fatiga térmica, además de también apoyarme en el desarrollo de la tesis siempre que lo necesité.

Al comité de evaluación, Dr. Dirk Frederik de Lange, Dr. Gilberto Mejía, Dr. Hugo Iván Medellín Castillo y recientemente al Dr. Juan Antonio Cárdenas Galindo, así como el resto de profesores del comité académico del CIEP por sus comentarios de retroalimentación en cada materia, así como en el desarrollo de la tesis. También quisiera agradecer al **Dr. Ricardo Rafael Ambriz Rojas** del Instituto Politécnico Nacional (IPN-CIITEC) y al **Dr. Mitsuo Osvaldo Ramos Azpeitia** del Centro de Capacitación e Ingeniería de Materiales (CCIM) por todo el apoyo brindado específicamente en la etapa experimental de la tesis.

Por último y no menos importante, agradecer a toda mi familia, en especial a **mis padres, mis abuelos donde quiera que estén, mis tíos y a mi novia**, sin su apoyo, nada hubiera sido posible en esta etapa. También agradecer a todos mis amigos tanto en Cuba como aquí en México, por todo el apoyo brindado y estar presente cada vez que los he necesitado. ¡A todos, muchas gracias!

RESUMEN

En el presente trabajo se desarrolló una metodología experimental para realizar pruebas de fatiga térmica en probetas de aluminio 6063-T5, en donde se construyó un herramental para sujetar y restringir las probetas durante los ensayos, así como se implementó un sistema de medición de temperatura y deformación en el tiempo durante las pruebas experimentales.

El componente utilizado en las pruebas experimentales, definido a partir de ahora como la probeta CT, es una placa rectangular con una geometría de acorde a la especificación de un espécimen de tensión compacto (Compact Tension Specimen), utilizados ampliamente para estudiar el proceso de crecimiento de grietas por fatiga. Se aplicaron ciclos de temperatura a la probeta, sumado a condiciones de restricción que propiciaron la aparición de esfuerzos de origen térmico.

Como complemento se elaboraron varios modelos por elemento finito en donde se implementaron las condiciones de algunas de las pruebas experimentales realizadas. Todos los modelos fueron realizados para la misma geometría y propiedades del material. La diferencia principal entre uno y otro radicó en las condiciones de restricción, medio de enfriamiento y cantidad de ciclos térmicos aplicados.

Las pruebas experimentales de fatiga térmica se llevaron a cabo en dos etapas, una primera en una instalación experimental en el CIATEQ.A.C en donde se hizo la medición de la temperatura en la probeta CT, y una segunda etapa se llevó a cabo en la UASLP en donde se preparó un arreglo experimental para la medición y registro de la deformación en las distintas pruebas realizadas. Algunos de los resultados en las pruebas experimentales fueron comparados posteriormente con los resultados en los modelos computacionales correspondientes para las mismas condiciones y a partir de los resultados experimentales de deformación se hizo un análisis de vida a la fatiga mediante algunos métodos reportados en la literatura y se obtuvo la gráfica de deformación contra número de ciclos a falla, para el régimen de deformación en las pruebas experimentales.

Todas las simulaciones fueron realizadas en el programa comercial de elemento finito ABAQUS™ 2018, en el Centro de Investigación y Estudios de Posgrado (CIEP) de la Facultad de Ingeniería de la Universidad Autónoma de San Luis Potosí.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1. Representación esquemática de una barra unidimensional bajo condiciones de restricción externas. a) Sin restricción, b) Restricción fija en ambos extremos [8].	5
Figura 2. Representación esquemática en dos dimensiones de una tubería de pared gruesa bajo condiciones de restricción interna [8].	6
Figura 3. Representación esquemática de las tres etapas del creep para diferentes temperaturas [7].	11
Figura 4. Modo de carga para condiciones de fatiga térmica externa. a) En fase(IP), b) Fuera de fase(OP) [21].	13
Figura 5. Instalación experimental (INSTRON) para ensayos de fatiga térmica externa estandarizados bajo la norma E 2368 – 04. Standard Practice for Strain Controlled Thermomechanical Fatigue Testing [31].	14
Figura 6. Geometría y dimensiones de las probetas para ensayos de fatiga térmica ``externa`` estandarizados. a) Probeta cilíndrica lisa (sección activa más grande), b) Probeta cilíndrica roscada en los extremos, c) Probeta cilíndrica lisa (sección activa más pequeña). D: Diámetro de la rosca, R: radio, ID: Diámetro interno, OD: Diámetro externo, tpi: Hilos por pulgada [30]. ..	15
Figura 7. Instalación experimental para ensayo de fatiga térmica de un acero ASTM A 213 Grado T-23 [16].	16
Figura 8. Representación esquemática del comportamiento real e ideal en la punta de una grieta. Esfuerzos finitos y radio de plasticidad distintos de cero en la punta de la grieta de algunos materiales. r_0 representa el radio de plasticidad, δ representa el CTOD, σ_y representa el esfuerzo de cedencia del material [32].	19
Figura 9. Agrietamiento reticular en un herramental para forjado en caliente bajo cargas térmicas y restricción externa [34].	20
Figura 10. Crecimiento de grietas por fatiga térmica en dos aceros dúplex AISI 321 en el intervalo de temperaturas de 20 a 600 °C. A la izquierda el material D luego de: a) 100 ciclos, b) 500 ciclos, c) 1500 ciclos. A la derecha el material E luego de: d) 100 ciclos, e) 500 ciclos, f) 1500 ciclos [35].	21
Figura 11. Grietas en condiciones de cargas térmicas y corrosión. a) Abertura longitudinal tipo ``boca de pescado`` de bordes gruesos provocada por la generación de grietas longitudinales sobre la superficie de una tubería de transporte de vapor, b) Grietas transversales generadas por el mecanismo de fatiga térmica y corrosión sobre la superficie externa de un tubo cubierto por agua [18].	22
Figura 12. Morfología tipo ``cuña en V`` que muestra las grietas generadas por fatiga térmica y corrosión a través del espesor de pared de una tubería de transporte de vapor. Nótese la presencia	

de óxido en el interior de las grietas, el cual se encuentra fisurado en la parte central de las grietas [9].	22
Figura 13. Grietas de fatiga térmica características (Alligator Skin Cracking) en la pared de un tubo de acero de bajo carbono [9].	23
Figura 14. Esquema experimental para ensayo de fatiga térmica [36].	24
Figura 15. Resultados experimentales del ensayo de fatiga térmica. a) Tamaño de grieta en función del número de ciclos térmicos, b) Velocidad de crecimiento de grieta (da/dN) en función del factor de intensidad de esfuerzos [36].	25
Figura 16. Mapas de contorno para la probeta SENT a 1 segundo transcurrido en la etapa de enfriamiento. a), b) Temperatura nodal en la probeta y Esfuerzo de von Mises para la temperatura máxima de 900 °C, c), d) Temperatura nodal y Esfuerzo von Mises para la temperatura de 1000 °C [36].	26
Figura 17. Esquema de la instalación experimental utilizada para los ensayos de fatiga térmica, así como de la geometría y dimensiones de las probetas utilizadas [37].	27
Figura 18. Longitudes máximas de grietas para el acero HHD y DIEVAR en función del número de ciclos de la prueba [37].	28
Figura 19. Presencia de oxidación y agrietamiento en la zona cercana a la entalla en "U" para el acero HHD y DIEVAR. a)-d). Acero HHD, e)-h). Acero DIEVAR [37].	28
Figura 20. Geometría y dimensiones de las probetas utilizadas en el ensayo de fatiga térmica "no convencional" [3].	30
Figura 21. Esquema representativo de la instalación experimental "no convencional" [3].	30
Figura 22. a) Representación de dos ciclos de fatiga térmica a partir de las temperaturas medidas en el tiempo por el termopar, b) Evolución de la dureza "Vickers" en función del número de ciclos para ambas aleaciones [3].	31
Figura 23. Esquema de la instalación experimental "no convencional" para fatiga térmica [38].	33
Figura 24. Calibración de la superficie de la grieta y la línea principal: a1),b1):Muestras ensayadas, a2),b2): Método Uddeholm, a3),b3): Método Uddeholm mejorado [38].	34
Figura 25. Geometría y dimensiones de la probeta utilizada en los ensayos experimentales de fatiga térmica "no convencional" e indicación de la posición de los termopares tipo "K" [39].	35
Figura 26. Ensayo experimental de fatiga térmica "no convencional". a) Esquema de instalación experimental (1. Probeta cilíndrica, 2. Vástago de sujeción, 3. Bobina de inducción, 4. Cámara de enfriamiento, 5. Boquillas de aspersión de agua, 6. Termopares tipo "K"), b) Esquema ilustrativo del ciclo térmico aplicado, c) Etapa de calentamiento por inducción en ambos casos de enfriamiento, d) Etapa de enfriamiento por convección forzada mediante agua [39].	36

Figura 27. Esquema comparativo de las secuencias de los modelados: a) Modelado Directo, b) Modelado Inverso [39].	37
Figura 28. Modelo por elemento finito de una sección de la probeta cilíndrica. a) Condiciones de frontera, b) Mapa de contornos de distribución de temperaturas para el enfriamiento en agua a los 2.67 segundos del tiempo total [39].	38
Figura 29. Curvas experimentales de enfriamiento en aire ($T_{1experimental}$ y $T_{2experimental}$) y curvas numéricas ($T_{1numérica}$ y $T_{2numérica}$) para los diferentes valores de h obtenidos en PROCAST V.2008 [39].	39
Figura 30. Curva experimental de enfriamiento en agua ($T_{1experimental}$) y curva numérica ($T_{1numérica}$) para los diferentes valores de h obtenidos por el método inverso [39].	39
Figura 31. Probeta con entalla en "V" y pre-grieta utilizada para los ensayos de fatiga térmica "convencionales" [24].	40
Figura 32. Desplazamiento de apertura en la punta de la grieta (CTOD) en función del esfuerzo aplicado para un ciclo en la condición en fase (IP) y fuera de fase (OP) a una longitud de grieta de 3 mm en ambos casos. Los parámetros de la prueba fueron, Temperatura: 400-750 °C, $R=0$ y $\sigma_{máx} = 210 MPa$ [24].	41
Figura 33. Desplazamiento de apertura en la punta de la grieta (CTOD) en función de la longitud de grieta medida mediante la técnica DIC y la obtenida mediante el modelo numérico [24].	42
Figura 34. Velocidad de crecimiento de grieta (da/dN) en función del desplazamiento de apertura en la punta de la grieta (CTOD) medido usando DIC. Parámetros de la prueba. $T_{máx}$: 750 °C, $T_{mín}$: 400 °C, $R=0$ y $\sigma_{máx} = 210 MPa$ [24].	42
Figura 35. Campo de deformaciones mecánicas en la dirección longitudinal medido usando DIC en un ciclo a) Fuera de fase (OP), b) En fase (IP), así como el campo de deformaciones obtenido en el análisis por elemento finito c), y d) para la condición fuera de fase (OP) y en fase (IP) respectivamente. Los parámetros de la prueba fueron, Temperatura: 400-750 °C, $R=0$ y $\sigma_{máx} = 210 MPa$. En a) y b), el campo de deformación mecánica al valor de máximo esfuerzo y promediado durante los tres ciclos posteriores durante el movimiento de la punta de la grieta, marcada con el círculo negro [24].	43
Figura 36. Esquema de análisis para el caso de una barra sometida a un cambio de temperatura. a) Sin restricción: La barra está libre de expandir, b) Con restricción en ambos extremos, c) Con restricción en un extremo.	44
Figura 37. Modelado geométrico de la barra.	48
Figura 38. Discretización geométrica de la barra, para la malla de 1 elemento.	48
Figura 39. Condiciones de frontera para la barra unidimensional: a) Barra en la condición: sin restricción, b) Barra en la condición: con restricción en ambos extremos, c) Barra en la condición: restricción en un extremo.	49

Figura 40. Mapa de colores del modelo de la barra unidimensional sin restricción luego del cambio de temperatura: a) Deformación térmica, b) Deformación mecánica, c) Deformación total, d) Esfuerzo normal a la dirección x	51
Figura 41. Mapa de colores del modelo de la barra unidimensional con restricción en ambos extremos luego del cambio de temperatura: a) Deformación térmica, b) Deformación mecánica, c) Deformación total, d) Esfuerzo normal a la dirección x	52
Figura 42. Geometría y dimensiones de la Probeta CT.....	54
Figura 43. Mallado para la probeta CT. a) Malla burda (tamaño de elemento en el recuadro negro: 0.4 mm, b) Malla intermedia (tamaño de elemento en el recuadro negro: 0.2 mm, c) Malla fina (tamaño de elemento en el recuadro negro: 0.1 mm. Tamaño de elemento fuera del recuadro negro: 1 mm. Tipo de elemento: C3D20RT.....	56
Figura 44. Condiciones de frontera y modo de restricción para la probeta CT. a) Sin restricción en orificio (la probeta está libre de expandir y contraer), b) Con restricción en orificio (la probeta tiene una restricción de desplazamiento en el orificio en todas las direcciones), c) Con restricción y pre-carga (a la probeta se le aplica un desplazamiento en el orificio y se mantiene la restricción en las demás direcciones).....	58
Figura 45. Gráfica de convergencia para la componente del esfuerzo normal al eje y en la condición restricción en orificio y pre-carga. El valor del esfuerzo graficado para los tres mallados es el esfuerzo al final de la pre-carga.	59
Figura 46. Gráfica de esfuerzo en la componente normal al eje y para las condiciones de restricción: Sin restricción en orificio, Con restricción en orificio y Con restricción en orificio y pre-carga.....	60
Figura 47. Condiciones de frontera estructurales de simetría, restricción en orificio y pre-carga para la probeta CT, mallado intermedio.....	61
Figura 48. Condición de frontera de convección aplicadas a la probeta durante un ciclo térmico en el modelo Ciclos térmicos con tiempos de permanencia. a)-c): Calentamiento gradual, d)-f) Enfriamiento gradual.....	63
Figura 49. Deformación elástica, plástica y total en función del número de ciclos a falla [32]..	64
Figura 50. Microestructura de la aleación de aluminio 6063-T5. a) Micrografía generada por microscopía óptica evidenciando la matriz α_{Al} con precipitados no identificados, b) Imágenes en el microscopio electrónico de barrido del precipitado silisuro de magnesio (Mg_2Si) [51].	70
Figura 51. Probetas de aluminio 6063-T5. a) Vista frontal y lateral de la probeta CT, b) Vista Detalle de la entalla en V	70
Figura 52. Herramental para las probetas CT. a) Propuesta de diseño, b) Herramental fabricado e implementado en la instalación experimental ubicada en los laboratorios de CIATEQ A.C.....	73
Figura 53. Gráfica de tasa de crecimiento de grieta por fatiga da/dN en función de la amplitud del factor de intensidad de esfuerzos para el Al 6061-T6 [67].	74

Figura 54. Proceso de pre-agrietamiento en la probeta CT. a) Ciclo de carga aplicado para la generación de la pre-grieta, b) Dimensiones de la probeta y carga aplicada.....	74
Figura 55. Proceso de lijado con diferentes papeles abrasivos.	76
Figura 56. Componentes del sistema de adquisición de datos y puntos de medición.	77
Figura 57. Ubicación precisa de los termopares tipo ``K`` en la probeta CT.	78
Figura 58. Ubicación de la galga extensométrica en la probeta CT definida en el modelo numérico.	80
Figura 59. Galga extensométrica para la medición de deformaciones durante los ensayos de fatiga térmica. a) Galga ``Patrón Lineal`` CEA-13-240UZ-120, b) Roseta rectangular CEA-13-125UR-350 [59].	81
Figura 60. Ubicación precisa de la galga extensométrica CEA-13-240UZ-120 en las probetas 2 y 3.....	82
Figura 61. Ubicación precisa de la roseta rectangular CEA-13-125UR-350 en la probeta No. 4.	82
Figura 62. Detalles del procedimiento de fijación de las galgas CEA-13-240UZ-120 y CEA-13-125UR-350 en las probetas No. 2, 3 y 4.	83
Figura 63. Gráficas de ciclos térmicos de curado y post-curado del adhesivo M-Bond 610 elaborados a partir de especificaciones del fabricante.	84
Figura 64. Componentes principales de la instalación experimental en el CIATEQ. A.C para los ensayos de fatiga térmica.	87
Figura 65. Representación esquemática de los ciclos de desplazamiento del horno hacia la probeta No. 1. a) Prueba No. 1 y 2: Son dos pruebas diferentes pero el esquema es igual, una con enfriamiento en aire y otra con enfriamiento en agua, ambas con tiempos de permanencia, b) Prueba No. 3: Sin tiempos de permanencia y enfriamiento en aire, c) Prueba No. 4: Con tiempos de permanencia y enfriamiento en aire.	88
Figura 66. Representación esquemática de los ciclos térmicos aplicados en cada condición de restricción. a) Condición: sin restricción (probeta No. 2), b) Condición: con restricción y pre-carga (probeta No. 3), deformación: $\times 10^{-6}$	90
Figura 67. Componentes principales de la instalación experimental en la UASLP para los ensayos de fatiga térmica.	90
Figura 68. Detalles del ensayo de fatiga térmica para las diferentes condiciones. a) Probeta No. 2 (Condición: sin restricción), b) Probeta No. 3 y Probeta No. 4 (Condición: con restricción y pre-carga), c) Probeta No. 2 y 4 (Condición: sin restricción), Probeta No. 3 (Condición: con restricción y pre-carga).	92
Figura 69. Curva de enfriamiento de los dos termopares en la probeta CT durante la prueba No. 1.....	93
Figura 70. Curva de enfriamiento de los dos termopares durante la prueba No. 2.	94

Figura 71. Ciclo térmico de los dos termopares durante la prueba No. 3.	95
Figura 72. Ciclo térmico de los dos termopares en la probeta CT durante la prueba No. 4.....	96
Figura 73. Deformación en la probeta No. 2 durante 10 ciclos para la Prueba No. 5.....	98
Figura 74. Deformación en la probeta No. 2 durante el primer ciclo para la Prueba No. 5.....	99
Figura 75. Deformación en la probeta No. 3 durante 10 ciclos para la Prueba No. 6.....	100
Figura 76. Deformación en la probeta No. 3 en el primer ciclo en un intervalo de 90 segundos (prueba No. 6) y un zoom en un intervalo de 8 segundos del tiempo total.	101
Figura 77. Gráfica comparativa de la temperatura medida en los termopares (marcador rojo y línea sólida azul) y la calculada mediante el modelo computacional (línea discontinua roja y marcador azul) para la prueba No 2, probeta No.1, $h: 3000 \text{ Wm}^2 \text{ }^\circ\text{C}$, $T_{\text{sumidero}}: 25 \text{ }^\circ\text{C}$	103
Figura 78. Gráfica comparativa de la temperatura medida en los termopares (marcador rojo y línea sólida azul) y la calculada mediante el modelo computacional (línea discontinua roja y marcador azul) para la prueba No 2, probeta No.1, $h: 300 \text{ Wm}^2 \text{ }^\circ\text{C}$, $T_{\text{sumidero}}: 25 \text{ }^\circ\text{C}$	104
Figura 79. Gráfica comparativa de la temperatura medida en los termopares (línea sólida roja y azul) y la calculada mediante el modelo computacional (línea discontinua violeta y verde) para la prueba No 4, probeta No.1.	105
Figura 80. Gráfica comparativa de la temperatura medida en los termopares (curvas sólidas) y la calculada mediante el modelo computacional (línea punteada con marcadores a partir de la historia térmica experimental) para la prueba No. 1, probeta No.1.	106
Figura 81. Gráfica comparativa de la temperatura medida en los termopares (marcador rojo y línea sólida azul) y la calculada mediante el modelo computacional (línea discontinua roja y marcador azul a partir de la historia térmica) para la prueba No 2, probeta No.1.....	107
Figura 82. Gráfica de esfuerzo-deformación verdadera para la aleación de aluminio 6063-T5 [64].	108
Figura 83. Gráfico de vida a la fatiga para el aluminio 6063-T5 mediante el método Coffin-Manson (líneas sólidas negra, roja y magenta) y mediante el método SWT Parameter (líneas discontinuas y marcadores negra, roja y magenta).....	109
Figura 84. Gráfico de vida a la fatiga para el aluminio 6063-T5 mediante el método Coffin-Manson (línea sólida negra) y mediante el método SWT Parameter (líneas discontinuas negra, verde, roja, azul claro, azul oscuro).	110
Figura 85. Imágenes tomadas en el microscopio óptico durante el proceso de medición del tamaño de la grieta luego de las pruebas de fatiga térmica. a) Longitud de la grieta en la Probeta No. 3, b) Ubicación de la galga extensométrica en la probeta No. 3, c) Longitud de la grieta en la probeta No. 4.....	112

LISTA DE TABLAS

Tabla 1. Coeficientes de expansión térmica diferencial de algunos materiales [8].....	7
Tabla 2. Composición química de los dos aceros inoxidable dúplex (AISI 321) [35].	20
Tabla 3. Composición química (% en peso) de ambos aceros para trabajo en caliente [37].	27
Tabla 4. Composición química en (% de peso) de la aleación de aluminio 2017A y 4047A [3].	29
Tabla 5. Composición química del acero AISI 304 (balance Fe), % de peso [39].....	35
Tabla 6. Datos iniciales para el cálculo analítico.	46
Tabla 7. Propiedades nominales del aluminio 6063-T5 en función de la temperatura utilizadas para el análisis de expansión térmica [42].....	48
Tabla 8. Propiedades termo-físicas nominales del aluminio 6063-T5 en función de la temperatura [43].	55
Tabla 9. Propiedades mecánicas nominales del aluminio 6063-T5 [43].....	55
Tabla 10. Secuencia de análisis en el módulo de pasos de análisis del modelo numérico.	57
Tabla 11. Secuencia en el módulo de pasos de análisis para el modelo de Enfriamiento en agua.	62
Tabla 12. Secuencia en el módulo de pasos de análisis para el modelo (Ciclos con tiempos de permanencia) aplicados de forma gradual.	63
Tabla 13. Composición química de la aleación 6063-T5 [52].	69
Tabla 14. Lista de componentes principales del herramental de sujeción.	72
Tabla 15. Lista de elementos de sujeción utilizados en el montaje del herramental.	72
Tabla 16. Datos utilizados para el proceso de generación de la pre-grieta en la probeta CT.....	75
Tabla 17. Listado de probetas y longitud de la pre-grieta generada.....	76
Tabla 18. Características principales del termopar tipo ``K`` utilizado para medir la temperatura en la probeta durante los ensayos de fatiga térmica [54].	78
Tabla 19. Características principales de la tarjeta DAQ para medición de temperatura [55].	79
Tabla 20. Características de las galgas extensométricas [56].....	81
Tabla 21. Características del adhesivo M-Bond 610 [57].	81
Tabla 22. Resumen de los ciclos térmicos realizados durante el pegado y recubrimiento de la galga extensométrica y cables conductores.	84
Tabla 23. Características principales de la tarjeta DAQ para medición de deformación [59, 60].	85
Tabla 24. Resumen de parámetros definidos en cada una de las pruebas realizadas en instalaciones del CIATEQ. A. C.....	88
Tabla 25. Resumen de parámetros definidos en cada una de las pruebas realizadas en instalaciones de la UASLP.	91

Tabla 26. Gráfica resumen de las condiciones térmicas de los modelos numéricos y de las pruebas experimentales a comparar.....	102
Tabla 27. Constantes experimentalmente bajo carga cíclica para el Al 6063-T5 y 6061-T6 ^[64, 65, 66]	108
Tabla 28. Datos y resultados experimentales a partir de la prueba No.6	108
Tabla 29. Valores de longitud de la grieta para las probetas ensayadas en las pruebas No. 5 y 6.	112

INTRODUCCIÓN

Un gran número de componentes mecánicos, herramientas y estructuras son utilizados en condiciones de servicio en donde experimentan significativas variaciones de temperatura, lo que induce distribuciones de temperatura resultando en esfuerzos y deformaciones de origen térmico que con el paso del tiempo pueden terminar en una falla por fatiga térmica ^[1-3]. Algunos ejemplos de este fenómeno son los moldes para fundición, rodillos de laminación en tibio y caliente, dados para forjado, frenos de disco en componentes automotrices, etc, en donde estos sistemas mecánicos y sus componentes están sujetos a cargas térmicas y restricciones que obstaculizan su libre expansión y contracción ^[4-7].

Los esfuerzos térmicos son esfuerzos resultantes de un cambio de temperatura en un material en presencia de restricciones. Dicho de otro modo, los esfuerzos térmicos son esfuerzos mecánicos resultantes de fuerzas causadas por el intento de expansión o contracción de una pieza cuando está restringida de forma externa o interna. Sin restricciones, no habrá esfuerzos térmicos ^[8]. Las restricciones externas son restricciones aplicadas a un componente como un ``todo'' que evita la libre expansión y contracción de este cuando ocurren cambios de temperatura. Por otro lado, las restricciones internas se presentan en un componente como resultado de que el material se expanda o contraiga en diferentes cantidades y en distintas zonas del componente y producto de gradientes de temperatura a lo largo de alguna dimensión. En ambos casos de restricción, cuando se tienen cambios de temperatura, ocurren esfuerzos de origen térmico.

El contenido de la tesis está estructurado en cuatro capítulos. En el primer capítulo se presentan los conceptos básicos y fundamentales que ayudan a entender el origen de los esfuerzos térmicos en un componente, así como los tipos de deformaciones que se presentan en un componente cuando está sujeto a cambios de temperatura solamente y cuando presenta algún tipo de restricción. Esto permitirá posteriormente entender el fenómeno de fatiga térmica a una mayor profundidad. Además, se presenta un estudio del estado del arte en cuanto a conceptos, modelos computacionales, modelos analíticos y ensayos experimentales relacionados al fenómeno de fatiga térmica con el objetivo de identificar lo que se ha hecho hasta el momento y así poder definir la metodología experimental y computacional que se realizará en esta investigación. En el segundo capítulo se presentan los modelos computacionales por elemento finito, en los cuales se analiza el perfil de temperaturas en el tiempo, resultantes de los ciclos térmicos aplicados a la probeta CT bajo distintas condiciones de restricción. En el tercer capítulo se detalla todo el procedimiento experimental llevado a cabo con el objetivo de medir y registrar la temperatura y deformación en la probeta CT sujeta a cambios cíclicos de temperatura. Los ensayos de fatiga térmica realizados fueron no convencionales y se llevaron a cabo en dos etapas. Una primera etapa se realizó en una instalación experimental previamente construida en el CIATEQ.A.C., y la

medición que se hizo fue de la temperatura en la probeta CT. En esta etapa no se pudo completar todas las pruebas, y se tuvo que concluir en la UASLP, en donde mediante un arreglo experimental que se construyó, y del sistema de adquisición de deformación utilizado, se pudieron complementar los ensayos de fatiga térmica previamente iniciados en el CIATEQ.A.C. En el cuarto capítulo se presentan y discuten los resultados obtenidos en los modelos computacionales y en la parte experimental. Finalmente se presentan las conclusiones de la tesis y recomendaciones para trabajo futuro.

OBJETIVOS

Objetivo general

Estudiar el comportamiento mecánico de probetas de aluminio 6063-T5 con pre-agrietamiento sometidas a condiciones de fatiga térmica.

Objetivos específicos

1. Desarrollar modelos computacionales para predecir el perfil de temperaturas en la probeta CT bajo ciclos térmicos y definir bajo qué configuración de la restricción se generan las condiciones más severas en términos de esfuerzos de origen térmico en la probeta CT.
2. Establecer la metodología experimental a realizar para los ensayos de fatiga térmica.
3. Diseñar e implementar un sistema de medición de temperatura y deformación en la probeta CT durante los ensayos experimentales de fatiga térmica.
4. Obtener datos experimentales de temperatura y deformación durante los ensayos de fatiga térmica, para estimar vida a la fatiga con base en modelos analíticos.

JUSTIFICACIÓN

Algunos de los principales modos de falla dentro de los componentes mecánicos son la corrosión bajo tensión, la fractura frágil, termofluencia, fatiga térmica, entre otros. Sin embargo, a pesar de los avances tecnológicos en la ciencia y tecnología, el mecanismo de fatiga permanece como uno de los principales modos de falla dentro de los componentes de ingeniería.

En este sentido, la fatiga térmica es uno de los modos de falla que está presente en muchos sectores de la industria metal-mecánica. Dentro del sector dedicado a la generación de energía, en las centrales termo-eléctricas hay componentes que están sujetos a cambios cíclicos de temperatura durante las paradas y arranques de la planta, ejemplo de ello son las turbinas de vapor, las cuales están compuestas por álabes con grandes secciones transversales, por lo que, algunas secciones expanden y contraen más que otras durante estos ciclos. En algunos puntos donde existan concentradores de esfuerzos, defectos o micro-grietas, son sitios preferentes para la iniciación y propagación de grietas y posterior falla por fatiga térmica ^[9, 10]. Otro de los sectores donde cobra gran relevancia la fatiga térmica, es en el área de conformado y fabricación, específicamente en los moldes de inyección, o en general moldes, dados y troqueles que trabajan de forma continua, en donde la superficie del molde se calienta y luego mediante un sistema de enfriamiento disminuye la temperatura superficial, pero a medida que pasan los ciclos se va surgiendo especie de un agrietamiento en forma de retícula en la superficie de los moldes, y son los sitios preferentes para la iniciación de grietas y posterior propagación ^[6, 7, 11]. También en las calderas de vapor acotubulares, los tubos encargados de transportar el agua que posteriormente se convierte en vapor, están sujetos a temperaturas elevadas la superficie, mientras que, por dentro, el agua está a una temperatura menor, por lo que estos cambios cíclicos, sumado a la restricción que tienen estos tubos en los extremos y a la oxidación que ocurre a elevadas temperaturas debido a la atmósfera corrosiva que proporciona el agua, conduce a iniciación de grietas en la superficie de los tubos y posterior propagación en el espesor ^[12].

En la actualidad se hace complejo el estudio ``in-situ`` de componentes que están sujetos a cargas cíclicas de temperatura, debido a que son procesos que no se pueden interrumpir en cualquier momento. Por otro lado, también el desarrollo de instalaciones experimentales de fatiga térmica ^[3, 4, 16, 17], en donde se realizan estas pruebas en componentes bajo las mismas condiciones de piezas en servicio, pero a una escala menor, han sido de gran ventaja sobre todo en la reducción de costos en el número de ensayos experimentales y pruebas de campo, así como la necesidad de tener mediciones experimentales de temperatura y deformación son de vital importancia para estimar vida a la fatiga, o bien valores de referencia a modelos computacionales.

Por lo expuesto anteriormente, esta investigación se enfoca precisamente al desarrollo de una metodología experimental para ensayos ``no estandarizados`` de fatiga térmica, en donde a diferencia de los ensayos de fatiga térmica ``estandarizados``, para la metodología que se desarrollará se emplea una geometría que no es la utilizada para los ensayos ``estandarizados``, también el medio de calentamiento y enfriamiento es diferente, así como el sistema de medición de temperatura y deformación que se utilizará. Como complemento se pretende desarrollar modelos computacionales y analíticos para fatiga térmica a partir de probetas de aluminio 6063-T5 con pre-agrietamiento. Lo anterior, con el objetivo de poder estimar la vida de componentes de aluminio 6063-T5 sujetos a estas condiciones.

CAPÍTULO 1. FATIGA Y ESFUERZOS TÉRMICOS EN MATERIALES

1.1. Esfuerzo térmico

Como se mencionó previamente, los esfuerzos térmicos son esfuerzos resultantes de un cambio de temperatura en un material en presencia de restricciones, gradientes de temperatura y diferentes coeficientes de expansión térmica. A continuación, se explican los dos tipos de restricciones en donde resultan esfuerzos térmicos resultantes del cambio de temperatura en una barra unidimensional (restricción externa) y una tubería de pared gruesa en dos dimensiones (restricción interna).

Para el caso de la restricción externa, supongamos que se tiene una barra unidimensional sujeta a un cambio de temperatura y está libre de expandir y contraer ya que no tiene restricción en sus extremos. El esfuerzo resultante en la barra será cero. Si, por el contrario, la barra unidimensional se le aplica una restricción fija en los extremos, ya no podrá expandir o contraer libremente, por lo que el esfuerzo en la barra será distinto de cero. En la Figura 1 a)-b) se muestra de forma esquemática el caso de la barra sin restricción y con restricción fija en los extremos ^[8].

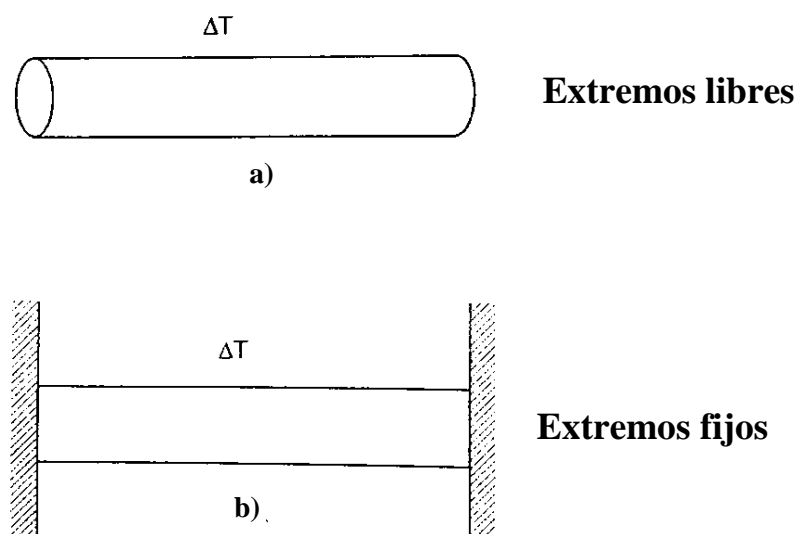


Figura 1. Representación esquemática de una barra unidimensional bajo condiciones de restricción externas. a) Sin restricción, b) Restricción fija en ambos extremos [8].

Para el caso de la restricción interna supongamos que tenemos una tubería de pared gruesa en dos dimensiones de espesor (t), radio (r), longitud (L) que es calentada repentinamente en su interior a ($T_{\text{máx}}$) respecto a la temperatura en el exterior ($T_{\text{mín}}$) la cual se mantiene constante, ver Figura 2^[8]. Como la superficie externa se mantiene a la temperatura inicial, las superficies exteriores no van a expandir, debido a que la temperatura exterior no cambió, sin embargo, la superficie interior intentará expandir debido al cambio de temperatura en el interior. En este caso los esfuerzos térmicos aparecerán en el material, debido a que tanto la superficie exterior, así como la interior del material, no son libre de moverse independientemente y se genera un gradiente de temperatura a lo largo del radio (r).

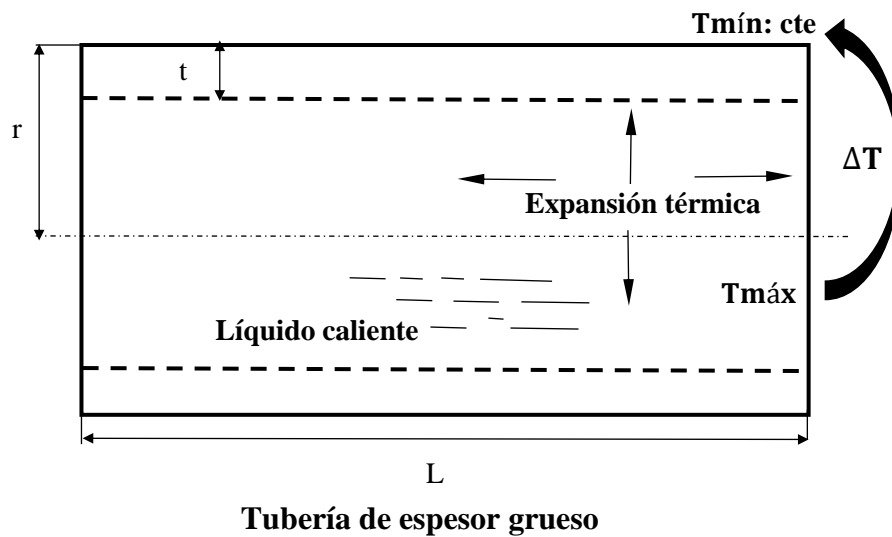


Figura 2. Representación esquemática en dos dimensiones de una tubería de pared gruesa bajo condiciones de restricción interna [8].

1.2. Coeficiente de expansión térmica

Generalmente existen dos tipos de coeficientes de expansión térmica. Uno es el coeficiente de expansión térmica lineal y el otro es el coeficiente volumétrico de expansión térmica. Ambos coeficientes son definidos como el cambio fraccional en cualquier dimensión lineal y en volumen por unidad de temperatura considerando que el esfuerzo en el material se mantiene constante en el material. Usualmente el coeficiente lineal de expansión térmica diferencial es medido bajo condiciones de cero esfuerzos aplicados y es la pendiente de la curva de expansión a una temperatura determinada. Para algunos programas computacionales de elemento finito como ABAQUSTM funciona esta definición, así como la definición integral o promedio de este coeficiente, solo que en dependencia de cual valor se tenga de tablas en la literatura, el software internamente hace la conversión de una a otra definición. En este caso nos vamos a enfocar en el coeficiente lineal de expansión térmica diferencial y su definición matemática se muestra en la Ec. (1.1)

$$\alpha = \frac{1}{L} \left(\frac{\partial L}{\partial T} \right)_{\sigma} \quad (1.1)$$

Donde:

$\alpha, \text{ }^{\circ}\text{C}^{-1}$ = Coeficiente lineal de expansión térmica diferencial

$L, \text{ mm}$ = Longitud del cuerpo o cualquier dimensión lineal

$\left(\frac{\partial L}{\partial T} \right)_{\sigma}$ = Cambio en cualquier dimensión lineal de cuerpo debido a un cambio en la temperatura

En la Tabla 1 se presentan valores del coeficiente lineal de expansión térmica diferencial para algunos materiales comunes.

Tabla 1. Coeficientes de expansión térmica diferencial de algunos materiales [8].

Material	Coeficiente lineal de expansión térmica, $^{\circ}\text{C}^{-1} \times 10^{-6}$
Aluminio, 6061-T6	23.4
Bronce, UNS-22000	17.8
Cobre, 10 % Níquel	16.2
Vidrio, Sílice 7740	4.5
Plomo	29
Acero, 4340	11.2
Concreto, 1: 2 $\frac{1}{2}$: 3 $\frac{1}{4}$	10.8

1.3. Deformación térmica

Retomando los conceptos anteriores, existen dos tipos de deformaciones desde el punto de vista ingenieril, un tipo es la deformación normal, en donde la deformación es el cambio en la longitud del material, y las deformaciones cortantes, en donde la deformación es una distorsión de la forma del material. De aquí en adelante se define el símbolo ϵ para referirnos a la deformación normal y el símbolo γ para la deformación cortante. Si el material se extiende, la deformación normal se considera positiva, y si por el contrario se contrae, la deformación se considera negativa.

En la presencia de cambios de temperatura, la deformación en el material generalmente es función del esfuerzo y la temperatura, $\epsilon = \epsilon(\sigma, T)$. Si escribimos esta expresión de derivadas parciales, obtenemos la Ec. (1.2) aplicando la regla de la cadena.

$$d\varepsilon = \left(\frac{\partial\varepsilon}{\partial\sigma}\right)_T d\sigma + \left(\frac{\partial\varepsilon}{\partial T}\right)_\sigma dT \quad (1.2)$$

El primer término de la Ec. (1.2) corresponde al módulo de Young para materiales con esfuerzos menores al esfuerzo de cedencia. El subíndice T en el primer término de la Ec. (1.2), denota que esta cantidad física se mantiene constante en la evaluación de la derivada, y de acuerdo a la Ley de Hooke, esta relación entre la deformación y el esfuerzo es el módulo de Young (solo cuando E es constante).

$$E = \left(\frac{\partial\sigma}{\partial\varepsilon}\right)_T = \frac{\sigma}{\varepsilon_m} \quad (1.3)$$

Donde, ε_m es la deformación mecánica, o la deformación producto de la aplicación de una fuerza y como la deformación normal es el cambio en longitud por unidad de longitud, se puede usar la definición diferencial del coeficiente lineal de expansión térmica para evaluar el segundo término de la Ec.(1.2).

$$\alpha = \frac{1}{L} \left(\frac{\partial L}{\partial T}\right)_\sigma = - \left(\frac{\partial\varepsilon}{\partial T}\right)_\sigma \quad (1.4)$$

Rescribiendo la Ec. (1.2) de forma diferencial en base a la Ec. (1.3) y Ec. (1.4), se tiene que:

$$d\varepsilon = \frac{d\sigma}{E} + \alpha dT \quad (1.5)$$

Integrando la Ec. (1.5) desde una temperatura inicial T_0 en donde el esfuerzo es 0, a cualquier valor de temperatura distinto de 0, se obtiene la relación esfuerzo-deformación-temperatura para sistemas simples unidimensionales.

$$\varepsilon_t = \frac{\sigma}{E} + \int_{T_0}^T \alpha dT = \frac{\sigma}{E} + [\varepsilon_{th}(T) - \varepsilon_{th}(T_0)] \quad (1.6)$$

En donde ε_{th} es la deformación térmica a partir de este momento, ε_t es la deformación total, y si el coeficiente lineal de expansión térmica es una constante, la Ec. (1.6) se puede reescribir como sigue:

$$\varepsilon_t = \frac{\sigma}{E} + \alpha\Delta T \quad (1.7)$$

Donde $\Delta T = (T - T_0)$

Resumiendo lo anterior, el primer término de la Ec. (1.7) corresponde a la deformación mecánica resultante de la aplicación de una fuerza, y el segundo término corresponde a la deformación térmica resultante de un cambio de temperatura en el material.

A partir de esta Ec. (1.7) podemos determinar el esfuerzo mediante la relación esfuerzo-deformación-temperatura o Ley de Hooke modificada.

$$\sigma = E\varepsilon - \alpha E\Delta T \quad (1.8)$$

La ecuación anterior, es de suma importancia, ya que permite calcular el esfuerzo térmico en una barra sujeta a restricciones externas en ambos extremos y un cambio de temperatura uniforme. Si retomamos el ejemplo anterior de la Figura 1b)^[8] y aplicamos las ecuaciones anteriores para calcular el esfuerzo térmico, podemos decir que el esfuerzo en la barra se puede calcular directamente de la Ec. (1.8) ya que al existir la restricción en los extremos de la barra la deformación que corresponde al cambio de longitud por unidad de longitud (ε_t) es 0 y el esfuerzo de origen térmico queda así:

$$\sigma = -\alpha E\Delta T \quad (1.9)$$

Para este caso podemos concluir que el esfuerzo de origen térmico en la barra es independiente de sus dimensiones. Aumentar las dimensiones de la barra, no produce efecto en la magnitud del esfuerzo. La fuerza de reacción de la barra en los soportes es $P = \sigma A$, donde A es el área de la sección transversal de la barra. Si se aumentara el área de la sección transversal, la reacción en los soportes incrementaría proporcionalmente, pero el esfuerzo se mantiene constante.

1.4. Termofluencia (creep)

Se conoce por fluencia lenta, termofluencia o creep en inglés a la deformación que ocurre cuando se somete un material a elevadas temperaturas y esfuerzos constantes durante largos períodos de tiempo. En materiales metálicos y cerámicos el término “altas temperaturas” se refiere al rango de $0.3T_f$ a $0.6T_f$, donde T_f es la temperatura de fusión del material [22–24]. En otras palabras, la termofluencia es el fenómeno por el cual se produce una deformación plástica en función del tiempo para esfuerzos o cargas constantes a temperaturas elevadas.

Existe un ensayo o procedimiento de termofluencia para determinar los efectos de la temperatura, esfuerzos y tiempo sobre la velocidad de fluencia en un componente. Este ensayo utiliza la norma ASTM E-139 (Sociedad Americana de Ensayos de Materiales) con el fin de tener las bases para caracterizar el comportamiento a termofluencia de los materiales metálicos. Este procedimiento consiste en ensayar especímenes (CT, Single Edge Notch entre otras) a tracción, bajo temperatura y esfuerzo constante, la atmósfera de la prueba debe ser de preferencia inerte para evitar la oxidación excesiva. El calentamiento por lo general se logra colocando el espécimen de prueba dentro de un horno y la carga es aplicada con un sistema de palanca con pesos normados generalmente, con el objetivo de que al alargarse el espécimen de prueba, el brazo de palanca disminuya reduciendo con esto la carga y compensando el adelgazamiento del espécimen y el esfuerzo permanezca constante. Durante la prueba, la deformación es registrada continuamente en función del tiempo y la prueba culmina con la ruptura del espécimen. En base a esto se elabora una curva de termofluencia o también llamada gráfica de tiempo de ruptura-deformación. Usualmente la prueba se realiza a diferentes niveles de esfuerzo constante para un mismo material y se evalúa el tiempo de ruptura en cada caso.

Si nos remitimos al concepto de derivada de una función, no es más que la pendiente de la curva en un intervalo de tiempo infinitesimal, y representa la tasa de cambio de una magnitud respecto al tiempo. Si aplicamos este concepto a la deformación por “creep”, podemos decir que la derivada de la deformación respecto al tiempo es la pendiente de la gráfica de tiempo de ruptura-deformación, y es representada por el término $\left(\frac{d\varepsilon}{dt}\right)$ o velocidad de deformación. En base a este concepto se puede definir tres etapas principales en las curvas de “creep” en donde el tiempo de ruptura (t_r) y la velocidad de deformación juegan un rol muy importante.

Creep primario o transitorio: Durante esta etapa, la velocidad de deformación $\left(\frac{d\varepsilon}{dt}\right)$ comienza a disminuir de forma progresiva a partir de un valor previo de deformación elástica (ε_{el}). Esto sugiere que el material está experimentando un aumento en su resistencia a la fluencia, ya que la deformación se hace más difícil a medida que el material es deformado.

Creep secundario o estacionario: Durante este período la velocidad de deformación es constante, debido al comportamiento lineal que tiene la gráfica. Los mecanismos de endurecimiento equilibran su acción con los de restauración en el material, y por este último mecanismo, el material se hace más “blando” y retiene su capacidad para experimentar deformación. Esta etapa suele ser de mayor interés para un ingeniero o investigador, ya que permite estimar la vida de un componente sometido a estas condiciones mediante la velocidad de deformación y el tiempo de ruptura.

Creep terciario o de fractura: En esta etapa se produce una aceleración de la velocidad de deformación y la rotura final. Debido a las fuerzas de tracción va aumentando la deformación y una reducción del área de la sección de prueba hasta la ruptura final.

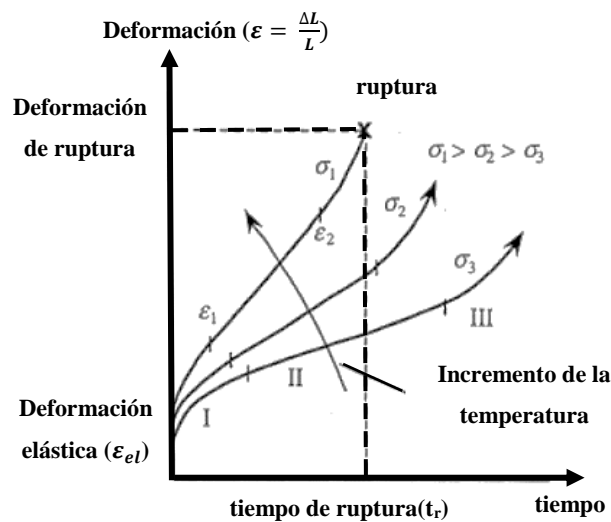


Figura 3. Representación esquemática de las tres etapas del creep para diferentes temperaturas [7].

En la Figura 3 se muestra una gráfica de tiempo de ruptura-deformación para diferentes temperaturas [7]. Esta gráfica es esquemática para un material metálico en donde se puede ver como al inicio aumenta la deformación inicial simultáneamente con la carga. Luego la deformación aumenta a medida que aumenta el tiempo a una temperatura y esfuerzo constante hasta una deformación de ruptura. La deformación que se registra desde el nivel de deformación elástica (ϵ_{el}) hasta la deformación de ruptura (ϵ_r), es conocida como la deformación por “creep”. Por lo que se puede ver en esta gráfica como a un menor tiempo, se tiene una mayor deformación, producto del aumento de la temperatura entre cada curva.

1.5. Fatiga Térmica

La fatiga térmica se presenta al someter un material a ciclos térmicos de calentamiento y enfriamiento, sumado a restricciones externas o internas en el material. Cada ciclo térmico se comprende de un valor máximo y mínimo de temperatura. La temperatura máxima y mínima en cada ciclo genera a su vez valores máximos y mínimos de esfuerzo térmico cuando el componente está sujeto a restricciones externas o internas ^[21].

Cuando un material está sometido a condiciones de fatiga térmica, las cargas son primordialmente de origen térmico, por lo que no se aplica carga mecánica en un principio. Sin embargo, la mayoría de componentes de maquinaria o partes sometidas a ciclos térmicos están restringidos de forma externa o interna en algún punto, por lo que su expansión y contracción no es uniforme en todo su volumen. Esto ocasiona un "desajuste" en la deformación del material, por lo que algunas secciones se expanden y contraen más que otras. Algunos autores ^[1, 4, 5, 28-30] suelen llamar a esta condición "Fatiga termo-mecánica", otros como ^[3, 13, 15, 20, 31, 32] plantean que es fatiga térmica, solo que bajo condiciones de restricción internas o externas.

De este último grupo de autores A. Torres y colaboradores^[13] reporta que la condición principal para el desarrollo de fenómenos de fatiga térmica es la restricción de la expansión y contracción térmica. Personalmente coincido con el segundo grupo de autores, en donde, como se definió anteriormente al principio de este capítulo, la fatiga térmica se presenta bajo condiciones externas e internas de restricción sumado a los ciclos térmicos.

En condiciones de fatiga térmica con restricciones externas existen dos modos de carga con amplitud constante, en fase (IP por sus siglas en inglés) y fuera de fase (OP por sus siglas en inglés). El modo de carga en fase (IP) sucede cuando la temperatura se mantiene en fase con la deformación mecánica y la deformación térmica, dicho de otra forma, cuando la deformación mecánica máxima del ciclo ocurre a la temperatura máxima. En el modo de carga fuera de fase (OP), pasa justamente lo contrario, la deformación mecánica máxima en el ciclo ocurre a la temperatura mínima del ciclo. Cabe aclarar que la deformación térmica siempre está en fase con la temperatura, ya que esta solo depende del coeficiente lineal de expansión térmica (α) y de la diferencia de temperaturas (ΔT). Según información de la literatura ^[4, 30, 33, 34], el modo de carga fuera de fase (OP) suele ser el más crítico, por lo que cuando comienza a incrementar la temperatura en el componente, este intenta expandir, pero precisamente esta restricción externa impide esta "libre expansión", generando así una deformación mecánica en sentido contrario (a compresión) y una deformación térmica (a tensión), ya que la temperatura en el componente está aumentando. Luego, cuando comienza a descender la temperatura en el componente, este intenta contraerse, y precisamente esta restricción externa impide la "libre contracción", por lo que

genera una deformación mecánica (a tensión) y una deformación térmica (a compresión), ya que la temperatura está disminuyendo. En la Figura 4 se muestran los dos modos de carga para la fatiga térmica externa, en fase (IP) y fuera de fase (OP) [21].

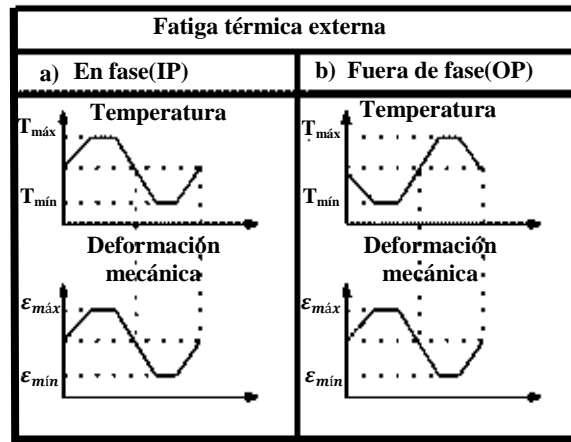


Figura 4. Modo de carga para condiciones de fatiga térmica externa. a) En fase(IP), b) Fuera de fase(OP) [21].

De manera simultánea a los ciclos térmicos, ocurre la oxidación del material. La oxidación es un fenómeno que se presenta en los metales cuando entran en contacto con el oxígeno. Se presenta con la formación de una capa de óxido en la superficie del material. Cuando se forma una primera capa de óxido sobre la superficie del metal o aleación, se establece una barrera entre la superficie del material metálico y el gas "agresivo" (aire, oxígeno, vapor de agua, sulfuros, entre otros). La reacción de oxidación en metales expuestos a temperaturas por encima de 100 °C comienza por la absorción de moléculas de oxígeno de la atmósfera y nucleación del óxido, que a su vez puede presentar defectos puntuales. Con el paso del tiempo bajo estas condiciones se forma una capa delgada de óxido y finalmente una capa gruesa en donde se puede presentar poros o grietas. En los planos de la grieta posteriormente se puede depositar esta capa de óxido y en conjunto con el incremento del esfuerzo en la punta de la grieta, conlleva a una propagación más rápida de la misma. La Ec. (1.10) muestra la reacción de oxidación entre un metal (M) y el oxígeno (O₂) en su forma más simple.



Donde los subíndices *s* y *g* representan el estado físico de los elementos, sólido y gaseoso respectivamente.

Para llevar a cabo ensayos de fatiga térmica se requiere de una infraestructura que lo permita. Algunos ensayos se realizan de forma estandarizada (*E 2368 – 04. Standard Practice for Strain Controlled Thermomechanical Fatigue Testing* ^[30]), otros se realizan de manera “no estandarizada”. El primero de los ensayos mencionados se emplea para determinar las propiedades de fatiga térmica bajo condiciones de restricción externas. Se aplica para cualquier material bajo condiciones controladas de deformación. Aquí un ciclo de fatiga térmica externa se define como una condición en la que la temperatura uniforme y la deformación sobre la sección de prueba en la probeta se varían simultáneamente y se controlan de forma independiente ^[30]. El calentamiento se aplica mediante una bobina de inducción con potencia en el rango de 10 a 15 kW. La rampa de calentamiento se puede controlar de forma independiente y suele ser aproximadamente 50 °C/seg, aunque puede variar según la potencia y el fabricante. Para el enfriamiento se utilizan generalmente las mismas mordazas de sujeción de la máquina, las cuales tienen un sistema hidráulico por dentro de ellas, que hace circular agua a 25 °C y enfría los extremos de la probeta o en algunas ocasiones se enfría la sección de prueba con boquillas de aire comprimido. La instalación cuenta con termopares y extensómetros para medir la temperatura y la deformación en la probeta. En la Figura 5 se muestra una instalación experimental para ensayos de fatiga térmica externa estandarizados, así como los principales componentes mencionados ^[31].

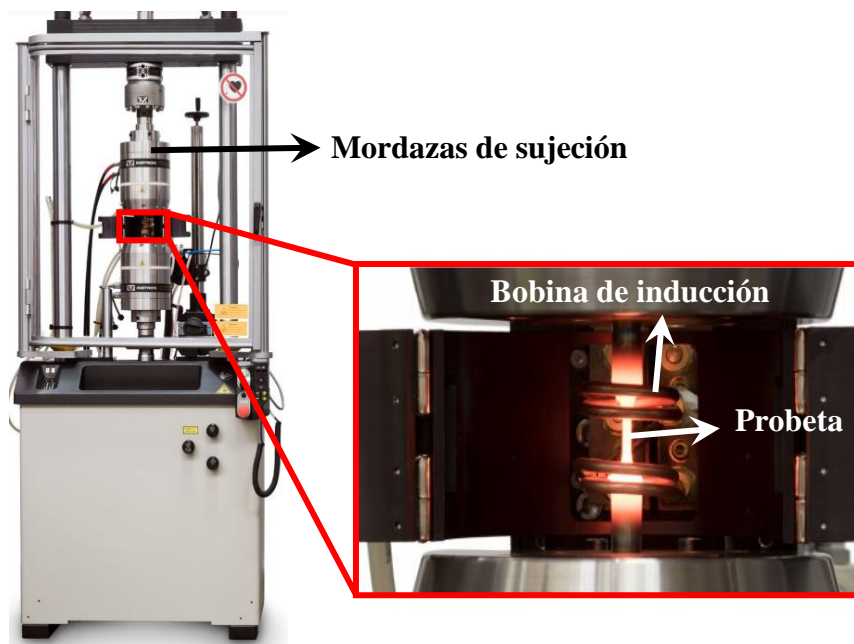


Figura 5. Instalación experimental (INSTRON) para ensayos de fatiga térmica externa estandarizados bajo la norma E 2368 – 04. Standard Practice for Strain Controlled Thermomechanical Fatigue Testing [31].

Las probetas utilizadas para este tipo de ensayos, también están definidas en la norma, y tienen la característica de que son cilíndricas huecas o macizas, aunque es preferible que sean huecas ya que facilitan la aplicación del ciclo térmico debido a que la masa de las mismas es menor, y por ende reducen los gradientes de temperatura radiales durante los ciclos térmicos, y esto es deseable, pero ambas secciones se pueden utilizar (hueca o maciza). Otro punto importante es que estas probetas son diseñadas de forma tal de que en sus extremos se pueda restringir como se observó en la Figura 5 y que tengan la sección de prueba, que es donde se va a medir la temperatura y deformación [31]. Existen tres variantes, y se utilizará una u otra en dependencia del material y las necesidades del ensayo. Una de las dimensiones más críticas es el espesor de la pared, el cual debe ser lo suficientemente “ancho” para evitar inestabilidades durante los ciclos térmicos, y lo suficientemente “fino” para mantener una temperatura uniforme a través de la pared de la probeta. En la Figura 6 se presenta la geometría y dimensiones de las probetas que se utilizan para este tipo de ensayos [30].

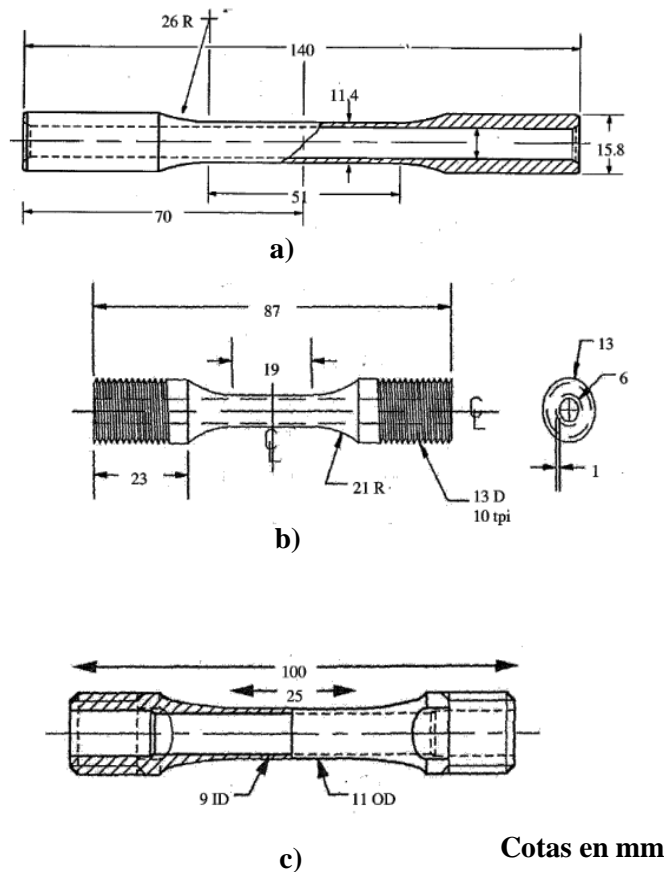


Figura 6. Geometría y dimensiones de las probetas para ensayos de fatiga térmica “externa” estandarizados. a) Probeta cilíndrica lisa (sección activa más grande), b) Probeta cilíndrica roscada en los extremos, c) Probeta cilíndrica lisa (sección activa más pequeña). D: Diámetro de la rosca, R: radio, ID: Diámetro interno, OD: Diámetro externo, tpi: Hilos por pulgada [30].

El segundo tipo de ensayos de fatiga térmica que se realiza es el "no estandarizado". Este término se refiere a que estos ensayos no están basados directamente en una norma en específico. El objetivo que persiguen es propiciar las condiciones necesarias para que se desarrolle el fenómeno de fatiga térmica, pero pueden variar respecto al material, geometría de la probeta, medio de calentamiento, medio de enfriamiento, rampas de temperatura, sensores entre otros factores. Por lo general en este tipo de ensayos se utiliza como medio de calentamiento un horno de resistencias eléctricas con distintas capacidades en función del fabricante, como medio de enfriamiento, suele ser aire, agua u otro medio que permite enfriar la probeta luego del calentamiento. Luego, existen diversas variantes en cuanto al modo de restricción, algunos definen condiciones de fatiga térmica de restricción interna y otros con restricción externa, todo depende de qué objetivo se quiera perseguir. Los sensores que por lo regular se utilizan son termopares o en algunos casos pirómetros para medir la temperatura en la probeta o en algún otro punto de interés, galgas extensométricas para medir el estado de deformaciones en alguna zona de interés en la probeta. Por lo general se utiliza un equipo de cómputo para registrar los datos medidos por los sensores.

En la Figura 7 se presenta una instalación experimental para ensayos "no estandarizados de fatiga térmica" en donde se ensaya una probeta de geometría cilíndrica hueca [16]. La probeta es calentada con una antorcha de oxígeno-acetileno y enfriada en un tanque con agua. Esta probeta está restringida de forma externa, ya que está sujeta por un marco de sujeción en ambos extremos, que a la vez permite transportar el conjunto desde la zona donde se aplica el calentamiento hasta el tanque con agua.

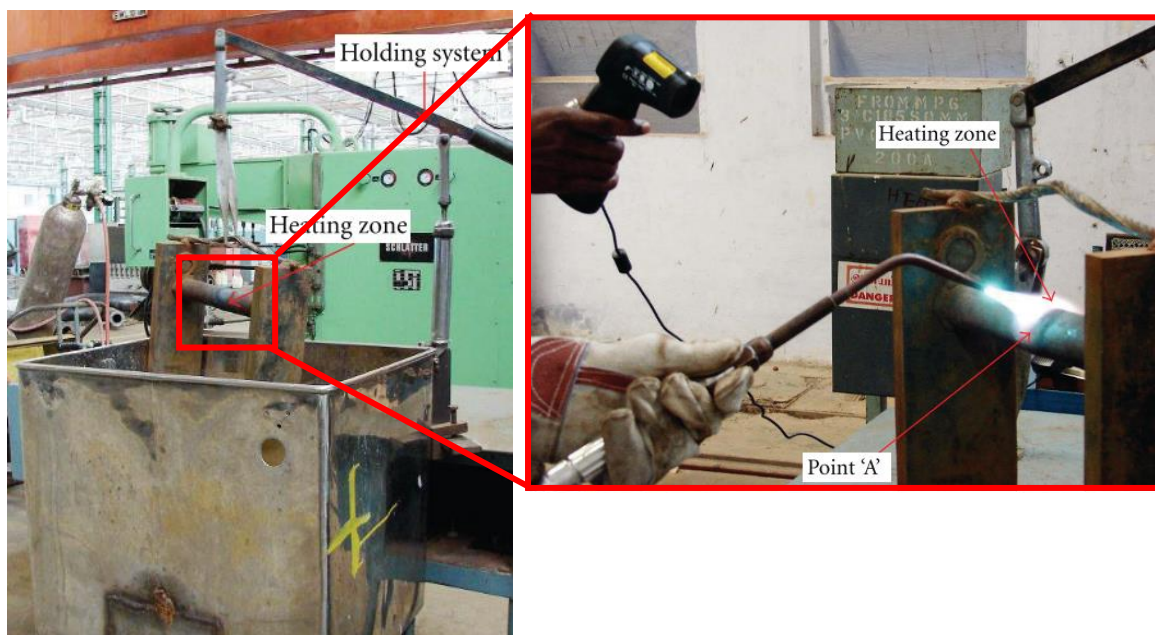


Figura 7. Instalación experimental para ensayo de fatiga térmica de un acero ASTM A 213 Grado T-23 [16].

1.5.1. Enfoques para el estudio de vida a la fatiga en componentes.

En la actualidad, existen tres enfoques principales para el estudio de la fatiga y falla en componentes mecánicos. Primero, el enfoque basado en el esfuerzo, generalmente utilizado en fatiga de alto ciclaje en donde las deformaciones son principalmente elásticas producto a esfuerzos relativamente bajos. El diagrama característico para este enfoque son las conocidas curvas de Wöhler o curvas S-N, las cuales describen el comportamiento de un material, y normalmente se ven afectados por varios factores tales como el esfuerzo promedio a fatiga, la geometría del material, las condiciones medioambientales, la temperatura, la frecuencia cíclica de carga, entre otros. Este enfoque generalmente es conocido como diseño basado en vida infinita.

El segundo enfoque es la mecánica de la fractura, el cual es utilizado en la filosofía de diseño de tolerancia al daño y se enfoca en el crecimiento de grietas en componentes mediante la cuantificación de la combinación del tamaño de la grieta, geometría, tenacidad a la fractura del material, esfuerzo aplicado por una magnitud de energía (G) o la intensidad de esfuerzos. La magnitud G es conocida como la tasa de liberación de energía, y se refiere a la energía por unidad de área de la grieta requerida para propagar la grieta. Por otro lado, la intensidad de esfuerzos involucra un factor característico en el crecimiento de grietas por fatiga conocido como el rango del factor de intensidad de esfuerzos (ΔK), que este a su vez es la diferencia entre el factor de intensidad de esfuerzos máximo ($K_{m\acute{a}x}$) y el factor de intensidad de esfuerzos mínimo ($K_{m\acute{i}n}$), ver Ec. (1.11 y 1.12), y la ecuación que relaciona la velocidad de crecimiento de grieta con el rango del factor de intensidad de esfuerzos es conocida como la Ley de Paris, ver Ec. (1.14). Este factor caracteriza la severidad de los esfuerzos que rodean la punta de la grieta y depende de la geometría, el tamaño de la grieta, y el esfuerzo aplicado. El diagrama característico para este enfoque es el de velocidad de crecimiento de la grieta en función de la amplitud del factor de intensidad de esfuerzos (da/dN Vs ΔK) [35, 36].

$$K_{m\acute{a}x} = F(\alpha)\sigma_{m\acute{a}x}\sqrt{\pi a} \quad (1.11)$$

$$K_{m\acute{i}n} = F(\alpha)\sigma_{m\acute{i}n}\sqrt{\pi a} \quad (1.12)$$

$$\Delta K = K_{m\acute{a}x} - K_{m\acute{i}n} \quad (1.13)$$

$$da/dN = C(\Delta K)^m \quad (1.14)$$

Donde:

$F(\alpha)$ = Factor geométrico que está en función de la geometría de la grieta y de la pieza.

$\sigma_{m\acute{a}x}$ y $\sigma_{m\acute{i}n}$ = Esfuerzo máximo y mínimo aplicado.

a = longitud de la grieta.

C y m = Constantes del material que se obtienen mediante un ajuste por mínimos cuadrados de resultados experimentales.

Por último, el tercer enfoque es basado en la deformación, generalmente utilizado para regímenes de fatiga de bajo ciclaje, en donde la cantidad de deformación plástica es significativa producto de altos niveles de esfuerzo. Más adelante en el Capítulo 2 se explicará más a detalle algunos de los diferentes métodos en la literatura para generar estas curvas para carga cíclica completamente reversible y considerando la influencia de un esfuerzo promedio ($\sigma_m \neq 0$).

Comportamiento en la punta de una grieta en materiales.

Según la literatura ^[32], un esfuerzo infinito no puede existir en un material. Si la carga aplicada no es demasiado elevada, el material puede adaptarse a la presencia de una grieta inicialmente aguda de tal manera que el esfuerzo teórico infinito se reduce a un valor finito. En materiales dúctiles, como muchos metales, ocurren deformaciones plásticas elevadas en la vecindad de la punta de una grieta. la región dentro de la cual el material cede, es llamada zona plástica (plastic zone en inglés). Las deformaciones elevadas en la punta de la grieta, resultan en que, en la punta aguda antes de deformarse, se suavice a un radio pequeño, pero distinto de 0. Por lo tanto, el esfuerzo deja de ser infinito y la grieta se abre cerca de la punta en una cantidad finita (δ). Esta cantidad finita es llamada desplazamiento de apertura en la punta de la grieta (CTOD por sus siglas en inglés). En otros materiales, ocurren diferentes comportamientos que tienen un efecto similar de alivio del esfuerzo teórico infinito, modificando la agudeza en la punta de la grieta antes de deformarse. En algunos polímeros, algunas regiones que contienen huecos de forma alargada con una estructura fibrosa que une las caras de la grieta se denomina zona fibrosa (craze zone en inglés). En materiales frágiles como los cerámicos, existen regiones que contienen una alta densidad de micro-grietas que se desarrollan en la zona de la punta de la grieta principal. En los tres casos mencionados, en la punta de la grieta ocurren elevadas deformaciones y se desarrolla una separación finita en las caras de la punta de la grieta (δ). Los elevados valores de esfuerzo que idealmente están presentes cerca de la punta de la grieta, se extienden sobre una región amplia, y se dice que son redistribuidos. Por lo anterior, existe un valor finito de esfuerzo que puede resistir el material cerca de la punta de la grieta, y los esfuerzos un poco más alejados son mayores de lo que serían para una grieta ideal. En la Figura 8 se presenta de forma esquemática el esfuerzo finito y el radio distinto de 0 en la punta de la grieta, además de la región de deformaciones elevadas debido a la plasticidad, micro-grietas y zonas fibrosas ^[32].

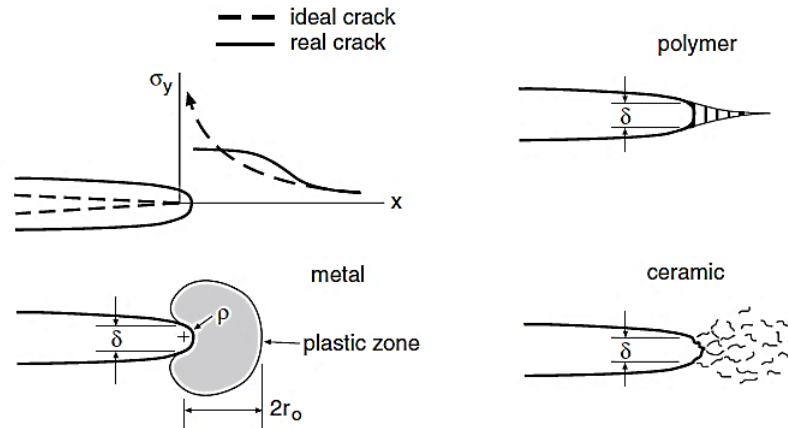


Figura 8. Representación esquemática del comportamiento real e ideal en la punta de una grieta. Esfuerzos finitos y radio de plasticidad distintos de cero en la punta de la grieta de algunos materiales. r_0 representa el radio de plasticidad, δ representa el CTOD, σ_y representa el esfuerzo de cedencia del material [32].

1.6. Fallas de origen térmico

Las deformaciones elevadas en la superficie del material dan lugar a la iniciación y propagación de grietas en una multitud de sitios de iniciación debido a defectos puntuales o discontinuidades superficiales que puede tener el material. Este tipo de defectos actúan como concentradores de esfuerzos y debido a esto, las grietas se inician y crecen en distintas direcciones formando una red semejante a un mosaico o agrietamiento reticular a medida que transcurren los ciclos térmicos.

Un ejemplo práctico es el estudiado por Sjöström y Bergström^[34], en donde analizaron el agrietamiento generado durante un proceso de forja en caliente. Para el caso que analizaron en específico, el herramental se calentó a una temperatura menor que la pieza de trabajo y al entrar en contacto ambas piezas, la temperatura superficial del herramental se incrementa de manera rápida. Al momento de separar el herramental y la pieza de trabajo, la temperatura superficial del herramental disminuye rápidamente al utilizar un lubricante o medio de enfriamiento, compuesto a base de agua, completando así las etapas del ciclo térmico, sumado a esto la restricción externa que supone estar ambas piezas en contacto durante el calentamiento. En la industria estos ciclos se repiten muchas veces, ya que son múltiples piezas la que se forjan mediante este método. Además, en algunos casos los herramentales tienen espesores considerables, por lo que supone una restricción interna que obstaculiza la libre expansión del herramental al momento de entrar en contacto con la pieza y la libre contracción al momento de enfriar el herramental. Producto de estas condiciones de restricción y de la cantidad de ciclos térmicos, se produce un agrietamiento en la superficie como se mencionó al inicio de esta sección. En la Figura 9 se muestra una imagen

de una sección de la herramienta para forjado en caliente, y se puede ver como en la superficie se genera un agrietamiento sin una orientación preferencial [34].



Figura 9. Agrietamiento reticular en un herramienta para forjado en caliente bajo cargas térmicas y restricción externa [34].

Virkkunen I [35] realizó un estudio sobre fatiga térmica en aceros inoxidable dúplex. Estos aceros se denominan así por tener en su estructura metalúrgica proporciones similares de ferrita y austenita, y su límite elástico es casi el doble de un acero inoxidable austenítico, lo cual contribuye a su alta resistencia a la corrosión además de a la resistencia a la fractura. Los aceros dúplex analizados por Virkkunen I [35], fueron sometidos a temperaturas máxima y mínima de 600 y 200 °C respectivamente. Ambos aceros fueron dúplex (AISI 321), y sus composiciones se presentan en la Tabla 2. Ambos aceros fueron ensayados a 100, 500 y 1500 ciclos térmicos respectivamente. Virkkunen I [35] reporta como en estos aceros el daño comienza con la formación de bandas persistentes de deslizamiento (formadas a partir de la elevada deformación plástica en la superficie). A medida que los ciclos térmicos aumentan, aumenta el número de bandas persistentes de deslizamiento, formando microgrietas en todas las direcciones sin ninguna orientación preferencial y se forma el aspecto tipo mosaico que se comentó anteriormente. La Figura 10 muestra el crecimiento grietas para estos dos aceros dúplex a diferentes números de ciclos [35].

Tabla 2. Composición química de los dos aceros inoxidable dúplex (AISI 321) [35].

Material	Cr	Ni	Mo	Mn	Si	Ti
D	19.6	10	-	0.9	0.7	0.4
E	19.6	10	0.4	0.9	0.7	0.4

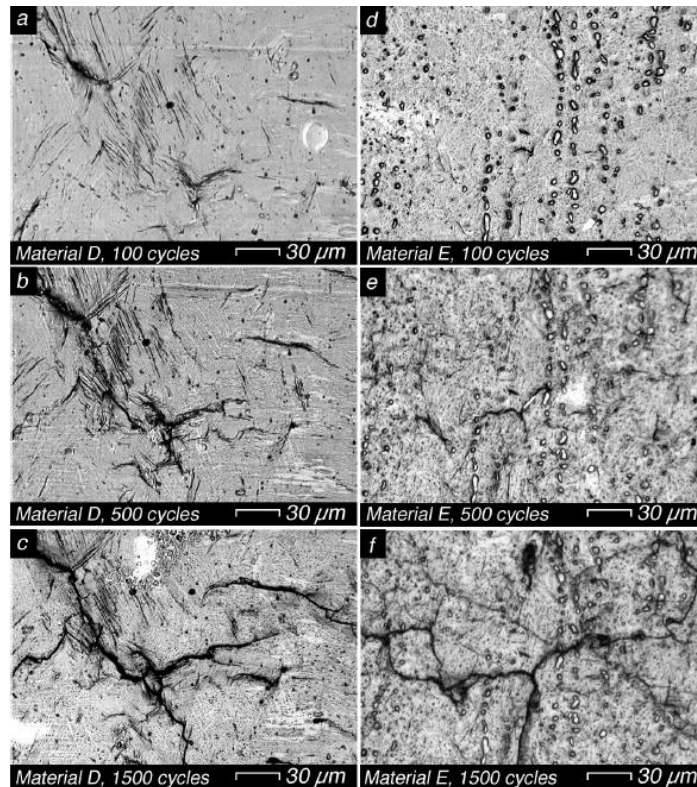


Figura 10. Crecimiento de grietas por fatiga térmica en dos aceros dúplex AISI 321 en el intervalo de temperaturas de 20 a 600 °C. A la izquierda el material D luego de: a) 100 ciclos, b) 500 ciclos, c) 1500 ciclos. A la derecha el material E luego de: d) 100 ciclos, e) 500 ciclos, f) 1500 ciclos [35].

La fatiga térmica tiene una estrecha relación con la corrosión, debido a que muchos componentes sobre todo en la industria química, centrales eléctricas entre otros, están sujetos a cambios cíclicos de temperatura durante las paradas y puestas en marcha de todo el sistema, sumado a las restricciones que puedan tener estos componentes que impiden la libre expansión y contracción, y del ambiente corrosivo en el cual muchas de estas piezas están inmersas (presencia de sulfuros, ácidos y óxidos) conducen a una aceleración del proceso de daño en el componente.

Dentro de un generador de vapor, por ejemplo, la corrosión puede aparecer tanto en la superficie externa como interna de las tuberías. A su vez, los esfuerzos cíclicos producto de la restricción externa para la libre expansión y contracción que sufren las tuberías durante los paros y arranques de la unidad, favorecen especialmente el desarrollo de grietas transversales y los cambios de presión o carga en la unidad, sumado a los gradientes térmicos en las tuberías, propician el desarrollo de grietas longitudinales (llamadas "boca de pescado"), ver Figura 11 a). Desde el punto de vista macro algunas de las características morfológicas de las fallas por fatiga térmica y corrosión tienen que ver con la apariencia del tipo de fractura, que generalmente se producen de forma transversal al eje longitudinal de la tubería, ver Figura 11 b) [18].

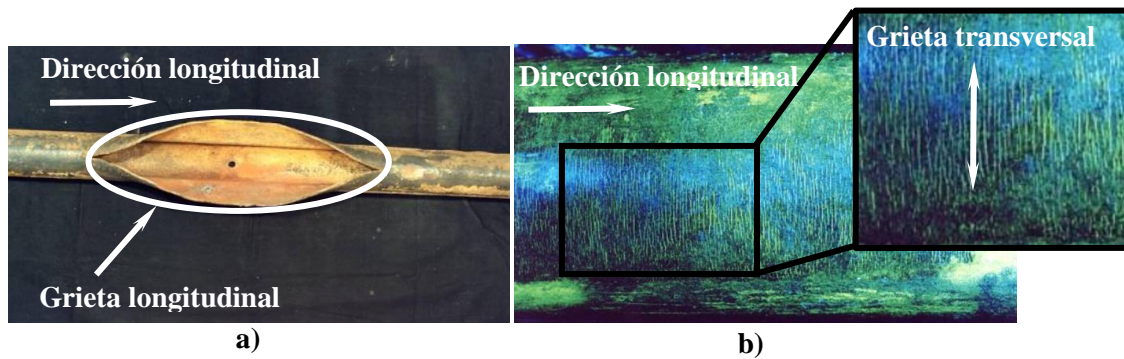


Figura 11. Grietas en condiciones de cargas térmicas y corrosión. a) Abertura longitudinal tipo "boca de pescado" de bordes gruesos provocada por la generación de grietas longitudinales sobre la superficie de una tubería de transporte de vapor, b) Grietas transversales generadas por el mecanismo de fatiga térmica y corrosión sobre la superficie externa de un tubo cubierto por agua [18].

Desde el punto de vista micro el depósito de óxido juega un papel importante en la propagación de la grieta, dicho depósito tiene un efecto de cuña que evita que las grietas se cierren al término de cada ciclo de esfuerzos, concentrando los esfuerzos en las puntas y facilitando su propagación al inicio de un nuevo ciclo de esfuerzos. Un rasgo característico del mecanismo de fatiga térmica combinada con un ambiente corrosivo es la forma de cuña en "V" que adoptan las grietas. Estas grietas se encuentran cubiertas por óxido, y este a su vez se encuentra fisurado en su parte central. En la Figura 12 se muestra la morfología de este tipo de grieta generadas mediante fatiga térmica y corrosión a través del espesor de pared de una tubería del recalentador en un generador de vapor [9]. Por lo general los materiales empleados para estos tubos son de acero inoxidable austenítico o aceros (Cr-Mo) de media o baja aleación por su buena resistencia a la corrosión.

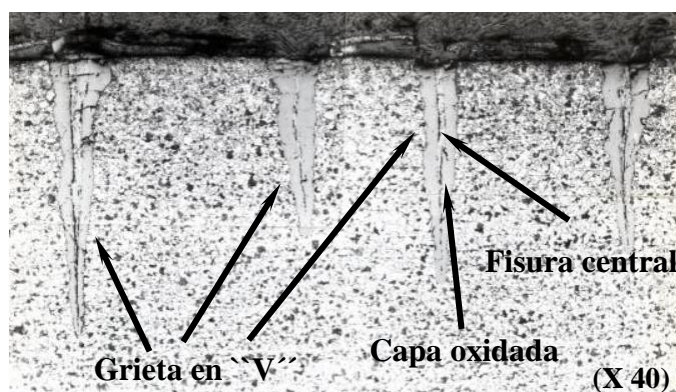
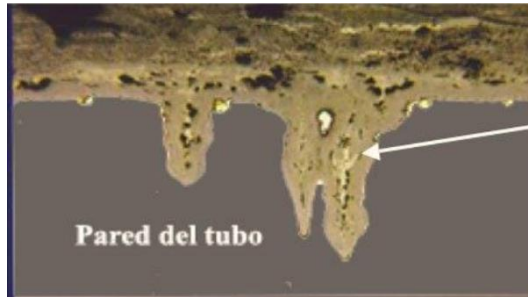


Figura 12. Morfología tipo "cuña en V" que muestra las grietas generadas por fatiga térmica y corrosión a través del espesor de pared de una tubería de transporte de vapor. Nótese la presencia de óxido en el interior de las grietas, el cual se encuentra fisurado en la parte central de las grietas [9].

En aceros de baja aleación, las capas de óxidos formadas en ambientes reductores consisten principalmente en capas de magnetita (Fe_3O_4) con inclusiones de sulfuros. Un ejemplo es en áreas

cercanas a los quemadores de las calderas en centrales termo-eléctricas las cuáles están bajo atmósferas sulfurosas y condiciones de fatiga térmica. Estas grietas suelen estar llenas con sulfuros y óxidos, y constituyen un fenómeno conocido como "grietas de piel de cocodrilo" o Alligator Skin Cracking en inglés. En la Figura 13 se presenta la morfología de una sección de la pared de un tubo de acero de bajo carbono, utilizado para algunos componentes de generadores de vapor [9], se puede apreciar como en la pared del tubo las grietas generadas por fatiga térmica y corrosión se llenan con sulfuros, ácidos y óxidos, debilitando aún más el material.



Grietas rellenas con sulfuros,
óxidos y Ácido clorhídrico

Figura 13. Grietas de fatiga térmica características (Alligator Skin Cracking) en la pared de un tubo de acero de bajo carbono [9].

1.7. Estado del arte en fatiga térmica

En cuanto a lo reportado en la literatura en relación a fatiga térmica, Zhang y colaboradores [36], realizaron un ensayo de fatiga térmica experimental "no convencional" con el objetivo fundamental de identificar la zona de iniciación y propagación de grietas y poder evaluar la evolución de algunas propiedades mecánicas como son el módulo de elasticidad, micro-dureza en función del número de ciclos de fatiga térmica. Además, Zhang [36] realizó un análisis por elemento finito térmico-estructural-transiente con el objetivo de obtener el esfuerzo térmico máximo durante el ensayo y el perfil de temperaturas en la probeta, aunque cabe señalar que estas magnitudes no fueron medidas experimentalmente en la probeta.

El material utilizado fue una superaleación en base cobalto DZ125, la cual es comúnmente utilizada en aletas de turbinas de gas y en el sector aeroespacial en general. Esta aleación tiene la característica de poseer excelente resistencia a la corrosión a altas temperaturas, además de una excelente resistencia mecánica a la fatiga. La probeta utilizada en los ensayos fue del tipo SENT (Single Edge Notch Tension por sus siglas en inglés) con una entalla en "V". Durante los ciclos térmicos, el calentamiento fue realizado en una instalación experimental de fatiga térmica aplicando temperaturas máximas en el horno de 900 y 1000 °C, y como temperatura mínima, se sumergió en agua a 25 °C durante 30 segundos y una profundidad de 5 mm de la probeta hasta cubrir la entalla en "V", ver Figura 14. No dan detalles de las rampas de calentamiento, aunque

partiendo de que el horno estaba a una temperatura inicial de 25 °C, y este alcanza una temperatura de 900 °C en 210 segundos, pues la rampa de calentamiento aproximadamente es 4.16 °C/seg para esta temperatura máxima y 4.64 °C/seg para la temperatura máxima de 1000 °C. No reportan ninguna condición de restricción, por lo que el análisis pudiera entrar en la clasificación de “fatiga térmica externa: sin restricción”, aunque esto es una suposición personal, ya que no es reportado por los autores, pero en la Figura 14 se puede observar como la probeta está sujeta por el orificio para su desplazamiento [36].

En la Figura 14 se muestra un esquema de la instalación experimental utilizada, la cual consta de un horno eléctrico, un recipiente con agua a 25 °C en donde se sumerge la sección de la probeta, un sistema de sujeción y al mismo tiempo de “traslado” de la probeta durante el calentamiento dentro del horno hasta el recipiente con agua para la etapa de enfriamiento [36]. Este sistema de traslado está programado con una función de tiempo para que cuando pasen los tiempos correspondientes a cada etapa del ciclo térmico, este sistema de forma automática traslada la probeta desde el medio de calentamiento (horno) hacia el medio de enfriamiento (recipiente con agua) y así para todos los ciclos realizados. Además, este sistema está controlado por un equipo de cómputo.

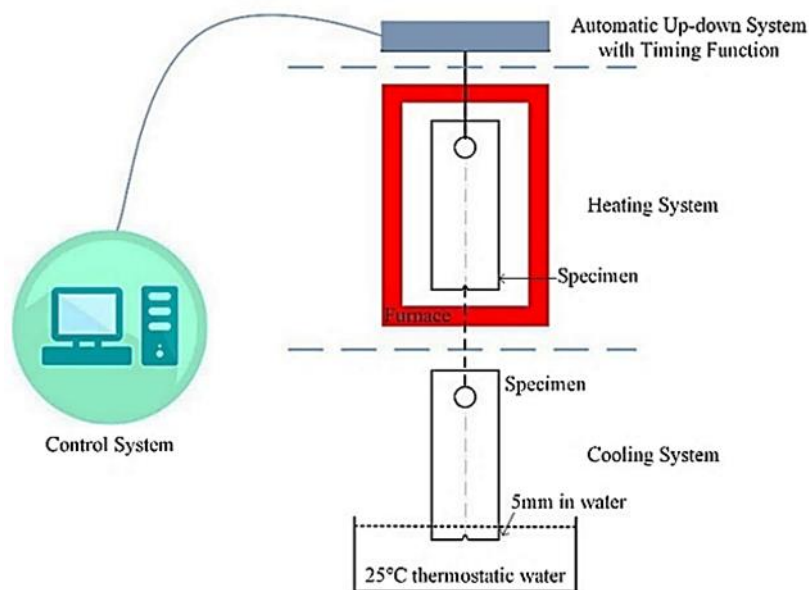


Figura 14. Esquema experimental para ensayo de fatiga térmica [36].

Por otro lado en la Figura 15 b) se reporta la velocidad de crecimiento de grieta (da/dN), determinada usando un método polinómico incremental de cinco puntos) en función del factor de intensidad de esfuerzos (ΔK), aunque no dan detalles de esta metodología [36].

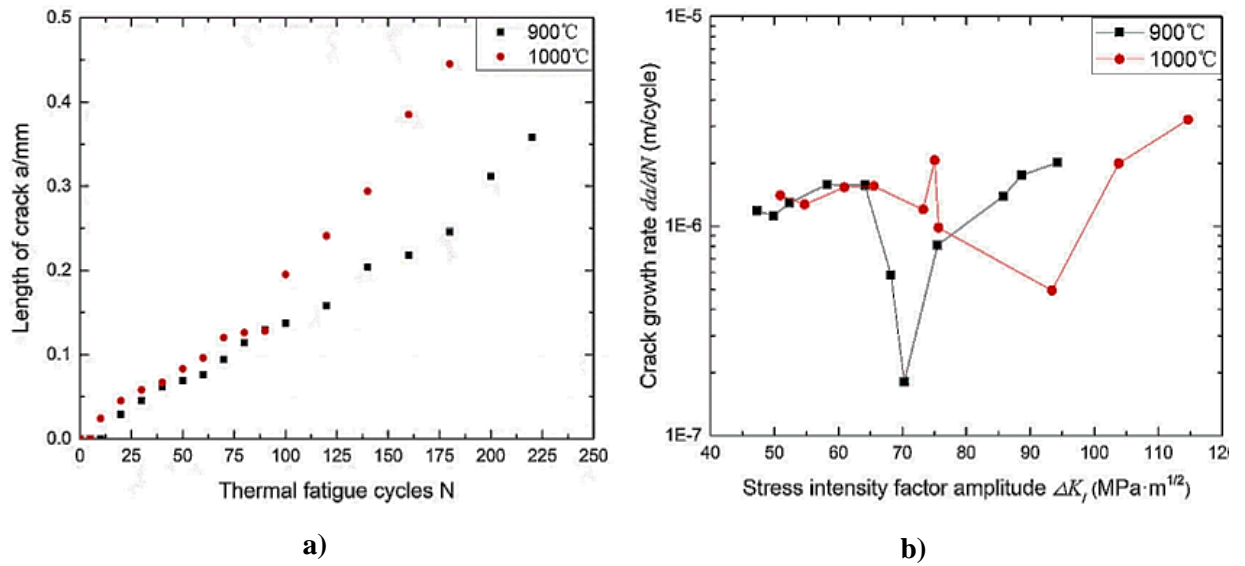


Figura 15. Resultados experimentales del ensayo de fatiga térmica. a) Tamaño de grieta en función del número de ciclos térmicos, b) Velocidad de crecimiento de grieta (da/dN) en función del factor de intensidad de esfuerzos [36].

Entre sus principales resultados experimentales, Zhang ^[36] reporta que para la condición de temperatura máxima ($T= 900 \text{ }^\circ\text{C}$), se comenzaron a iniciar grietas aproximadamente a los 20 ciclos aproximadamente, y para la condición de temperatura máxima ($T=1000 \text{ }^\circ\text{C}$), las grietas comenzaron a aparecer a los 5 ciclos aproximadamente. El tamaño de las grietas fue medido a lo largo de la grieta principal en ambas superficies cercano a la entalla en "V".

Las longitudes de grietas que se reportan en la Figura 15 a) son el promedio de diferentes mediciones realizadas en cada condición en función del número de ciclos ^[36]. Se puede apreciar un comportamiento incremental de la longitud de grieta a medida que avanzan los ciclos térmicos, aunque para un mismo número de ciclos, se aprecian tamaños de grieta mayores para la condición de temperatura máxima ($T= 1000 \text{ }^\circ\text{C}$) que para la condición de temperatura ($T= 900 \text{ }^\circ\text{C}$).

Como resultados del modelo numérico, Zhang ^[36] reporta que el mapa de contornos en la probeta es similar tanto para la temperatura, así como para el esfuerzo de von Mises, aunque los valores son diferentes para ambas temperaturas máximas, 900 y 1000 $^\circ\text{C}$ respectivamente. En la Figura 16 a)-b), c)-d) se presentan estos resultados ^[36].

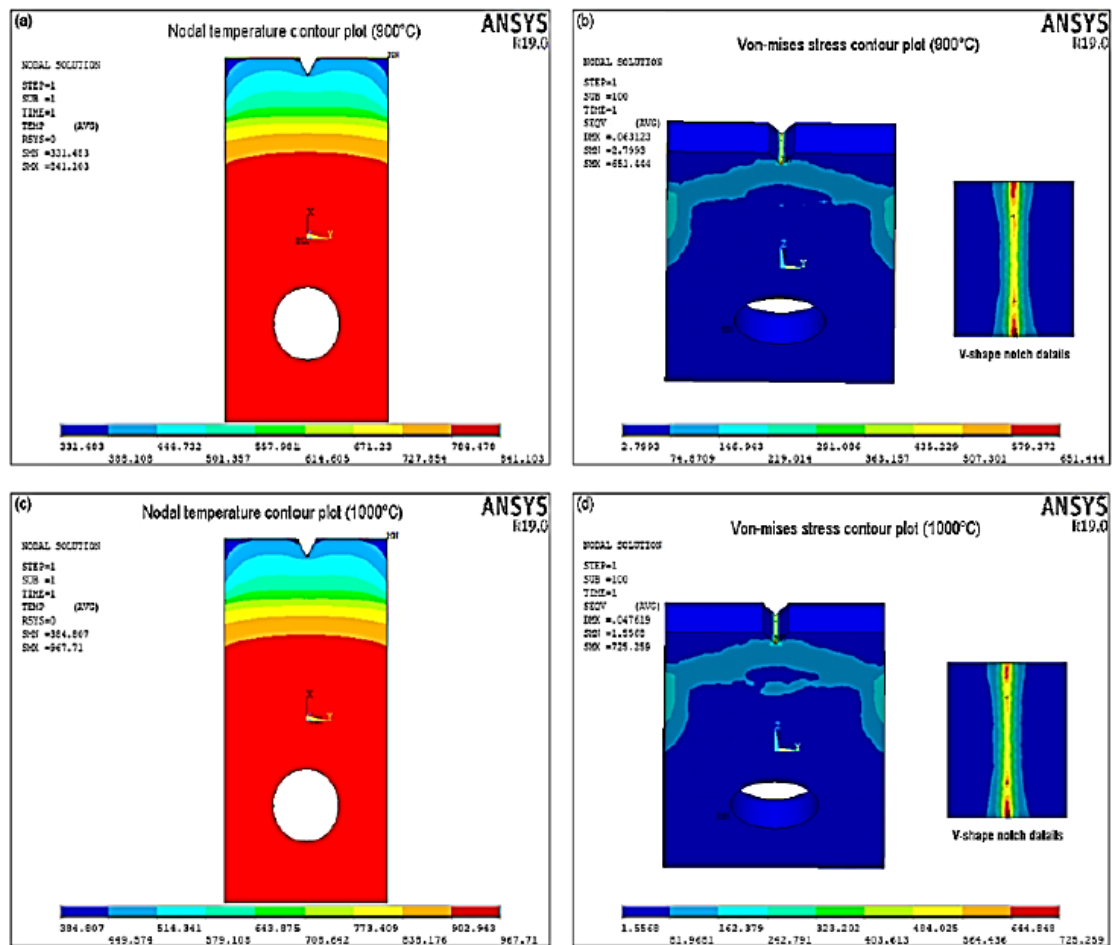


Figura 16. Mapas de contorno para la probeta SENT a 1 segundo transcurrido en la etapa de enfriamiento. a), b) Temperatura nodal en la probeta y Esfuerzo de von Mises para la temperatura máxima de 900 °C, c), d) Temperatura nodal y Esfuerzo von Mises para la temperatura de 1000 °C [36].

Los resultados numéricos indican que la temperatura en la zona enfriada (5 mm hasta cubrir la entalla en “V”), disminuye rápidamente, y el esfuerzo de von Mises máximo (651.444 MPa a una $T_{m\acute{a}x}$ de 900 °C y 725.259 MPa a una $T_{m\acute{a}x}$ de 1000 °C) se localiza justo en la raíz de la entalla como se puede apreciar en el detalle. Al comparar estos valores de esfuerzo con el esfuerzo de cedencia (580 MPa para 900 °C y 850 MPa para 1000 °C), Zhang^[36] concluye que estos valores son suficientes para generar grietas por fatiga térmica a los primeros ciclos térmicos.

Jiang y colaboradores^[37], analizaron la relación que existe entre la oxidación y la fatiga térmica en dos aceros para trabajo en caliente. La diferencia principal entre ambos aceros, es en el porcentaje de cromo. Los aceros para trabajo en caliente “comerciales”, según Jiang^[37], por lo general tienen un porcentaje de cromo de hasta un 5 %, por lo que en este trabajo se ensayaron dos aceros, uno “comercial” (DIEVAR) con 4.91 % de cromo y otro (HHD) con un 10.26 % de

romo, con el objetivo de incrementar su resistencia a la oxidación y a la fatiga térmica. En la Tabla 3 se presentan las composiciones químicas de estos dos aceros [37].

Tabla 3. Composición química (% en peso) de ambos aceros para trabajo en caliente [37].

	Cr	C	Si	Mn	P	Mo	V
HHD	10.26	0.29	0.85	0.25	0.02	1.87	0.77
DIEVAR	4.91	0.37	0.07	0.37	0.01	2.24	0.46

Para establecer esta relación mencionada anteriormente, emplearon una instalación experimental “no convencional” para los ensayos de fatiga térmica. Esta instalación experimental consta de un horno de resistencias eléctricas (como medio de calentamiento), un depósito con agua (como medio de enfriamiento), un sistema de sujeción y desplazamiento de las probetas a calentar y enfriar accionado por un controlador, un termopar tipo-K en el seno del horno, para estar controlando la temperatura del mismo, y por último las probetas de ensayo. Las probetas de ensayo son rectangulares con dimensiones (50 mm x 20 mm x 5mm con una entalla en “U” de 6 mm de largo y 0.18 mm de ancho en un extremo de la probeta), además de un orificio de 1.5 mm de radio para la sujeción de la probeta. En la Figura 17 se presenta un esquema de la instalación experimental utilizada, así como de la geometría y dimensiones de las probetas [37].

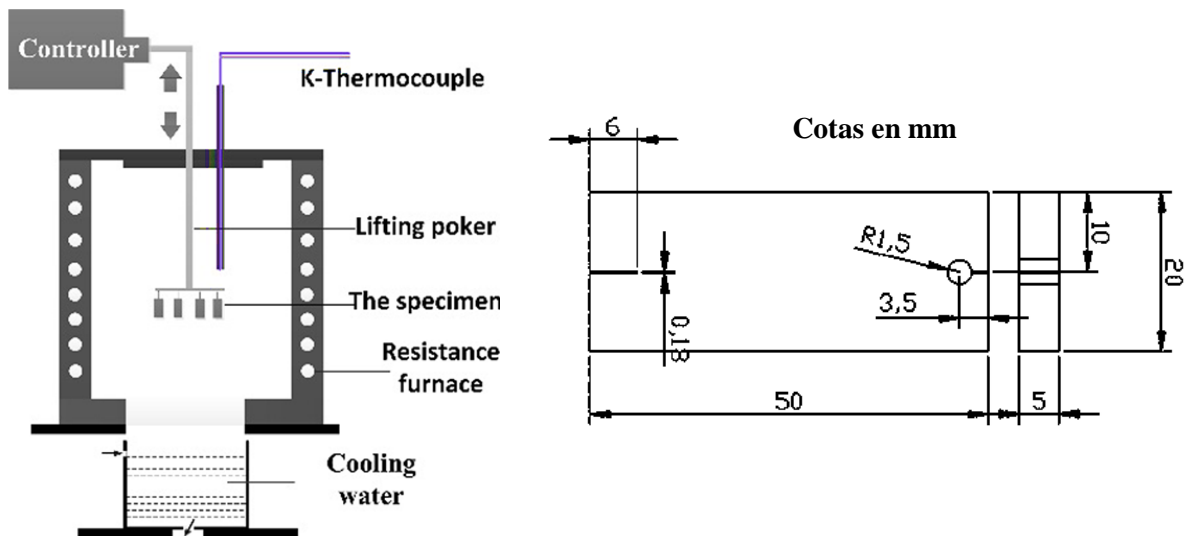


Figura 17. Esquema de la instalación experimental utilizada para los ensayos de fatiga térmica, así como de la geometría y dimensiones de las probetas utilizadas [37].

Ambos aceros fueron sometidos a un ciclo térmico de 650 °C a una rampa aproximada de 15-20 °C /min en el horno de resistencias. En cada ciclo, el tiempo para el calentamiento fue de 180 segundos y el enfriamiento fue en agua a 25 °C durante 20 segundos. Aplicaron un total de 2000 ciclos para cada acero, con intervalos de 500 ciclos, en donde para cada intervalo midieron el tamaño de las grietas que pudieran existir, y observaron la región cercana a la entalla con el objetivo de ver la morfología de la grieta y de existir oxidación, también identificar estas regiones.

En la Figura 18 se presenta una gráfica del tamaño máximo de grietas encontradas para ambos aceros en función del número de ciclos aplicados [37]. Se puede apreciar como al inicio de la prueba, no existe grieta, por lo que la longitud para ambos aceros es 0, y luego a medida que se completan los primeros 500 ciclos, la grieta crece aún más en el acero DIEVAR que en el HHD, y este comportamiento se mantiene hasta los 2000 ciclos de prueba, llegando a longitudes máxima de grieta de 230 μm en el acero DIEVAR, y hasta 140 μm en el acero HHD aproximadamente.

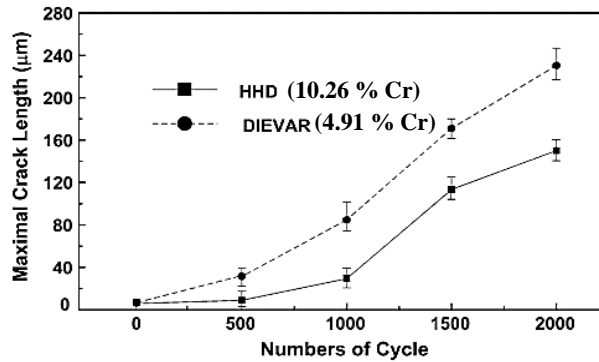


Figura 18. Longitudes máximas de grietas para el acero HHD y DIEVAR en función del número de ciclos de la prueba [37].

En la Figura 19 se presenta para ambos aceros la región cercana a la entalla en "U" de la probeta a partir de 500,100,1500 y 2000 ciclos térmicos [37]. Se puede apreciar como se va presentando mayor agrietamiento desde los 500 ciclos hasta los 2000 ciclos para ambos aceros, sin embargo, se nota un mayor número y longitud de grieta para el acero DIEVAR (Figura 19 e-h)), que para el acero HHD (Figura 19 a-d)) [37]. Además, se identifica la zona donde hay presencia de óxido (flechas blancas), y coincide con que las grietas (flechas blancas) sobre todo a los 2000 ciclos, se propagan a lo largo de esta región oxidada. Es decir, en las grietas se va acumulando óxido al incrementar el número de ciclos.

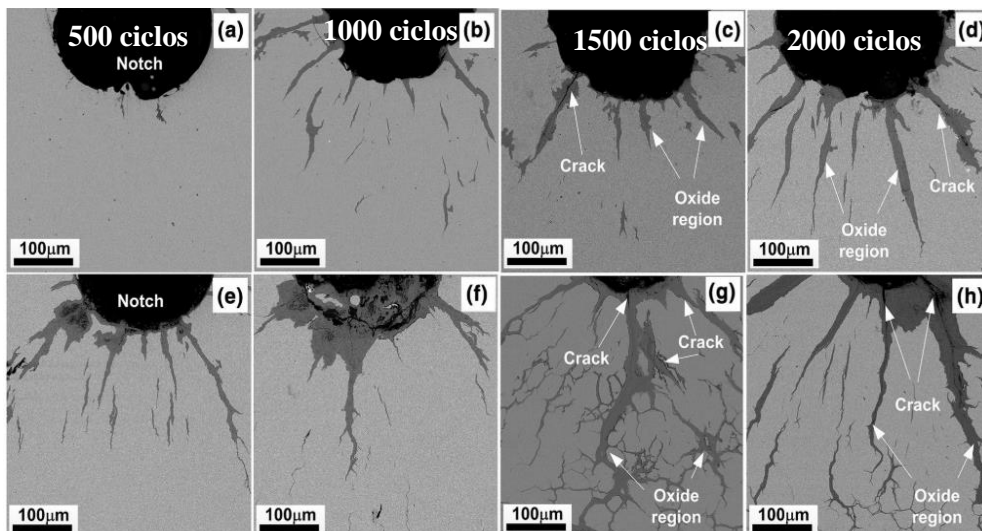


Figura 19. Presencia de oxidación y agrietamiento en la zona cercana a la entalla en "U" para el acero HHD y DIEVAR. a)-d). Acero HHD, e)-h). Acero DIEVAR [37].

En base a los resultados obtenidos Jiang^[37] concluye que el acero con menor porcentaje de cromo (DIEVAR) resultó ser más susceptible a la fatiga térmica y a la oxidación debido a que las grietas en el acero HHD se propagaron a lo largo de la capa oxidada, mientras que en el acero comercial se propagaron en la capa oxidada y también en la matriz del material. También se determinaron las longitudes máximas de grietas para ambos aceros y se presentaron tamaños de grieta mayores para el acero DIEVAR que para el acero HHD. Jiang^[37] atribuye el agrietamiento más severo y el crecimiento de grietas tanto en la región oxidada como en el material sin oxidar para el acero DIEVAR, a que este presenta un menor porcentaje de cromo y un mayor porcentaje de carbono respecto al acero HHD, por lo que plantea que la capa oxidada es una mezcla de hierro y óxidos de cromo, y que para el acero HHD se presentó una capa de óxido ``rica en cromo``, y esto retarda la oxidación del material sin oxidar. Mientras que para el acero DIEVAR no se observaron capas de óxido ``ricas en cromo``, y, por ende, la región oxidada es mucho mayor.

En base al trabajo realizado por Jiang^[37], se puede ver claramente que la oxidación tiene una estrecha relación con los fenómenos que involucran altas temperaturas y largos tiempo de exposición de los materiales a estas condiciones, específicamente la fatiga térmica, en donde el incremento de los ciclos térmicos agrava las condiciones del material. Respecto a la investigación objeto de estudio en esta tesis, no se analiza directamente el fenómeno de oxidación, pero es importante entender la relación con la fatiga térmica, ya que está presente y en dependencia de que material se esté analizando, puede tener mayor o menor repercusión.

Belkharchouche y colaboradores^[3], realizaron una comparación en cuanto a cambios microestructurales entre dos aleaciones de aluminio bajo condiciones de fatiga térmica, un aleación de aluminio de la serie 2xxx y otro de la serie 4xxx, ambos obtenidos por procesos de forjado. En la Tabla 4 se muestra la composición química de ambas aleaciones^[3], en donde la aleación de la serie 2xxx tiene como principal elemento de aleación el cobre y es tratable térmicamente, mientras que la aleación de la serie 4xxx tiene como principal elemento de aleación el silicio y se endurece por procesos de trabajo en frío. La selección realizada por Belkharchouche^[3] de estos materiales es basada en su relativa similitud en la composición química excepto por el contenido de silicio y cobre en cada aleación.

Tabla 4. Composición química en (% de peso) de la aleación de aluminio 2017A y 4047A [3].

Alloy	Mn	Fe	Cu	Si	Zn	Mg	Al
4047A	0.331	0.430	0.041	12.060	0.071	0.062	Balance
2017A	0.586	0.700	4.339	0.990	0.211	0.931	Balance

Para cada material, Belkharchouche^[3] fabricó una probeta cilíndrica hueca de acuerdo a la instalación experimental en donde se realizó el ensayo de fatiga térmica ``no convencional``. Las

dimensiones de la probeta son 120 mm de largo, 18 mm de diámetro, excepto en la "sección activa", en donde el diámetro es de 20 mm y un largo de 80 mm. En la Figura 20 se presenta la geometría y dimensiones de la probeta utilizada en los ensayos de fatiga térmica [3].

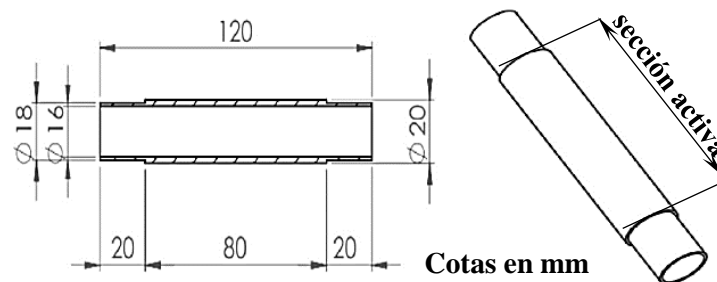


Figura 20. Geometría y dimensiones de las probetas utilizadas en el ensayo de fatiga térmica "no convencional" [3].

Para los ensayos de fatiga térmica, se utilizó una instalación experimental "no convencional", la cual consta de un equipo de cómputo (PC), para controlar mediante un programa elaborado en Labview® tanto la circulación del agua para el enfriamiento de la probeta, así como para registrar las mediciones de temperaturas realizadas en la probeta, un horno de resistencias eléctricas (Oven) como medio de calentamiento de las probetas, un sistema de sujeción en los extremos de la probeta, con orificios para hacer circular el agua por el interior de la probeta (Holder), además de un sistema de enfriamiento (Cooling system) que enfría el agua que sale del interior de la probeta y luego del sistema de enfriamiento, es impulsada con una bomba (Pump) otra vez hacia el interior de la probeta. Por último, un sistema de adquisición de datos (Temperature acquisition) para registrar las temperaturas en la probeta. En la Figura 21 se presenta el esquema de la instalación experimental "no convencional" utilizada [3]. Las flechas de color negro paralelas a las líneas azules, representan el sentido del flujo de agua que circula por dentro de la probeta.

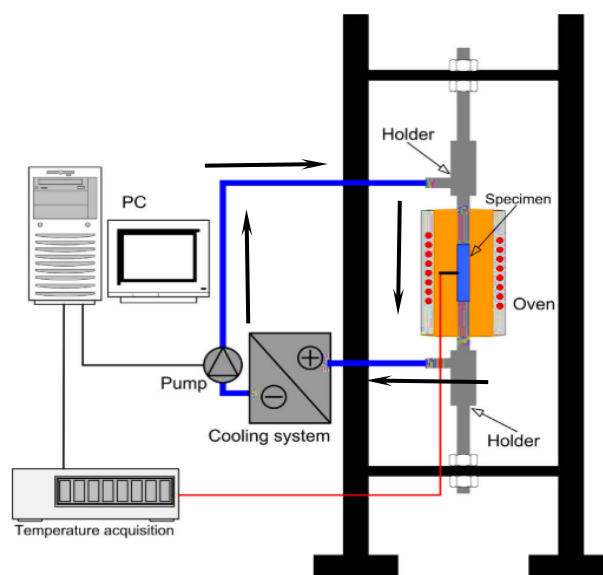


Figura 21. Esquema representativo de la instalación experimental "no convencional" [3].

Las condiciones de la prueba respecto al ciclo térmico, consistieron en aplicar en el horno de resistencia una temperatura máxima de 280 °C, aunque no reportan la rampa de calentamiento. Posteriormente cuando la probeta alcanza esta temperatura máxima, medida con un termopar en la superficie exterior de la misma, se activa de forma automática el sistema de enfriamiento, haciendo circular agua a 25 °C por el interior de la probeta, hasta que la probeta alcance la temperatura mínima de 80 °C. Durante esta etapa de enfriamiento el horno se mantiene encendido con el objetivo de minimizar el tiempo de calentamiento para el próximo ciclo. Los tiempos en que la probeta alcanza las temperaturas máxima y mínima, fueron de 285 y 55 segundos respectivamente. Para cada probeta de diferente material, se aplicaron 1000, 3000 y 5000 ciclos. Además, cada esta cantidad de ciclos, se detuvo la prueba y se hicieron mediciones de dureza en la superficie de la probeta. En la Figura 22 a) se presenta la representación de un ciclo térmico medido por el termopar en la superficie de la probeta en función del tiempo y en la Figura 22 b) se presentan los resultados de la evolución de la dureza (Vickers) en la superficie de la probeta para ambas aleaciones en función del número de ciclos ^[3].

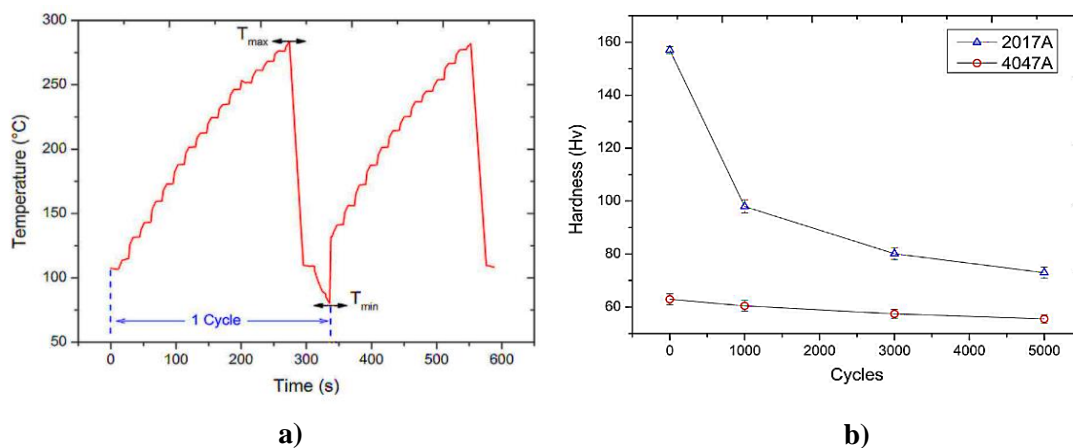


Figura 22. a) Representación de dos ciclos de fatiga térmica a partir de las temperaturas medidas en el tiempo por el termopar, b) Evolución de la dureza "Vickers" en función del número de ciclos para ambas aleaciones [3].

A partir de los resultados presentados en la Figura 22, Belkharchouche^[3] concluye que las dos aleaciones al inicio de la prueba presentaban valores de dureza bastante distantes, aproximadamente 154 HV para la aleación 2017A y aproximadamente 72 HV para la aleación 4047A. A medida que incrementan el número de ciclos, esta diferencia se fue reduciendo más entre ambas aleaciones. A pesar de que la tendencia en ambas aleaciones fue a la disminución de la dureza, se aprecia un cambio más significativo en la dureza de la aleación 2017A que en la aleación 4047A. Belkharchouche^[3] reporta que esto es debido a que en el caso de la aleación de la serie 2xxx, en el momento en que se eleva la temperatura del horno hasta la máxima temperatura del ciclo, los precipitados de cobre comienzan a crecer hasta tal punto que coalescen entre sí, por

lo que el material pierde la estructura de grano fino y la orientación que tenía antes de elevar la temperatura, esto hace que disminuya la dureza del material considerablemente. Aunque cabe aclarar de que los resultados que muestran respecto a la micro-estructura de ambas aleaciones, no nos permiten explicar de una manera más fundamentada el origen de esta disminución considerable en la dureza del material.

Por otro lado, lo relevante de esta investigación respecto al tema de investigación de esta tesis, radica principalmente en las condiciones de la prueba (temperaturas, tiempos, condiciones de restricción, ciclo térmico). Aunque cabe aclarar que Belkharchouche^[31] no consideró la restricción que representa la sujeción de la probeta en la instalación experimental, lo cual sumado al enfriamiento conlleva a la aparición de esfuerzos térmicos en la probeta.

Qi y colaboradores^[38] proponen un método de análisis cuantitativo mejorado con el objetivo de evaluar la iniciación y crecimiento de grietas por fatiga térmica y proponer un factor de daño que precisamente cuantifique que tan dañado está un componente luego de someterse a ciclos térmicos.

El material empleado es tungsteno laminado, el cual es un material comúnmente utilizado en reactores nucleares como material para revestimiento de plasma (PFM por sus siglas en inglés) debido a su alto punto de fusión (aproximadamente 3420 °C) y una alta conductividad térmica (aproximadamente $164 \text{ W/m}^\circ\text{K}$). Como material utilizado en componentes de un reactor nuclear, está sometido a ciclos térmicos durante su puesta en marcha y paradas. El espécimen o probeta utilizada fue rectangular de dimensiones (10 mm x 10 mm x 2 mm).

Qi^[38] aplicó ciclos térmicos a la probeta bombardeado con un rayo de electrones con un flujo de calor de 36 MW/m^2 y un diámetro aproximado de 2.5 mm durante el calentamiento durante 1 segundo y enfriados a temperatura en la cámara de vacío durante 20 segundos. El espécimen fue ensayado durante 500 y 1000 ciclos respectivamente. De acuerdo al esquema de la instalación experimental “no convencional” de la Figura 23, un ciclo térmico se compone de un calentamiento en una zona localizada (círculo rojo en el centro de la probeta) mediante la pistola de electrones (Electron Gun), y posteriormente dejar enfriar la probeta dentro del crisol de grafito (Graphite Crucible), y a su vez este es enfriado con agua por un conducto (Cooling water)^[38]. Todos estos elementos se encuentran dentro de una cámara de vacío para aislar la instalación de las condiciones atmosféricas.

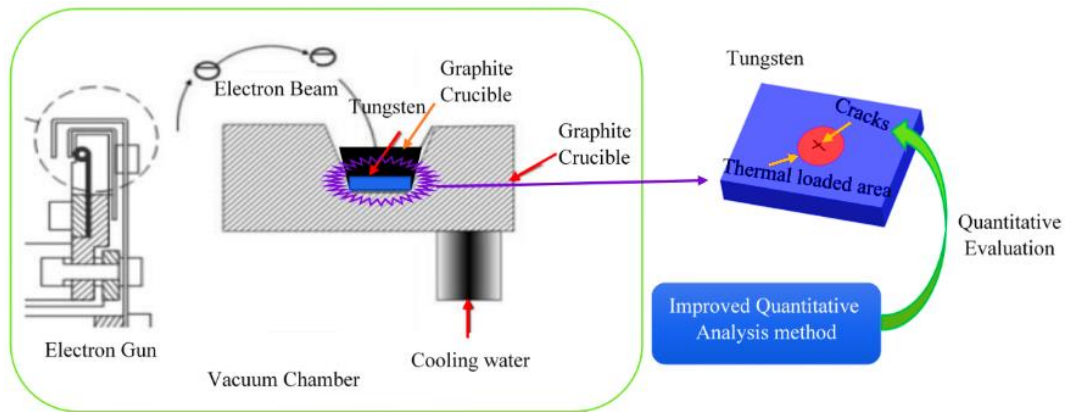


Figura 23. Esquema de la instalación experimental “no convencional” para fatiga térmica [38].

Posteriormente al ensayo de fatiga térmica el espécimen fue caracterizado mediante Microscopio Electrónico de Barrido (SEM por sus siglas en inglés) y Espectrometría de dispersión de energía de rayos X (EDS por sus siglas en inglés) y sumado al software Photoshop® se determinó la cantidad de pixeles que ocupan las grietas principales y convertirlos a dimensiones de la grieta. En la Figura 24 se muestran imágenes obtenidas del SEM para el espécimen ensayado [38], en donde las imágenes a1) hasta a3) muestran para 500 ciclos los diferentes pasos a seguir para la detección y ubicación de pixeles en la grieta, de igual forma para las imágenes b1) hasta b3) pero para 1000 ciclos. Luego con esta información calculan el factor de daño (D) que está en función del porcentaje de la superficie que ocupa la grieta (S, zona roja en la Figura 24) y del ancho promedio de la grieta principal en la superficie (W_s).

Este factor de daño y el análisis de la muestra mediante Photoshop® le llaman el método de Uddeholm mejorado, pero cabe destacar que no dan detalles del método de Uddeholm sin mejorar. En la Ec. (1.15) se muestra la fórmula para calcular el factor de daño.

$$D = S * W_s \quad (1.15)$$

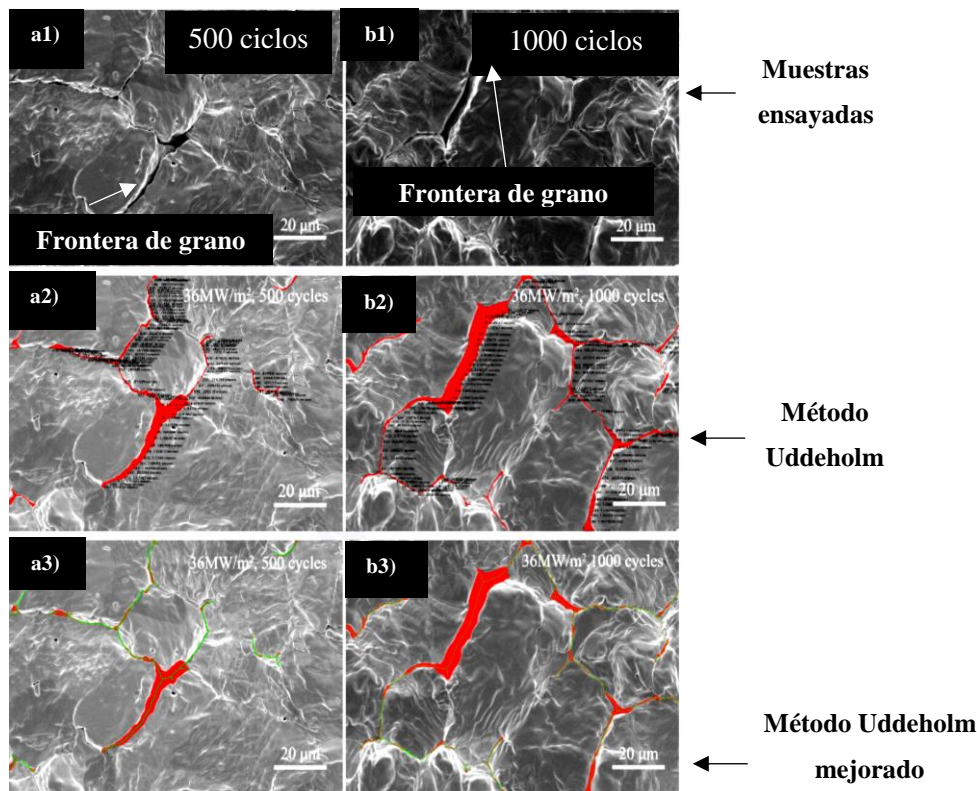


Figura 24. Calibración de la superficie de la grieta y la línea principal: a1), b1): Muestras ensayadas, a2), b2): Método Uddeholm, a3), b3): Método Uddeholm mejorado [38].

Como conclusiones principales $Q_i^{[38]}$ propone un método cuantitativo para estimar el daño en un componente sujeto a cargas térmicas, basado en características geométricas y dimensionales de las grietas observadas en el espécimen mediante microscopía electrónica y el software Photoshop®. Esto puede ser aplicable para cualquier material, temperaturas, tiempos y otras condiciones de los ensayos de fatiga térmica ya presentados anteriormente. $Q_i^{[38]}$ no reporta condiciones de “restricción externa” para la probeta. A pesar de esto si reporta de que luego de 500 ciclos las grietas se presentan en las fronteras de grano (Figura 24 a1). A los 1000 ciclos, se ve un empeoramiento de estas condiciones, en donde la superficie de la grieta aumenta (Figura 24 b1) [38], y por tanto el factor de daño en la superficie del material de acuerdo a la Ec. (1.15). $Q_i^{[38]}$ reporta que se inducen esfuerzos térmicos debido a gradientes de temperaturas que exceden el esfuerzo de cedencia del material, aunque no reporta datos concretos.

Analizando las conclusiones de $Q_i^{[38]}$, se pudiera decir que los esfuerzos térmicos que se inducen en el material a medida que aumentan los ciclos térmicos, entrarían dentro de la clasificación de esfuerzos térmicos debido a condiciones de restricción “internas”, debido a causa de que el calentamiento del material fue en una zona localizada, esto ocasiona que algunas regiones en el material expanden y contraen cantidades diferentes. En la literatura revisada hasta el momento, no se había presentado esta condición de restricción, pero es importante para el trabajo de

investigación de esta tesis analizar este punto de vista respecto a esfuerzos térmicos inducidos en condiciones de fatiga térmica.

A Salinas y colaboradores^[39] realizaron un ensayo de fatiga térmica experimental “no convencional” en barras redondas de acero inoxidable AISI 304. A partir de las temperaturas experimentales medidas y registradas en el tiempo por termopares ubicados en la probeta, se calculó mediante el software PROCAST V.2008 el coeficiente de transferencia de calor por convección en el tiempo de forma numérica. Posteriormente estos resultados numéricos del coeficiente de transferencia de calor son alimentados en un modelo por elemento finito a la geometría de la probeta utilizada.

Como se mencionó en el párrafo anterior, el material utilizado fue el acero inoxidable AISI 304. Este acero es el más utilizado de los aceros inoxidables, debido a su alto contenido en cromo, además de ser bastante utilizado en la industria alimentaria, médica entre otros sectores. En la Tabla 5 se presenta su composición química ^[39].

Tabla 5. Composición química del acero AISI 304 (balance Fe), % de peso [39].

%	C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni
	0.07	2.0	1.0	0.045	0.015	17.0	8.0

La probeta utilizada en el ensayo de fatiga térmica fue cilíndrica con dimensiones (120 mm de largo x 25.4 mm de diámetro). Además, a esta probeta se le insertaron dos termopares tipo “K” para medir la temperatura en la probeta. Ambos termopares se insertaron a 60 mm en el eje “y”, y respecto al eje “x”, se insertaron a 6.35 y 12.7 mm respectivamente. Cabe aclarar que ambos termopares se insertaron con un ángulo de 45° respecto a la base del cilindro. En la Figura 25 se presenta la geometría y dimensiones de la probeta utilizada, así como la posición exacta de los termopares ^[39].

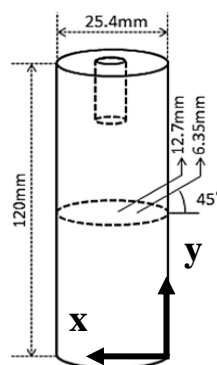


Figura 25. Geometría y dimensiones de la probeta utilizada en los ensayos experimentales de fatiga térmica “no convencional” e indicación de la posición de los termopares tipo “K” [39].

El ensayo experimental realizado por A Salinas^[39] consiste en montar la probeta de ensayo articulándola al vástago de un cilindro neumático mediante una extensión. Al extenderse el cilindro neumático el espécimen se traslada verticalmente desde la posición de calentamiento (en

el interior de la bobina) hasta la posición de enfriamiento (en el interior de la cámara). Una vez terminado el enfriamiento el cilindro neumático se retrae para trasladar al espécimen nuevamente hacia la posición de calentamiento, concluyéndose así un ciclo térmico completo. Los ciclos subsiguientes involucran la repetición de la secuencia anteriormente descrita, tantas veces como número de ciclos se deseen producir. La temperatura superficial del espécimen es monitoreada mediante el uso de un pirómetro óptico infrarrojo. En la Figura 26 a) se presenta una vista de la instalación experimental y sus principales componentes (recuadros rojos) [39].

El calentamiento en las probetas fue aplicado por inducción hasta una temperatura homogénea de 1000 °C en un tiempo de 300 segundos, y luego se mantuvo a esta temperatura durante 300 segundos más, para posteriormente aplicar dos condiciones de enfriamiento, convección natural en aire calmado (25 °C) durante 1000 segundos cortando el flujo de calor en la bobina de inducción, y por otro lado convección forzada mediante el impacto de chorros de agua durante 30 segundos desplazando la probeta hacia la cámara de enfriamiento sin cortar el flujo de calor en la bobina de inducción. En la Figura 26 b) se muestra de forma esquemática la temperatura aplicada en la bobina de inducción en un ciclo térmico, en las dos condiciones de enfriamiento. En la Figura 26 c) se muestran imágenes de la etapa de calentamiento para ambos casos de enfriamiento y en la Figura 26 d) se muestra la etapa de enfriamiento en agua para un ciclo térmico [39]. Cabe aclarar que Salinas^[39] reporta las condiciones del ensayo experimental y resultados numéricos para un solo ciclo térmico.

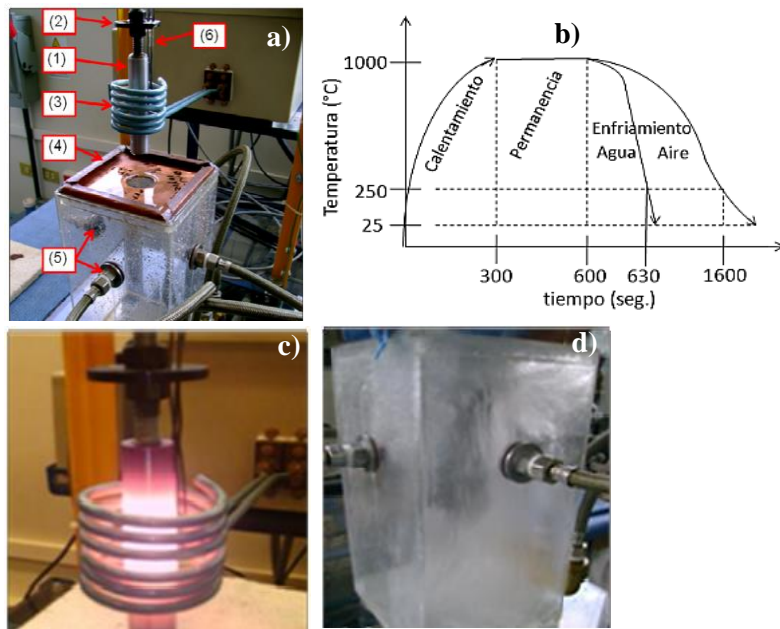


Figura 26. Ensayo experimental de fatiga térmica “no convencional”. a) Esquema de instalación experimental (1. Probeta cilíndrica, 2. Vástago de sujeción, 3. Bobina de inducción, 4. Cámara de enfriamiento, 5. Boquillas de aspersión de agua, 6. Termopares tipo “K”), b) Esquema ilustrativo del ciclo térmico aplicado, c) Etapa de calentamiento por inducción en ambos casos de enfriamiento, d) Etapa de enfriamiento por convección forzada mediante agua [39].

Con el historial térmico resultante de la medición de los termopares, se determinó el coeficiente de transferencia de calor interfacial, h , mediante un modelo de elemento finito. Como se mencionó previamente, el coeficiente de transferencia de calor se calculó a partir de las historias térmicas registradas por los termopares en el ensayo experimental, y se alimentaron a un software de análisis comercial (PROCAST V.2008). Mediante una técnica numérica conocida como “método inverso” determinaron los valores de h de forma iterativa hasta que el historial térmico experimental coincidiera con el determinado numéricamente. En la Figura 27 se muestra un esquema de esta técnica de modelado, aunque cabe aclarar que Salinas^[39] no proporciona suficientes detalles de esta técnica numérica.

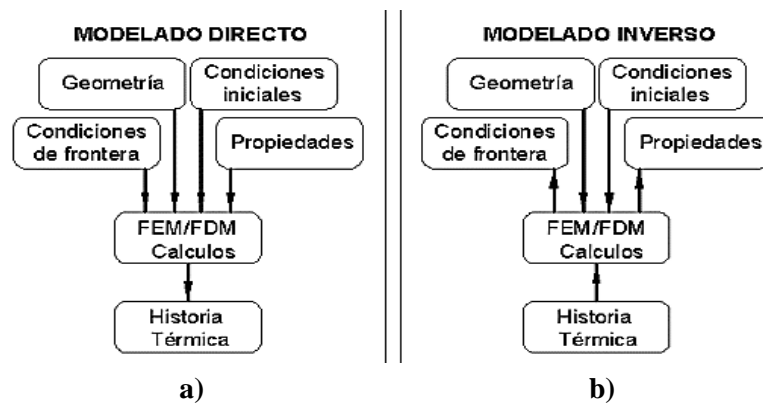


Figura 27. Esquema comparativo de las secuencias de los modelados: a) Modelado Directo, b) Modelado Inverso [39].

Las condiciones de frontera propuestas por Salinas^[39] para el modelo numérico consisten en los valores del coeficiente de transferencia de calor en el tiempo obtenidos del software PROCAST V.2008, y que son alimentados al modelo de elemento finito, así como las temperaturas en el tiempo obtenidas experimentalmente. En la Figura 28 a) se observa la geometría modelada de una sección de la probeta, específicamente una sección de 12.7 mm de radio, 10 mm de longitud y 22.5° de ángulo, así como la superficie donde se aplicaron los valores del coeficiente de transferencia de calor por convección obtenidos del software PROCAST V.2008. Posteriormente en la Figura 28 b) se presenta el mapa de contorno para la distribución de temperatura en la sección de la probeta modelada para el caso de enfriamiento en agua a los 2.67 segundos del tiempo total^[39]. Se puede apreciar en este mapa de contorno, como la probeta luego de estar a una temperatura homogénea de 1000 °C y se enfría en agua, la temperatura en la superficie (color morado) comienza a descender rápidamente hasta 500 °C aproximadamente, mientras que en el interior (color rojo), aún se encuentra a 980 °C.

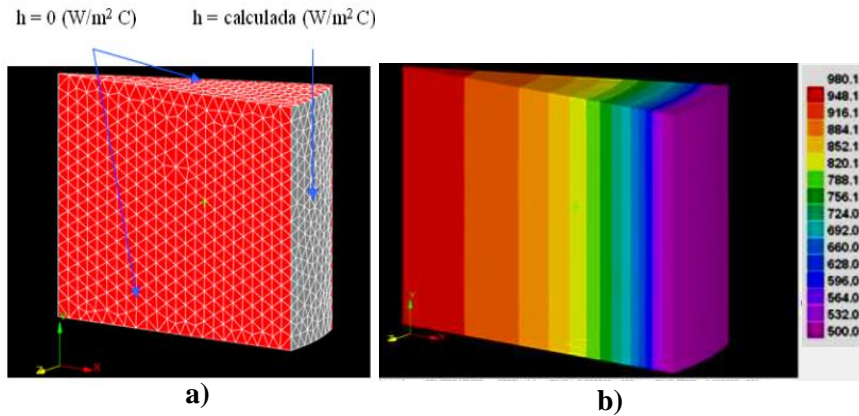


Figura 28. Modelo por elemento finito de una sección de la probeta cilíndrica. a) Condiciones de frontera, b) Mapa de contornos de distribución de temperaturas para el enfriamiento en agua a los 2.67 segundos del tiempo total [39].

A Salinas^[39] presenta las curvas de enfriamiento en aire y en agua obtenidas a partir del modelo por elemento finito y las compara con las curvas de temperatura en el tiempo obtenidas experimentalmente.

Además, en estas mismas gráficas se presentan los valores de h obtenidos mediante el método inverso presentado en la Figura 27. En la Figura 29, se presenta una comparación de las curvas de temperatura en el tiempo obtenidas de forma experimental y numérica para el enfriamiento en aire ^[39]. Estas curvas fueron obtenidas en el modelo numérico, para los dos nodos representados por la posición de los termopares en el ensayo experimental (6.35 mm y 12.7 mm desde la superficie). Además, en esta misma gráfica se presenta la curva obtenida mediante el software PROCAST V.2008 del coeficiente de transferencia de calor. Se puede apreciar prácticamente un solapamiento entre ambas curvas de temperatura, así como la tendencia descendente de la curva del coeficiente de transferencia de calor. En la Figura 30 se presenta esta misma comparación, pero para el caso del enfriamiento en agua, y solo se presentan las curvas para el nodo representado en la posición a 12.7 mm desde la superficie de la probeta (ver Figura 25), tanto en el modelo numérico como experimental. Además, se presenta la curva obtenida para el coeficiente de transferencia de calor por convección para el enfriamiento en agua. Al igual que en el caso del enfriamiento en aire, aquí también el grado de coincidencia de la curva experimental y numérica es bastante alto, aunque durante los primeros 13 segundos el comportamiento del valor de h es ascendente, y posteriormente hasta el final del enfriamiento cae sostenidamente junto con la temperatura hasta un valor de $2000 \text{ W/m}^2\text{C}$ ^[39].

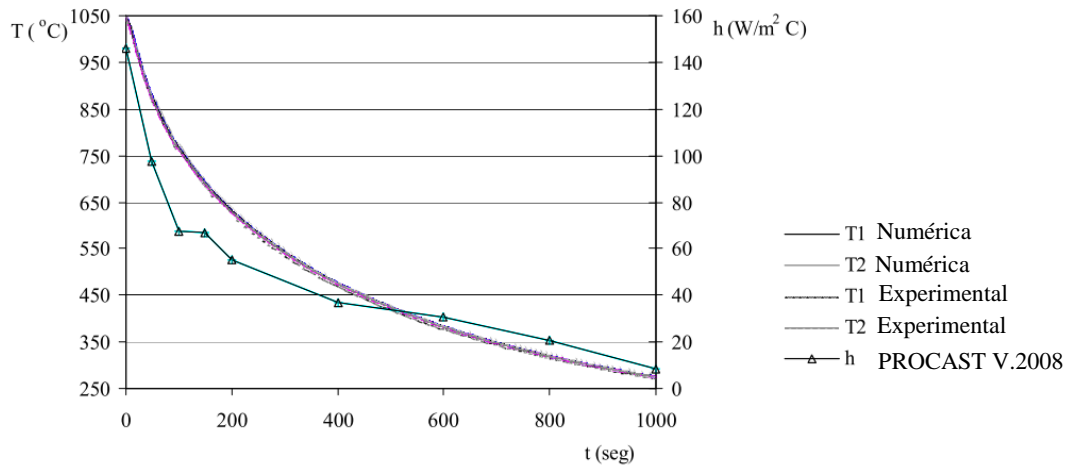


Figura 29. Curvas experimentales de enfriamiento en aire ($T1_{\text{experimental}}$ y $T2_{\text{experimental}}$) y curvas numéricas ($T1_{\text{numérica}}$ y $T2_{\text{numérica}}$) para los diferentes valores de h obtenidos en PROCAST V.2008 [39].

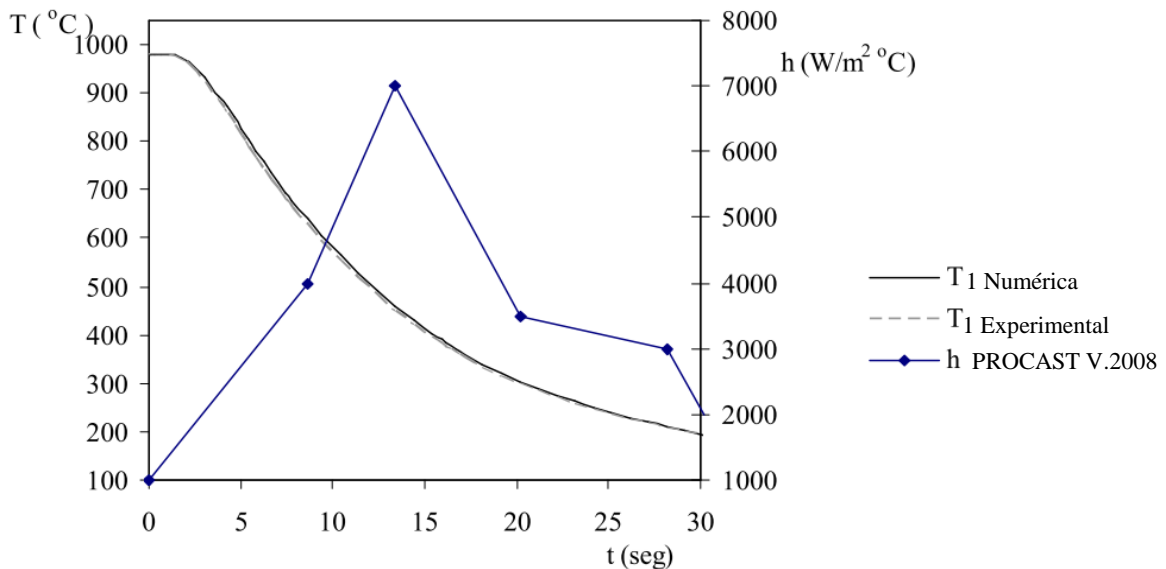


Figura 30. Curva experimental de enfriamiento en agua ($T1_{\text{experimental}}$) y curva numérica ($T1_{\text{numérica}}$) para los diferentes valores de h obtenidos por el método inverso [39].

Del trabajo de Salinas^[39] se puede concluir, que aunque si es verdad, que la transferencia de calor, juega un rol importante en fenómenos que involucren cargas térmicas, es importante hacer la estimación del coeficiente de transferencia de calor a partir de las condiciones experimentales iniciales. En otras palabras, hacer la estimación del coeficiente de transferencia de calor de manera numérica en base a la historia térmica medida experimentalmente en un componente, limita de alguna forma la robustez y generalidad del modelo que se proponga, debido a que si por algún motivo, no se consta con esta historia térmica experimental, pues ya no se podría obtener el coeficiente de transferencia de calor y, por tanto, el perfil de temperaturas de forma numérica. Para el caso específico que analizó Salinas^[39], esta estimación es precisa, y precisamente de ahí

el resultado comparativo entre ambos perfiles de temperaturas (numérico y experimental). Ya que, si se define como entrada en las condiciones de frontera, las temperaturas ya medidas en la probeta, y el coeficiente de transferencia de calor en el tiempo para este mismo perfil de temperaturas, pues obviamente, el software va a hacer uso de las ecuaciones diferenciales que gobiernan la transferencia de calor por convección, y lo va a resolver de forma precisa respecto a los resultados experimentales. La realidad es que se está resolviendo la misma variable (temperatura), que se le está ingresando como condición de frontera al modelo. Como mencioné, esta metodología para un caso específico, si funciona, pero la idea es que el modelo resuelva el perfil de temperaturas en la probeta a partir de las condiciones de frontera iniciales, no de resultados de temperatura experimentales ya medidos. En ese sentido, uno de los objetivos en esta tesis es precisamente elaborar un modelo numérico con las condiciones iniciales de los ensayos experimentales de fatiga térmica, pero sin tener que depender de estos resultados experimentales, y que, aun así, sea capaz el modelo de predecir el perfil de temperaturas en la probeta de estudio con una buena correlación a los resultados experimentales que se obtengan.

Recientemente Norman y colaboradores^[24] han estado estudiando el crecimiento de grieta en un ensayo de fatiga térmica “convencional” bajo condiciones de restricción “externas” en fase (IP) y fuera de fase (OP) para una superaleación en base níquel (RR1000). Esta aleación es utilizada principalmente en las secciones calientes de motores aeronáuticos rotativos debido a sus excelentes propiedades mecánicas a elevadas temperaturas. El objetivo principal de esta investigación fue identificar las principales diferencias en el crecimiento de grieta para ambas condiciones de fatiga térmica.

Utilizaron probetas cilíndricas con entalla en “V” previamente pre-agrietadas en un procedimiento previo a esta investigación, ver Figura 31^[24]. Estos ensayos fueron realizados en base a la norma *ASTM E 2368-04 Standard Practice for Strain Controlled Thermomechanical Fatigue Testing*^[30], la cual contiene en sí el procedimiento para la realización de pruebas de fatiga térmica “convencionales”.

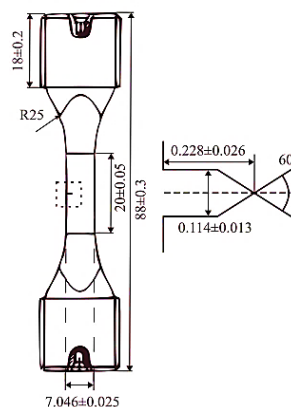


Figura 31. Probeta con entalla en “V” y pre-grieta utilizada para los ensayos de fatiga térmica “convencionales” [24].

Norman^[24] presenta resultados relacionados al efecto de cierre de grieta, específicamente en la Figura 32 a) reporta resultados obtenidos al usar dos métodos para evaluar el grado de cierre de la grieta ^[24]. El primero de los métodos es a partir del desplazamiento de apertura en la punta de la grieta (CTOD por sus siglas en inglés) medido usando correlación digital de imágenes (DIC por sus siglas en inglés). El CTOD se graficó en función del esfuerzo para un ciclo en la condición fuera de fase (OP) y en fase (IP) para un tamaño de grieta aproximado de 3 mm en ambos casos. El coeficiente de asimetría de la carga (R), es el cociente entre el esfuerzo mínimo y el esfuerzo máximo, $R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}}$.

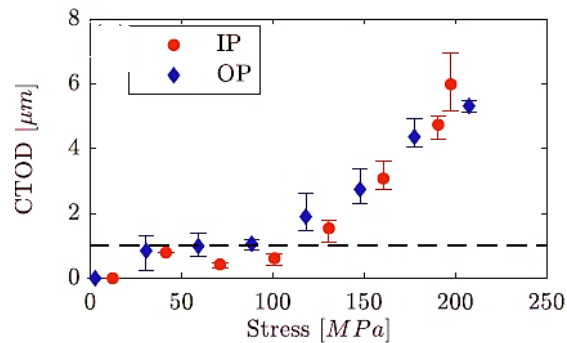


Figura 32. Desplazamiento de apertura en la punta de la grieta (CTOD) en función del esfuerzo aplicado para un ciclo en la condición en fase (IP) y fuera de fase (OP) a una longitud de grieta de 3 mm en ambos casos. Los parámetros de la prueba fueron, Temperatura: 400-750 °C, R=0 y $\sigma_{max} = 210 MPa$ [24].

Norman^[24] reporta que la diferencia entre el crecimiento de grieta por fatiga en ambas condiciones (IP, OP) se explica por las diferentes condiciones mecánicas en la región alrededor de la punta de la grieta a escala macro y micro. Esto fue verificado en base a correlación digital de imágenes (DIC por sus siglas en inglés) y un análisis por elemento finito del campo de deformación mecánica en la punta de la grieta. Este análisis demostró que la condición (IP) conduce a una mayor deformación mecánica y apertura en la punta de la grieta. En la Figura 33 se presentan los resultados que lo demuestran, en donde se grafica el CTOD en función del tamaño de grieta, los marcadores representan los valores de CTOD medidos experimentalmente mediante la técnica DIC, mientras que las líneas discontinuas representan los valores de CTOD obtenidos del modelo numérico ^[24]. Se puede apreciar como en la condición IP se presenta un mayor desplazamiento de apertura en la punta de la grieta mientras va aumentando el tamaño de la grieta.

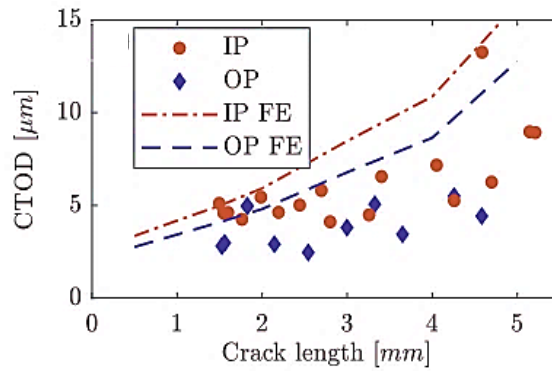


Figura 33. Desplazamiento de apertura en la punta de la grieta (CTOD) en función de la longitud de grieta medida mediante la técnica DIC y la obtenida mediante el modelo numérico [24].

Norman^[24] también concluye que la velocidad de crecimiento de grieta (da/dN) en ambas condiciones (IP, OP) está dominada por la cantidad de deformación y apertura que existe en la punta de la grieta. En la Figura 34 se presenta una gráfica para la velocidad de crecimiento de grieta normalizada en función del desplazamiento de apertura en la punta de la grieta (CTOD). Se puede apreciar como a medida que aumenta el CTOD, y por ende la deformación, aumenta la velocidad de crecimiento de la grieta ^[24]. Estas velocidades de crecimiento de grieta fueron mayores para la condición IP que para la condición OP.

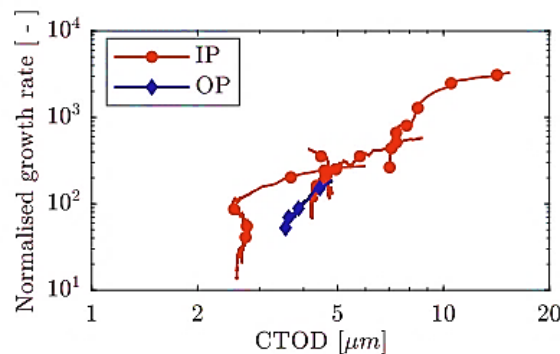


Figura 34. Velocidad de crecimiento de grieta (da/dN) en función del desplazamiento de apertura en la punta de la grieta (CTOD) medido usando DIC. Parámetros de la prueba. $T_{máx}$: 750 °C, $T_{mín}$: 400 °C, $R=0$ y $\sigma_{máx} = 210$ MPa [24].

La Figura 35 a)-b) muestra el campo de deformación mecánica en el frente de grieta medido por la técnica DIC para un valor de esfuerzo máximo aplicado de 210 MPa para 1 ciclo térmico IP y OP y una longitud de grieta de 3 mm. En la Figura 35 c)-d), se presenta el campo de deformación mecánica en el frente de grieta obtenido por el modelo de elemento finito ^[24]. Se observa una apariencia similar en el campo de deformaciones mecánicas del modelo de elemento finito con el campo de deformaciones medido por la técnica DIC, así como una pequeña diferencia entre la

condición IP y OP. A pesar de que las diferencias son pequeñas, la condición IP presenta valores de deformación mecánica más elevados en la región alrededor de la punta de la grieta. En la Figuras 35 c)-d), el color gris representa una deformación por encima del límite máximo definido (color rojo).

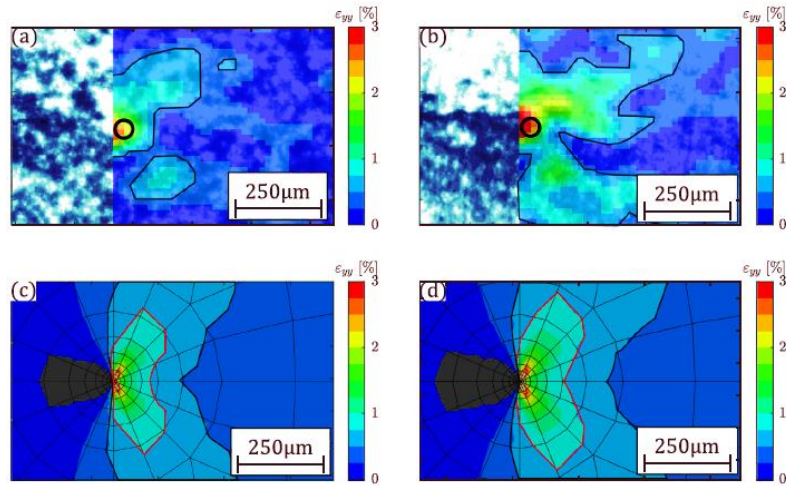


Figura 35. Campo de deformaciones mecánicas en la dirección longitudinal medido usando DIC en un ciclo a) Fuera de fase (OP), b) En fase (IP), así como el campo de deformaciones obtenido en el análisis por elemento finito c) y d) para la condición fuera de fase (OP) y en fase (IP) respectivamente. Los parámetros de la prueba fueron, Temperatura: 400-750 °C, R=0 y $\sigma_{m\acute{a}x} = 210 \text{ MPa}$. En a) y b), el campo de deformación mecánica al valor de máximo esfuerzo y promediado durante los tres ciclos posteriores durante el movimiento de la punta de la grieta, marcada con el círculo negro [24].

En general el trabajo de Norman^[24] tiene relevancia para la presente investigación desde el punto de vista numérico sobre todo, ya que en este trabajo también se desarrolló un modelo numérico considerando una grieta inicial, y a partir de las condiciones experimentales poder determinar el perfil de temperaturas, deformación y esfuerzos en la probeta en general y más específico en la región cercana a la punta de la grieta. Aunque desde el punto de vista experimental nos permite entender un poco más como se realizan los ensayos de fatiga térmica ``convencionales'', pero no es objetivo de esta investigación realizar un ensayo de este tipo, más bien nuestra investigación está orientada a ensayos experimentales de fatiga térmica ``no convencionales''. La determinación del estado de deformaciones y esfuerzos en una probeta con una grieta inicial, nos permitirá estimar la vida a la fatiga de un componente agrietado en base a alguno de los enfoques de vida a la fatiga anteriormente presentados en la sección 1.5.1.

CAPÍTULO 2. MODELOS COMPUTACIONALES PARA FATIGA TÉRMICA

En el presente capítulo se presenta en la sección 2.1 la solución analítica para el caso de una barra unidimensional en condiciones de libre expansión y con restricción fija respectivamente. Además, en la sección 2.2 se presenta un modelo numérico unidimensional en ABAQUS™ con el objetivo de comparar las deformaciones y esfuerzos obtenidos en el modelo numérico con los determinados en la solución analítica. Posteriormente, en la sección 2.3 se presentan los modelos en 3D para ensayos de fatiga térmica, en donde se analizan distintas condiciones (estructurales) de restricción de la geometría de estudio (probeta CT) para determinar la condición más severa en cuanto al esfuerzo, información muy importante para poder desarrollar un herramental a utilizar en las pruebas experimentales que es parte del objetivo específico número 2. También se analizan distintas condiciones (térmicas), con el objetivo de obtener el perfil de temperaturas en la probeta. Finalmente, en la sección 2.4 se describen diferentes métodos para determinar la vida a la fatiga para las condiciones experimentales del ensayo de fatiga térmica.

2.1. Método analítico (barra unidimensional)

Para el cálculo de las deformaciones y esfuerzos térmicos de forma analítica, se analizó una barra unidimensional. En función de las condiciones de restricción impuestas, las deformaciones y esfuerzos térmicos serán diferentes. A continuación, se presenta la metodología para determinar las deformaciones térmicas en la barra, así como los esfuerzos de origen térmico resultantes

A partir de algunos datos del material, dimensionales y condiciones de frontera ($L_{inicial}$, $T_{inicial}$, T_{final}), se determina el incremento de temperatura (ΔT). En la Figura 36 a) se presenta un esquema de análisis para una barra sin restricción sujeta a un incremento de temperatura, en la Figura 36 b) se presenta este mismo esquema de análisis para el caso con una restricción en ambos extremos y en la Figura 36 c) se muestra el esquema de análisis para el caso de restricción en uno de los extremos.

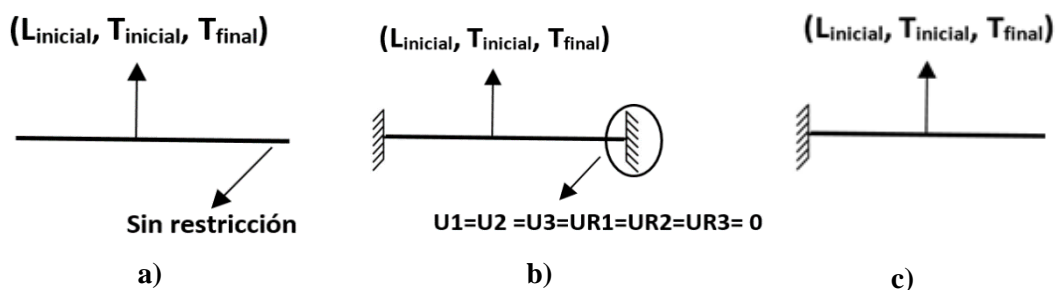


Figura 36. Esquema de análisis para el caso de una barra sometida a un cambio de temperatura. a) Sin restricción: La barra está libre de expandir, b) Con restricción en ambos extremos, c) Con restricción en un extremo.

El incremento de temperatura se determina mediante la Ec. (2.1).

$$\Delta T = (T_{\text{final}} - T_{\text{inicial}}) \quad (2.1)$$

Retomando la metodología presentada en la sección 1.3 para determinar la deformación en la condición sin restricción, se elimina el primer término de la Ec. (1.7), ya que, al no haber restricción, la deformación en el componente está dada solamente por la deformación térmica a causa del incremento de temperatura y el coeficiente lineal de expansión térmica como se muestra en la Ec. (2.2)

$$\varepsilon_t = \frac{\sigma}{E} + \alpha \Delta T$$

$$\varepsilon_t = \alpha \Delta T \quad (2.2)$$

Donde:

ε_t = Deformación total, adimensional

α = Coeficiente lineal de expansión térmica diferencial, $^{\circ}\text{C}^{-1}$

ΔT = Diferencia de temperaturas final e inicial en la barra, $^{\circ}\text{C}$

σ = Esfuerzo, MPa

E = Módulo de elasticidad, MPa

Para el caso de la condición en donde existe una restricción en ambos extremos de las barras, se calculan los incrementos de temperatura de la misma forma que en la condición anterior. Para el caso de la deformación, se utiliza la misma Ec. (1.7), solo que como la barra está restringida, la deformación total (ε_t) es 0, por lo que simplificando la Ec. (1.7), resulta que la deformación térmica es igual a la deformación mecánica (ε_m) en magnitud pero en sentido contrario como se presenta en la Ec. (2.3), y despejando el esfuerzo (σ) en función del módulo de elasticidad (E), el coeficiente lineal de expansión térmica diferencial (α) y el incremento de temperatura (ΔT), se obtiene la Ec. (2.4) para el esfuerzo térmico en el caso de una condición de restricción fija.

$$\varepsilon_t = \frac{\sigma}{E} + \alpha\Delta T$$

$$\frac{\sigma}{E} = -\alpha\Delta T \quad (2.3)$$

$$\sigma = -E\alpha\Delta T \quad (2.4)$$

En la Tabla 6 se presentan los datos iniciales utilizados para el cálculo de las deformaciones en la barra, así como algunas propiedades del material. Estos datos son los mismos para las tres condiciones de restricción.

Tabla 6. Datos iniciales para el cálculo analítico.

Datos iniciales	
$T_{inicial}, ^\circ\text{C}$	25
$T_{final}, ^\circ\text{C}$	100
$L_{inicial}, \text{mm}$	25.2
$\alpha, ^\circ\text{C}^{-1}$	2.34×10^{-5}
E, MPa	68900

Siguiendo la metodología anterior, primeramente, se calculó la diferencia de temperatura en la barra.

$$\Delta T = (T_{final} - T_{inicial}) = (100 - 25) ^\circ\text{C} = 75 ^\circ\text{C}$$

Posteriormente a partir de las longitudes iniciales de las barras y las diferencias de temperaturas, se calculó la deformación térmica para la condición sin restricción.

$$\varepsilon_{th} = \alpha \Delta T = 2.34 \times 10^{-5} ^\circ\text{C}^{-1} * 75 ^\circ\text{C} = 0.001755$$

Para este caso, la deformación mecánica es 0, por lo que la deformación total (ε_t) es igual a la deformación térmica. Además, el esfuerzo también es 0 como se pudo ver en la Ec. (2.2), además de que, al no existir restricción, la barra puede expandir o contraer libremente. De igual forma para el caso en donde la restricción es en un solo extremo, también se cumple lo anterior, ya que mientras la barra tenga un extremo libre por donde expandir, lo hará, y por tanto no se generarán

esfuerzos a pesar de que un extremo esté restringido, así mismo la deformación será en el sentido de donde esté libre para expandir.

Para el caso donde si existe una restricción fija en ambos extremos de la barra, la deformación térmica es exactamente igual que para los casos anteriores. La diferencia es que al estar restringida la barra en ambos extremos, el cambio en longitud respecto a la longitud inicial ($\varepsilon_t = \frac{\Delta L}{L}$) es 0. Por lo que la deformación mecánica es igual a la deformación térmica, pero en sentido contrario.

$$\varepsilon_m = \frac{\sigma}{E}$$

De acuerdo a la Ec. (2.3):

$$\frac{\sigma}{E} = -\alpha\Delta T$$

Por lo tanto:

$$\varepsilon_m = -\varepsilon_{th} = -\alpha\Delta T = -0.001755$$

Y el esfuerzo de origen térmico se determina como sigue:

$$\sigma = -E \varepsilon_m = -68900 \text{ MPa} * 0.001755 = -120.91 \text{ MPa}$$

2.2. Modelo computacional (barra unidimensional)

El caso que se analizó fue basado en algunos ejemplos típicos en la literatura acerca de tuberías, barras o vigas sujeta a expansión [41, 42]. Se elaboró un modelo numérico en ABAQUS™ para la barra cuando está restringida y cuando está libre de expandir, con el objetivo de compararlo posteriormente con la solución analítica (sección 2.1.2). A continuación, se describen las principales etapas del modelo computacional.

Geometría y material

El modelo computacional en ABAQUS™ en general se elaboró en un espacio de modelado 2D Plano de tipo deformable y con una forma tipo "alambre" o wire en inglés, la sección transversal fue del tipo "entramado" o Truss en inglés, las cuales solo pueden soportar esfuerzos a tensión o compresión, ver Figura 37. A esta geometría se le asignaron algunas propiedades del Al 6063-T5 como son el módulo de elasticidad y el coeficiente lineal de expansión térmica diferencial. Estas propiedades se muestran en la Tabla 7. Cabe aclarar que, en la mayoría de los softwares comerciales de análisis por elemento finito, el ingeniero debe ser el responsable de ser consistente con las unidades de medida, puesto que estos softwares no manejan unidades de medida.

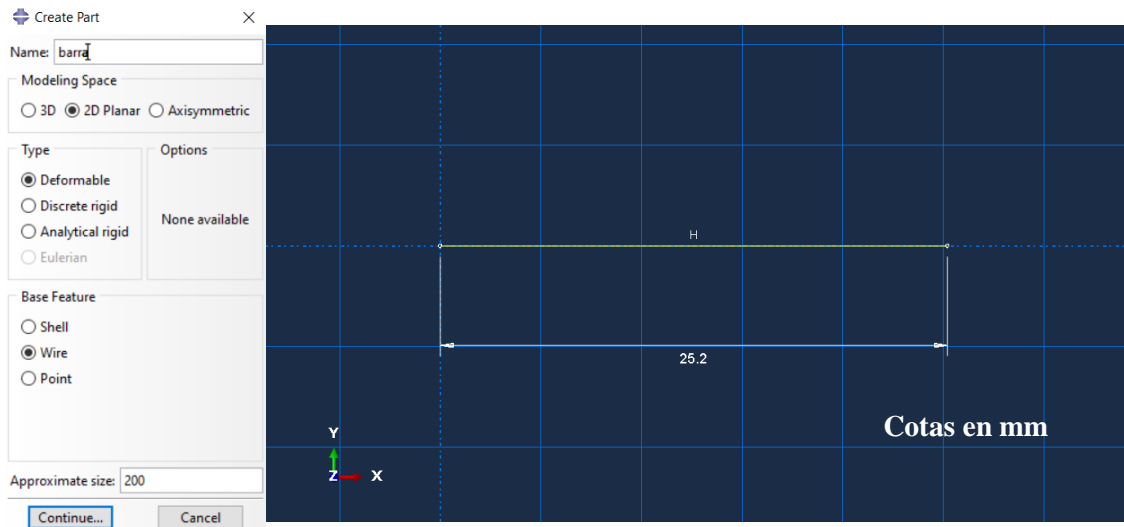


Figura 37. Modelado geométrico de la barra.

Tabla 7. Propiedades nominales del aluminio 6063-T5 en función de la temperatura utilizadas para el análisis de expansión térmica [42].

Temperatura	Coefficiente expansión térmica diferencial	Módulo de elasticidad
°C	$\times 10^{-5} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$	GPa
25	2.34	68.9
100	2.34	-
200	2.45	-
300	2.56	-

Discretización geométrica

La resolución del modelo computacional se realizó mediante el método de elemento finito. Para esto, se dividió la geometría en nodos y elementos, generando así una malla, este proceso se conoce como discretización del dominio ^[43]. En este caso, se dividió la geometría de la barra inicialmente en 1 elemento tipo entramado, T2D3, con la característica de tener 3 nodos y orden cuadrático, ver Figura 38.

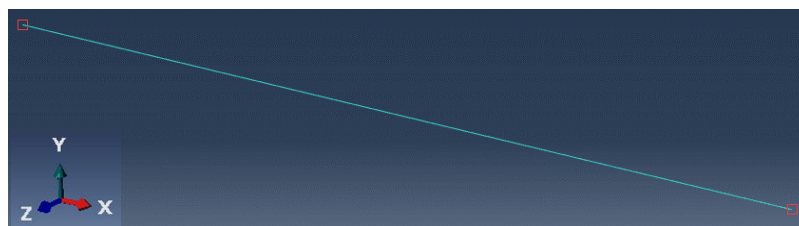


Figura 38. Discretización geométrica de la barra, para la malla de 1 elemento.

Simulación del proceso y condiciones de frontera

Para la simulación del proceso de cambio de temperatura de la barra a causa de un incremento de temperatura, se seleccionó un análisis estático general, por lo cual el tiempo no cobra relevancia. Este análisis consta de dos pasos o etapas principales. La etapa inicial, en donde se definen las condiciones iniciales en la barra, en este caso se define una temperatura inicial en toda la barra, y no se aplica ninguna condición de restricción mecánica, ya que la barra de acuerdo al método analítico está libre de expandir y contraer. El segundo paso consiste en un incremento de la temperatura en la barra, para esto se aplica una temperatura en toda la geometría de la barra como condición de frontera, por lo que la barra se deformará térmicamente de acuerdo a este cambio de temperatura y el coeficiente lineal de expansión térmica.

En el caso de la barra cuando está restringida de expandir y contraer, se elaboró un modelo con las mismas condiciones y pasos de análisis que para el caso sin restricción, con la única diferencia que, en las condiciones de frontera, se agrega una condición externa de restricción en ambos extremos de la barra. Esto con el objetivo de impedir la libre expansión de las barras una vez se aplica el cambio de temperatura y así ha sido analizado por algunos autores [4, 24, 28, 45, 46 y 47] entre otros. En la Figura 39 a)-c), se muestran las condiciones de frontera para los tres casos, sin restricción y con restricción en ambos extremos y con restricción en un extremo.

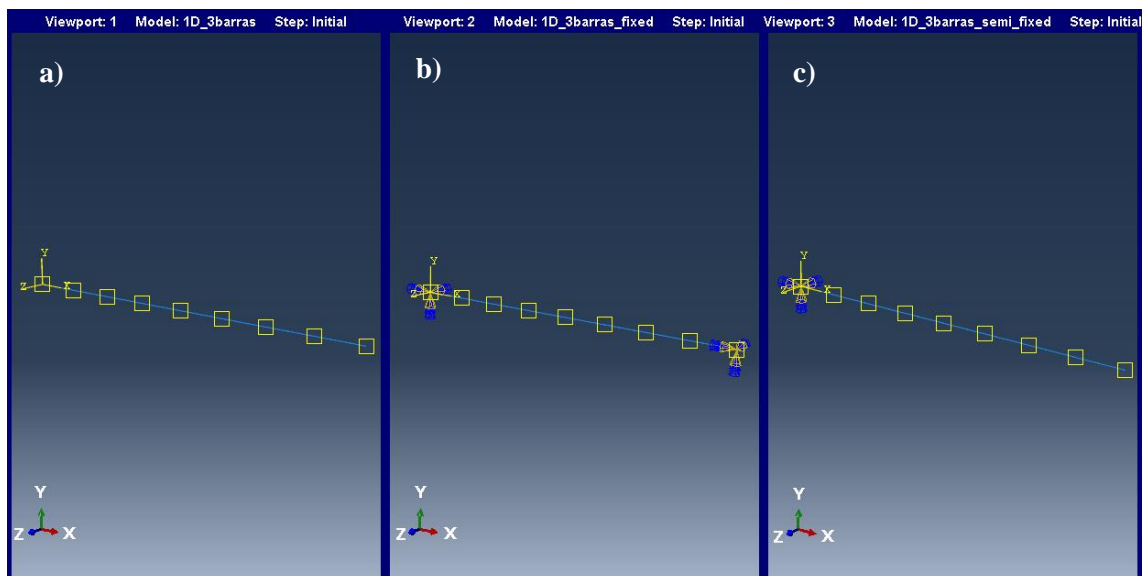


Figura 39. Condiciones de frontera para la barra unidimensional: a) Barra en la condición: sin restricción, b) Barra en la condición: con restricción en ambos extremos, c) Barra en la condición: restricción en un extremo.

En la Figura 40 se muestran los resultados del modelo para la condición: sin restricción, en donde se aprecia el mapa de colores para la deformación térmica, mecánica, total y el esfuerzo (ε_{th} , ε_m , ε_t , σ). Todos estos resultados son determinados para la dirección normal al eje ``x´´. Debido a que este es el caso sin restricción o libre expansión, se observa que la única deformación que está presente en la barra producto del cambio de temperatura, es la deformación térmica, que al mismo tiempo será igual a la deformación total (0.001755), ya que no existe restricción alguna o fuerza que genere una deformación mecánica. Respecto al esfuerzo, antes y posterior al cambio de temperatura no existe esfuerzo, ya que no existe en la barra ninguna restricción ``externa´´ o ``interna´´ que lo genere, y coincide con lo presentado en la sección 1.1, 1.2 y 1.3. Estos resultados coinciden exactamente con los obtenidos en la solución analítica.

Por otro lado, en la Figura 41 se presentan los resultados para la condición: con restricción en ambos extremos de la barra, en donde se muestra el mapa de colores de igual forma para la deformación térmica, mecánica, total y el esfuerzo (ε_{th} , ε_m , ε_t , σ) en la dirección normal al eje ``x´´. Al contrario del caso anterior, para esta condición si se observan valores de deformación térmica y mecánica, más sin embargo el valor de la deformación total (ε_t) es 0, producto a la restricción fija en los extremos de la barra. Esta condición causa que, al intentar expandir la barra, se genere una deformación mecánica ($\varepsilon_m = -0.001755$) en sentido contrario a la expansión y de igual magnitud a la deformación térmica. Por lo que la deformación total y la cual es la que se hace visible físicamente a nivel macro, es 0. Al mismo tiempo, esta restricción causa una fuerza (P) al momento de intentar expandir la barra, que al multiplicarla por el área transversal de la sección (A), genera un esfuerzo a compresión ($\sigma = -120.91$ MPa), que independientemente de la longitud de la barra, el esfuerzo es constante. Estos resultados también coinciden con los obtenidos en la solución analítica.

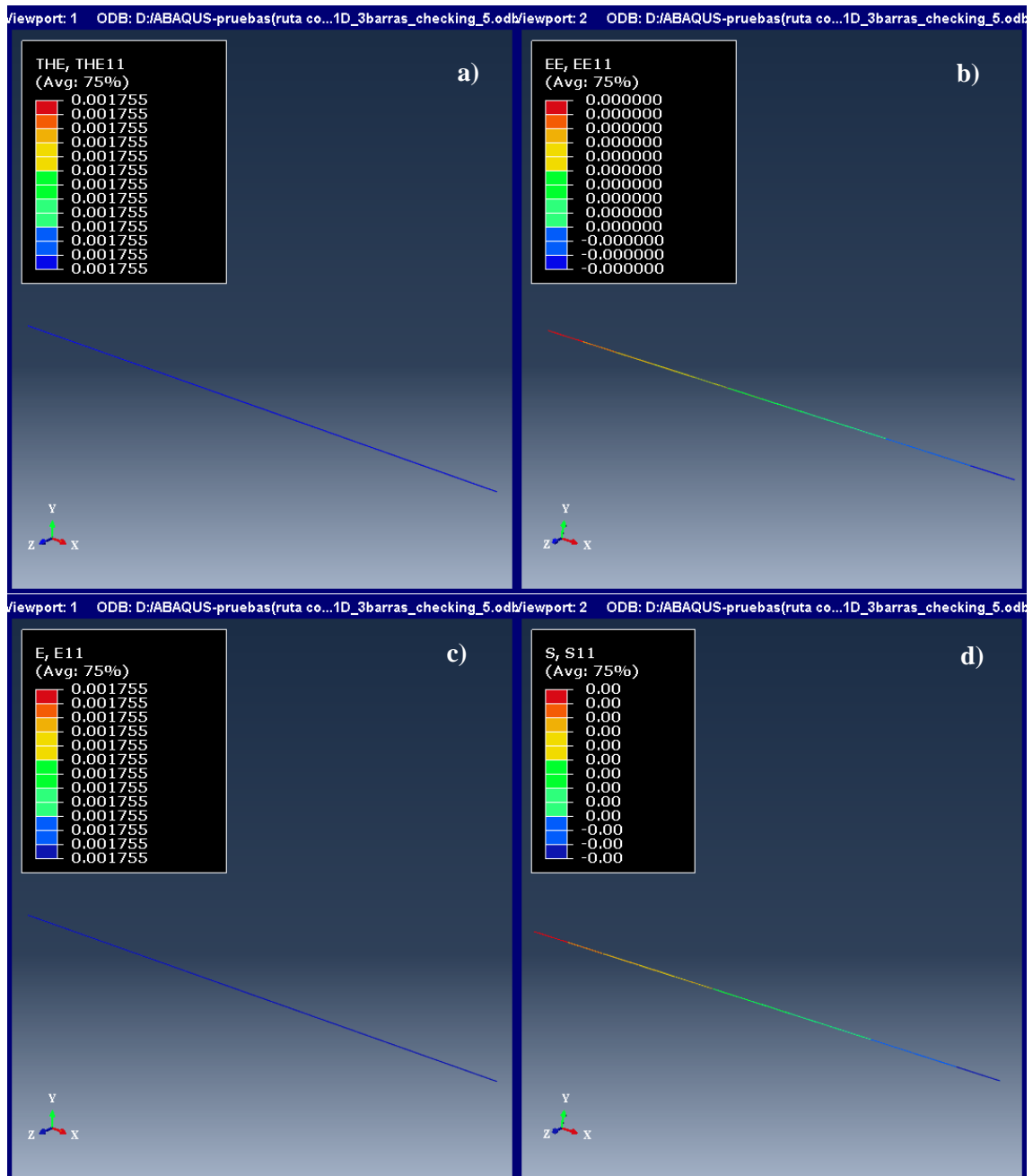


Figura 40. Mapa de colores del modelo de la barra unidimensional sin restricción luego del cambio de temperatura: a) Deformación térmica, b) Deformación mecánica, c) Deformación total, d) Esfuerzo normal a la dirección x .

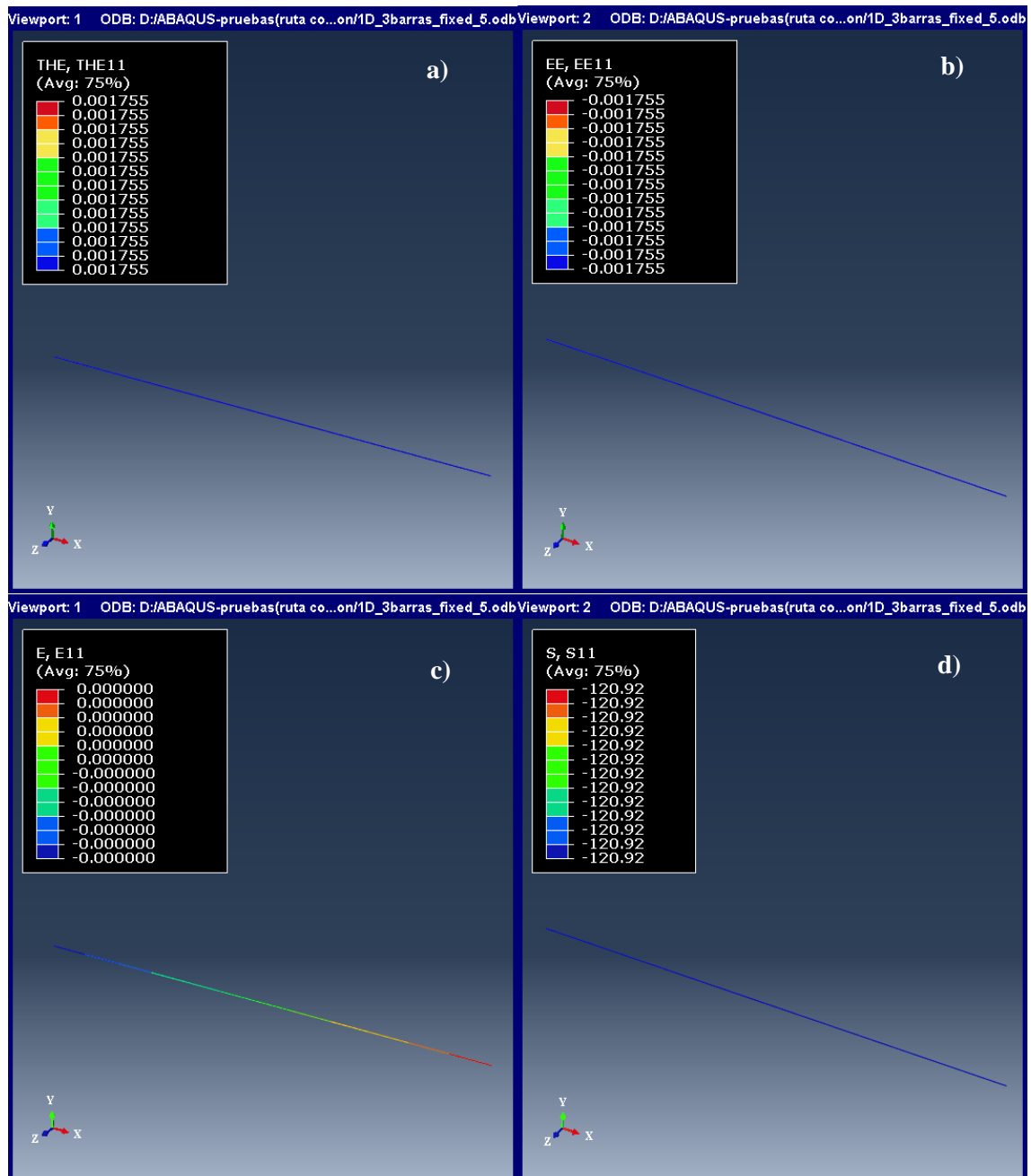


Figura 41. Mapa de colores del modelo de la barra unidimensional con restricción en ambos extremos luego del cambio de temperatura: a) Deformación térmica, b) Deformación mecánica, c) Deformación total, d) Esfuerzo normal a la dirección "x".

De los resultados presentados en las Figuras 40 y 41 se puede validar lo que plantea la teoría, o sea, el hecho de que exista una deformación térmica a causa de un ΔT , no significa que se vaya a presentar un esfuerzo térmico en el material. En este caso que el coeficiente lineal de expansión térmica es homogéneo y no hay gradientes de temperatura, entonces se necesita de una restricción externa, y en el caso específico en ambos extremos de la barra para que se genere una deformación mecánica en sentido opuesto a la térmica. Esta a su vez se multiplica por el módulo de elasticidad

para obtener el esfuerzo térmico en el componente. Cabe mencionar que para la condición con restricción externa en ambos extremos con un $\Delta T = 75\text{ }^{\circ}\text{C}$, el esfuerzo que se genera es de 120.91 MPa a compresión, el cual es menor que el esfuerzo de cedencia del material (145 MPa), por lo que el ΔT que se requiere para obtener un esfuerzo igual o mayor al de cedencia es de aproximadamente $90\text{ }^{\circ}\text{C}$. Este último punto será tomado en cuenta posteriormente para la discusión de los resultados experimentales. A pesar de que este es un caso relativamente sencillo en lo que a fatiga térmica se refiere, es la base para entender el origen de los esfuerzos térmicos y del daño por fatiga térmica en otros componentes de geometría más complicada. Este principio se aplicó a la geometría objeto de estudio (probeta CT), cuyo modelo numérico y resultados se presentan en la siguiente sección.

2.3. Modelos en 3D (Probeta CT) para ensayos de fatiga térmica

En esta sección se presentan los modelos computacionales en ABAQUSTM para analizar la fatiga térmica producto de esfuerzos térmicos generados a causa de ciclos de temperatura y restricciones en el material. En función de las condiciones de restricción, cargas, geometría, material se definieron los modelos. Primero, se describen los modelos computacionales para en un principio ayudar a definir el modo de restricción más severo en la probeta en cuanto al esfuerzo, lo cual va a favorecer que se tengan esfuerzos térmicos en el material. Una vez definido el modo de restricción, se presentan los modelos computacionales para este modo de restricción, solo que ahora para definir distintas posibilidades de ciclos térmicos para aplicar en las pruebas experimentales.

2.3.1. Modelo computacional para distintas condiciones de restricción (Sin Restricción, Restricción en orificio, Restricción en orificio y pre-carga)

A continuación, en esta sección se presentan las características comunes a todos los modelos computacionales, y posteriormente se dan los detalles específicos de cada uno, por lo que estas características generales ya no se mencionarán en los modelos posteriores.

La geometría utilizada corresponde a una probeta CT (Compact Tension-Specimen por sus siglas en inglés), utilizada para pruebas de fatiga y mecánica de la fractura, la cual tiene una entalla en “V” que funciona como concentrador de esfuerzos en cargas cíclicas. Adicionalmente, se consideró la presencia de una grieta al final de la entalla en la probeta CT en los modelos computacionales. La longitud de la grieta medida a partir de la entalla fue de 2 mm. Sin embargo, la medición en este tipo de probeta se define de forma estándar desde el centro de los orificios de sujeción, por lo que la longitud nominal de la grieta (a) fue de 18.2 mm. La Probeta CT fue modelada como un sólido deformable en 3D para considerar el efecto del espesor en el frente de la grieta y presenta simetría geométrica respecto al plano XZ, ya que desde la punta de la entalla

en la dirección normal al eje ``y'', la geometría es igual. Además, también debido a esta simetría en la geometría, las cargas que se apliquen (temperatura, pre-carga en el orificio), serán simétricas también, por lo que solo se modeló la mitad de la geometría. Esta consideración reduce los tiempos de solución del modelo respecto a si se modela toda la geometría. En la Figura 42 se presenta la geometría de la probeta modelada con simetría, además de las dimensiones principales.

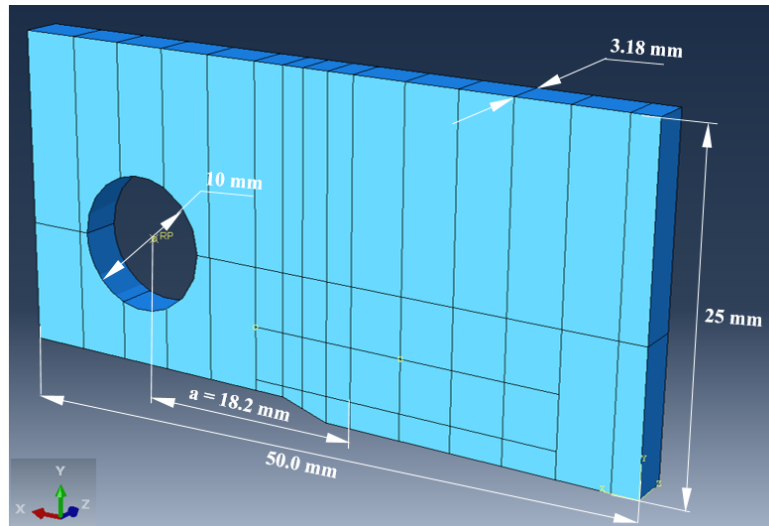


Figura 42. Geometría y dimensiones de la Probeta CT.

Para estos modelos computacionales, el tipo de análisis que se va a hacer es térmico-estructural totalmente acoplado, esto significa que los desplazamientos nodales dependen de las temperaturas nodales y viceversa, por lo que en un mismo análisis obtenemos los desplazamientos, temperaturas, deformaciones, esfuerzos etc. Para este análisis se definió la opción de que fuera transiente, debido a que se requiere determinar la temperaturas, desplazamientos, deformaciones y esfuerzos en el tiempo. En base a las características del análisis mencionadas se definieron las propiedades del material utilizado que se necesitan para la solución del modelo. Primero, en la Tabla 8 se presentan las propiedades termo-físicas del aluminio 6063-T5 en función de la temperatura, en donde la conductividad térmica y el coeficiente lineal de expansión térmica se hacen necesarios cuando el material expande y contrae por los cambios de temperatura y por la conducción de calor que se presenta dentro del material. En el caso del coeficiente de expansión térmica, ABAQUS™ utiliza la definición integral o promedio, o sea, el coeficiente de expansión está definido sobre un rango de temperaturas de referencias, pero también brinda la posibilidad de definir el coeficiente de expansión térmica como diferencial sobre un valor constante de temperatura de referencia, pero internamente el software hace la conversión de valores del coeficiente de expansión térmica diferencial a valores del coeficiente de expansión térmica integral, los valores que se utilizaron en estos modelos son en base a la definición diferencial del coeficiente de expansión térmica. La densidad y el calor específico se hacen necesarios al

momento de seleccionar un análisis transiente, ya que el calor transferido hacia la probeta en el tiempo es igual al incremento de energía en el tiempo, y este último es directamente proporcional al producto de la densidad por el calor específico y a la diferencia de temperaturas ^[43]. Segundo, en la Tabla 9 se presentan algunas propiedades mecánicas del aluminio 6063-T5 utilizadas para el análisis, específicamente para este análisis solo es necesario el módulo de elasticidad y el módulo de Poisson, ya que por el momento solo se considera el comportamiento elástico del material. Cabe aclarar que la mayoría de los softwares de elementos finito no manejan unidades de medida, por lo que es responsabilidad del usuario ser consistente con las unidades.

Tabla 8. Propiedades termo-físicas nominales del aluminio 6063-T5 en función de la temperatura [43].

Temperatura	Densidad	Conductividad térmica	Coef lineal de expansión térmica (diferencial)	Calor específico
°C	Kg m ⁻³	W m ⁻¹ °C ⁻¹	x 10 ⁻⁵ °C ⁻¹	J Kg ⁻¹ °C ⁻¹
25	2690	209	2.34	900
100	-	195	2.34	950
200	2675	203	2.45	980
300	2655	211	2.56	1020

Tabla 9. Propiedades mecánicas nominales del aluminio 6063-T5 [43].

Tratamiento Térmico	Módulo de elasticidad	Módulo de Poisson
-	GPa	adimensional
T5	68.9	0.33

Para la geometría de la probeta CT se hicieron tres mallados, en donde se definió un área rectangular alrededor de la grieta. Fuera de esta área la malla es similar para los tres mallados, en donde el tamaño de elemento utilizado fue de 1 mm, mientras que, dentro del área rectangular, los elementos utilizados tienen una relación de aspecto de 1:1 y el tamaño de elemento se varió desde 0.4, 0.2 hasta 0.1 mm para los mallados burdo, intermedio y fino respectivamente. El tipo de elemento utilizado para todos los mallados, tiene la característica de ser elementos sólidos hexaédricos de 20 nodos e integración reducida, con las variables de temperatura y desplazamiento como grado de libertad y de orden cuadrático (C3D20RT). El total de elementos en el área refinada fue de 3690, 14760 y 57960 para el mallado burdo, intermedio y fino respectivamente. En el espesor se definieron 6 elementos para los 3 mallados.

En la Figura 43 se presentan estos tres mallados utilizados para todos los modelos que se presentan a partir de aquí. Posteriormente se presentará un estudio de convergencia para cada modelo, en donde se obtendrá el esfuerzo en la dirección normal al eje ``y`` para un nodo a 0.8 mm desde la punta de la grieta y que se muestra también en esta misma figura (marcador circular rojo).

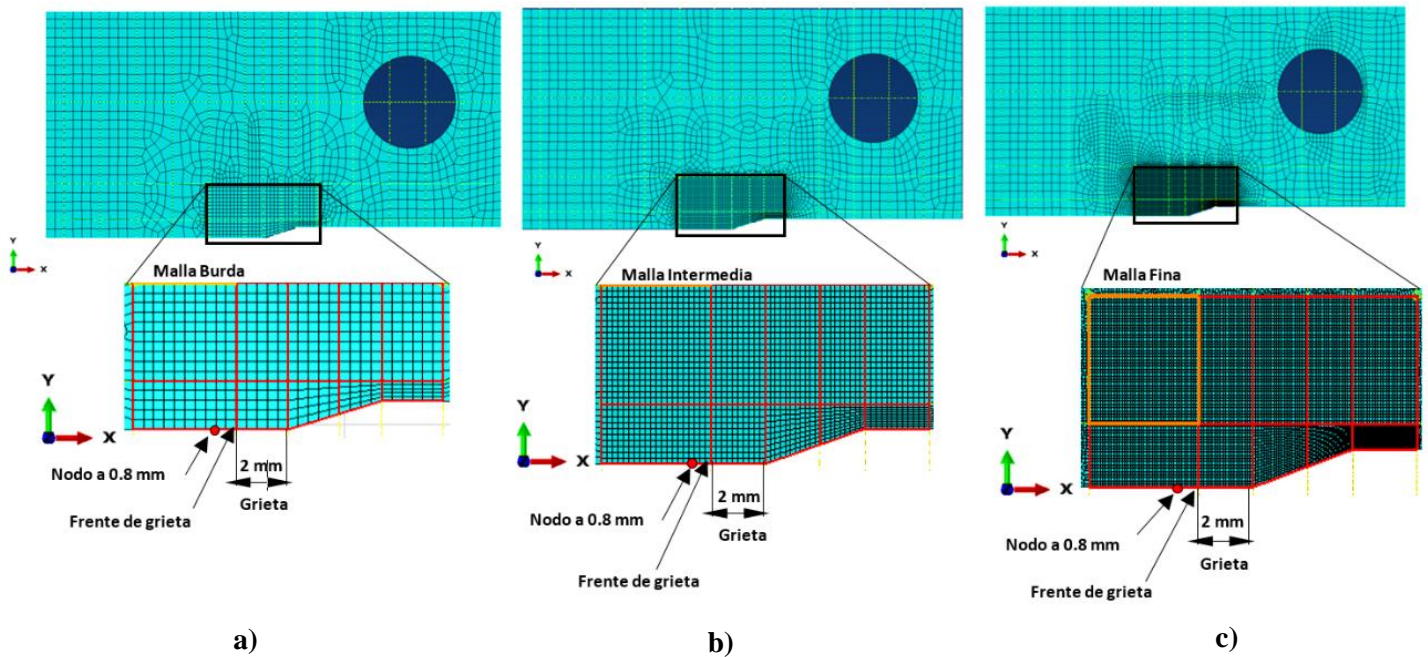


Figura 43. Mallado para la probeta CT. a) Malla burda (tamaño de elemento en el recuadro negro: 0.4 mm, b) Malla intermedia (tamaño de elemento en el recuadro negro: 0.2 mm, c) Malla fina (tamaño de elemento en el recuadro negro: 0.1 mm. Tamaño de elemento fuera del recuadro negro: 1 mm. Tipo de elemento: C3D20RT.

A continuación, se presentan las características específicas para las condiciones de restricción mencionadas al inicio de la sección. Para las tres condiciones de restricción se definió como carga principal un ciclo térmico, el cual consiste en aplicar una condición de convección para el calentamiento y otra para el enfriamiento en todas las superficies de la probeta CT, pero aplicados de forma “discreta”, o sea, esto es representativo de decir que la probeta CT está fija en el espacio, y una mufla se desplaza hacia esta hasta que toda la probeta queda dentro de la mufla, y posteriormente para el enfriamiento se aplica de igual forma, solo que en sentido contrario, es decir, la última sección de la probeta que se encuentra bajo condiciones de convección durante el calentamiento, es la primera en estar bajo condiciones de convección en el enfriamiento. Las características que definen la convección en el calentamiento y enfriamiento, son el coeficiente de transferencia de calor por convección (h) y la temperatura de sumidero (T_{sumidero}), que para el calentamiento es de $150\text{ }^{\circ}\text{C}$ y para el enfriamiento es de $25\text{ }^{\circ}\text{C}$, y el coeficiente de transferencia de calor se definió por el momento en un valor de $100\text{ W}/\text{m}^2\text{ }^{\circ}\text{C}$ tanto para el calentamiento como para el enfriamiento. Cabe aclarar que, por ahora, estos valores de h y T_{sumidero} no son totalmente representativos de las condiciones experimentales que se tendrán luego, por lo que por el momento se seleccionaron para obtener un perfil de temperaturas en la probeta CT y en base a esto definir cuál modo de restricción es más severo. El tiempo definido para el ciclo térmico completo fue de 10 segundos.

El primer modo de restricción (Sin restricción), de hecho, consiste en que no existe restricción en la probeta, o sea, esta está libre de expandir y contraer durante el ciclo térmico, por lo que solo se tiene la condición de simetría a partir de la punta de la grieta hasta el extremo opuesto al orificio en la dirección ``x``, además de la temperatura inicial en toda la probeta, ambas aplicadas en el paso de análisis inicial y posteriormente en los demás pasos de análisis, se mantiene la condición de simetría y se recalcula la temperatura inicial a partir de las condiciones de convección aplicadas en los pasos de análisis posteriores. El modo de restricción en orificio, consiste en aplicar una restricción ``externa`` de movimiento en el orificio de la probeta antes y durante todo el ciclo térmico, restringiendo todos los grados de libertad, además de la temperatura inicial y la condición de simetría, estas tres condiciones se mantienen luego durante los pasos de análisis de Calentamiento y Enfriamiento. El último modo de restricción (restricción en orificio y pre-carga) consiste en aplicar en el paso inicial una temperatura inicial, simetría y restricción en el orificio. Posteriormente en el paso de análisis (Pre-carga) se modifica la condición de restricción en la componente ``Uy``, definiendo un desplazamiento de 0.5 mm, y se mantiene la restricción de movimiento en las demás direcciones, así como se definen las condiciones de convección en los pasos de análisis Calentamiento y Enfriamiento. La palabra pre-carga viene dada porque debido al desplazamiento que se aplica en el orificio, se genera una deformación positiva en esta dirección y al estar restringida, esta deformación se considera como una pre-carga inicial antes de comenzar el ciclo térmico. En la Tabla 10 se resume la secuencia y período de tiempo de los pasos de análisis utilizados para los tres modelos correspondientes a cada condición de restricción (Sin restricción, Con restricción en orificio y Restricción en orificio y pre-carga). En la Figura 44 se muestra una representación de las condiciones de frontera para estos tres modos de restricción, así como flechas, etiquetas indicativas de la grieta y particiones a lo largo del eje ``x`` en la probeta CT para aplicar las condiciones de convección durante el calentamiento y enfriamiento.

Tabla 10. Secuencia de análisis en el módulo de pasos de análisis del modelo numérico.

Paso de análisis	Sin restricción	Con restricción en orificio	Restricción en orificio y pre-carga
Inicial	Temp inicial, Simetría (t= 0)	Temp inicial, Simetría, Restricción en orificio (t=0)	Temp inicial, Simetría, Restricción en orificio (t=0)
Pre-carga	—	—	Desplazamiento en orificio Uy = 0.5 mm (t= 1)
Calentamiento	t= 0.76 /partición, total 10	t=0.76 /partición, total 10	t=0.84 /partición, total 11
Enfriamiento	t= 0.76/partición, total 10	t= 0.76/partición, total 10	t=0.84/partición, total 11

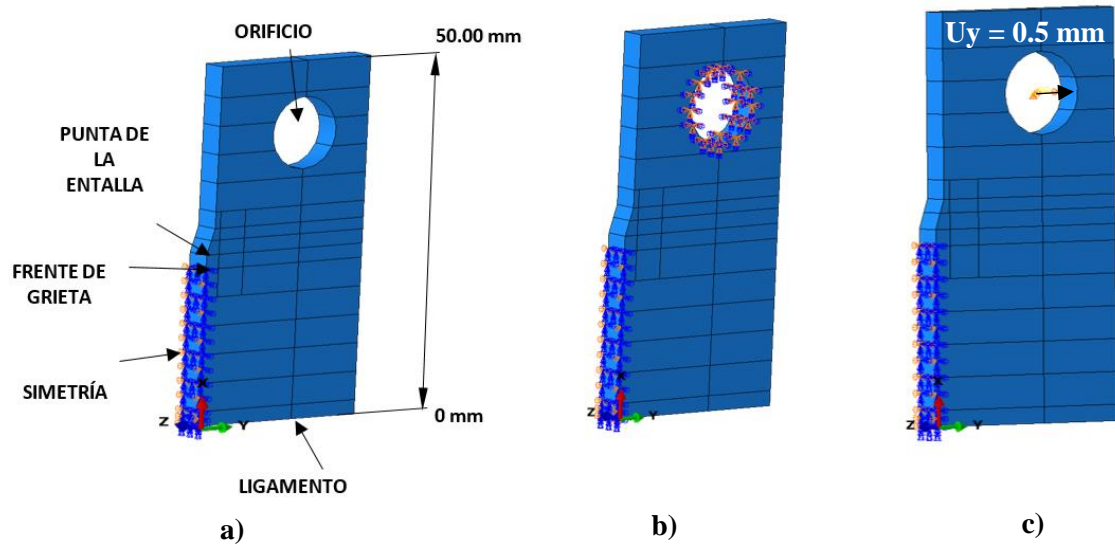


Figura 44. Condiciones de frontera y modo de restricción para la probeta CT. a) Sin restricción en orificio (la probeta está libre de expandir y contraer), b) Con restricción en orificio (la probeta tiene una restricción de desplazamiento en el orificio en todas las direcciones), c) Con restricción y pre-carga (a la probeta se le aplica un desplazamiento en el orificio y se mantiene la restricción en las demás direcciones).

A continuación, se presenta el análisis de convergencia para uno de los tres modos de restricción explicados anteriormente, específicamente para la condición (Con restricción en orificio y pre-carga), en donde se obtuvo el esfuerzo en la dirección normal al eje ``y'' al final de la condición de pre-carga, ya que fue el valor máximo. El esfuerzo fue la variable seleccionada para el análisis de convergencia ya que este a su vez está en función de la deformación que es la tasa de cambio del desplazamiento, por lo cual este análisis nos dirá que tan rápido cambia el esfuerzo en el nodo que se seleccione en cada refinamiento del mallado que se realice.

El esfuerzo se graficó para el nodo que se encuentra a 0.8 mm de la punta de la grieta. En la Figura 45 se presenta la gráfica de convergencia para el esfuerzo (S22) en función del tamaño de elemento en la zona refinada dentro del recuadro negro previamente mostrada en la Figura 43. El tamaño de elemento en esta zona fue de 0.4, 0.2 y 0.1 mm respectivamente. En esta misma figura se aprecia como el esfuerzo va desde 147.99 MPa en el mallado burdo, luego en el mallado intermedio es de 148.95 MPa, y finalmente en el mallado fino ya no se observa una variación de este valor. Por lo que se puede decir que, a partir del mallado intermedio, el esfuerzo para este nodo converge. Cabe aclarar que este análisis se realizó para los tres modelos correspondientes a las tres condiciones de restricción, solo que se presenta solo la gráfica para el modelo con restricción y pre-carga.

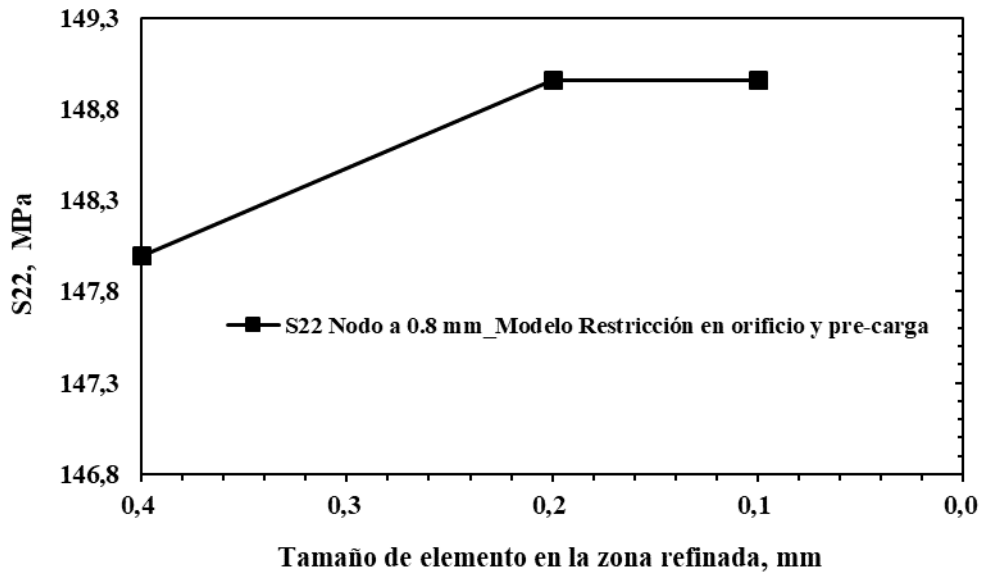


Figura 45. Gráfica de convergencia para la componente del esfuerzo normal al eje ``y`` en la condición restricción en orificio y pre-carga. El valor del esfuerzo graficado para los tres mallados es el esfuerzo al final de la pre-carga.

En base al análisis de convergencia presentado anteriormente, se obtuvieron los resultados para comparar los tres modelos en el mallado intermedio, ya que fue donde convergió el esfuerzo. Estos resultados muestran como para la condición sin restricción, el esfuerzo toma valores positivos, ya que al no estar restringida la probeta, esta se expande y contrae libremente, sin embargo, precisamente por esta condición no se presenta esfuerzos en el material. Posteriormente para la condición de restricción en el orificio, si se aprecia un incremento de la magnitud del esfuerzo, pero en este caso desde 0 hacia un valor negativo (compresión) durante el calentamiento, y de este valor hasta 0 durante el enfriamiento. Esto nos dice que precisamente por la restricción impuesta en el orificio, al momento que se aplica un incremento de temperatura, la probeta intenta expandir y debido a esta restricción, la expansión es obstaculizada, y se induce un esfuerzo a compresión en algunas zonas de la probeta, posteriormente cuando ocurre el enfriamiento, el material se contrae y el esfuerzo va desde un valor negativo hasta 0. Para el último modo de restricción, se aprecia también un comportamiento similar al caso anterior, con la diferencia de que al aplicar un desplazamiento en el orificio, esto genera una deformación y esfuerzo positivo en el material, y posteriormente al aplicar el calentamiento, el esfuerzo disminuye pero ya no hasta un valor negativo, sino a partir del valor positivo que se tiene en la condición de pre-carga, y posteriormente durante el enfriamiento, el esfuerzo aumenta hasta un valor positivo igual aunque un poco menor que el valor final en la pre-carga. Esta última condición favorece a que las superficies de la grieta no entren en contacto, ya que esta va a cerrar y abrir, pero los desplazamientos van a estar dentro del rango positivo, por lo que se selecciona esta condición de

restricción para las pruebas experimentales. En la Figura 46 se presenta una gráfica comparativa del esfuerzo en función del tiempo para las tres condiciones de restricción mencionadas anteriormente.

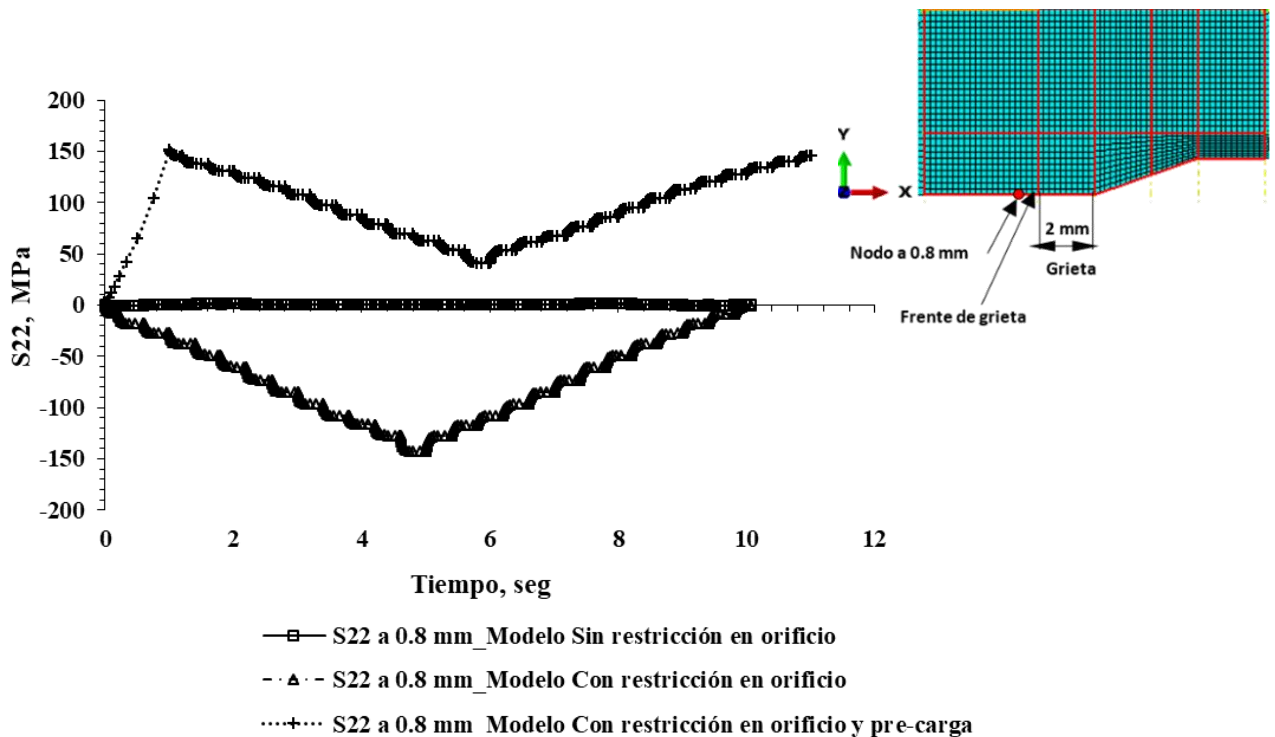


Figura 46. Gráfica de esfuerzo en la componente normal al eje y para las condiciones de restricción: Sin restricción en orificio, Con restricción en orificio y Con restricción en orificio y pre-carga.

2.3.2. Modelo computacional en la condición (Restricción en orificio y pre-carga) para el diseño experimental.

En esta sección se presenta el modelo computacional sujeto a condiciones de restricción en orificio y pre-carga, en donde ahora se analizarán dos alternativas diferentes para aplicar los ciclos térmicos. En la Figura 47 se presentan las condiciones de frontera de simetría respecto al plano XZ, además de restricción en el orificio y pre-carga aplicadas como condición inicial (estructural) antes de los ciclos térmicos. El desplazamiento aplicado en el orificio de la probeta fue en la dirección normal al eje y con un valor de 0.5 mm. Estas condiciones de restricción, simetría y desplazamiento en el orificio fueron comunes para las diferentes condiciones de ciclos térmicos aplicados y que se explican a continuación de la figura. El tipo de análisis seleccionado para obtener el perfil de temperaturas, deformaciones y esfuerzos en el tiempo fue de tipo térmico-estructural totalmente acoplado y transiente. Las propiedades del material utilizadas son las mismas que se presentaron en las Tablas 8 y 9 respectivamente ^[43].

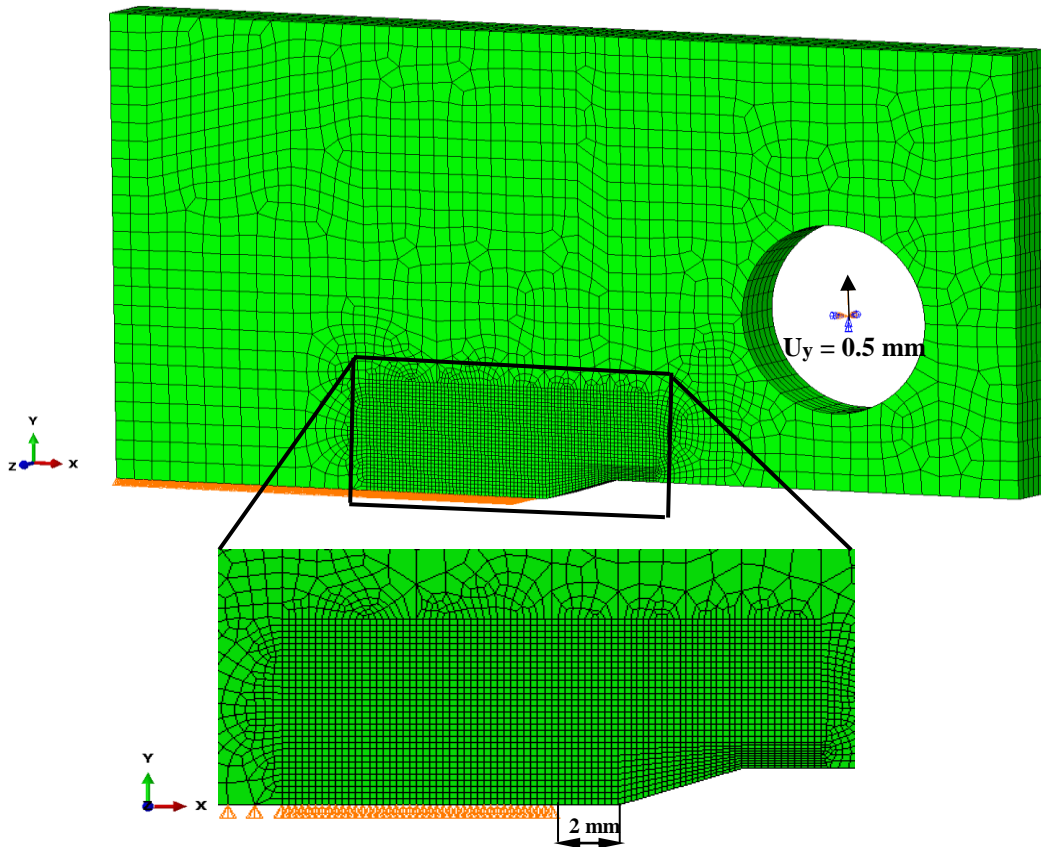


Figura 47. Condiciones de frontera estructurales de simetría, restricción en orificio y pre-carga para la probeta CT, mallado intermedio.

Para los dos modelos con los distintos ciclos térmicos, la convección es el principal mecanismo de transferencia de calor, ya que, durante la etapa de calentamiento, el calor se transfiere primero desde el aire caliente en el horno hacia la probeta, y durante el enfriamiento ocurre la pérdida de calor de la probeta hacia el aire ambiente más frío fuera del horno. O sea, el calor siempre se transfiere del medio caliente hacia el medio más frío. Este principio es descrito por la Ley de enfriamiento de Newton, ver Ec. (2.5).

$$Q = h (T_{\text{sup}} - T_{\infty}) \quad (2.5)$$

Donde:

Q = Flujo de calor por convección, W/m^2

h = Coeficiente de transferencia de calor por convección, $W/m^2 \text{ } ^\circ\text{C}$

T_{sup} = Temperatura de la superficie o medio caliente, $^\circ\text{C}$

T_{∞} = Temperatura del medio circundante o superficie fría, $^\circ\text{C}$

Para el modelo (Enfriamiento en agua), se mantienen las mismas condiciones iniciales (estructurales) mencionadas al inicio de esta sección, y como condición inicial (térmica), la probeta CT está a una temperatura uniforme de 150 °C y posteriormente la probeta es enfriada durante un período de tiempo de 21 segundos aproximadamente en aire, y luego otros 60 segundos más en agua. Durante el paso de análisis (enfriamiento gradual), a la probeta se le aplica una temperatura de sumidero de 30 °C y un coeficiente de transferencia de calor de $25 \text{ W/m}^2\text{°C}$. Durante el paso de análisis (enfriamiento en agua), la temperatura de sumidero utilizada fue de 25 °C, y el coeficiente de transferencia de calor se definió de acuerdo a valores reportados de convección forzada para agua en el rango de 300 a 3000 $\text{W/m}^2\text{°C}$, por lo que se hizo el análisis para ambos valores de este rango ^[47]. Cabe aclarar que en este modelo se consideró que la temperatura de sumidero se mantiene constante durante el enfriamiento. En la Tabla 11 se muestra la secuencia y períodos de tiempos de los pasos de análisis utilizados para el modelo Enfriamiento en agua.

Tabla 11. Secuencia en el módulo de pasos de análisis para el modelo de Enfriamiento en agua.

Paso de análisis	Restricción en orificio y pre-carga
Inicial	Temp inicial, Simetría, Restricción en orificio (t=0)
Pre-carga	Desplazamiento en orificio $U_y = 0.5 \text{ mm}$ (t= 1)
Enfriamiento gradual	t=1.07 /partición, total 14
Enfriamiento en agua	t= 7 , correspondiente al traslado del recipiente con agua para enfriar la probeta + t= 60 (enfriamiento en toda la probeta)

En el segundo modelo (Ciclos con tiempos de permanencia), al igual que en el anterior, las condiciones iniciales de restricción (estructurales) se mantienen, sin embargo, el ciclo térmico es aplicado de una forma distinta. Se partió de la condición inicial (térmica) de una temperatura de 30 °C en toda la probeta. Luego el calentamiento se aplicó de forma gradual, en donde en cada partición se fue aplicando una condición de convección. Esto de alguna forma representa en lo experimental el desplazamiento de la mufla hacia la probeta durante el calentamiento y fuera de esta durante el enfriamiento. El coeficiente de transferencia de calor utilizado para el calentamiento fue de $50 \text{ W/m}^2\text{°C}$, así como para el enfriamiento fue de $25 \text{ W/m}^2\text{°C}$, la temperatura de sumidero durante el calentamiento fue de 150 °C, mientras que para el enfriamiento fue de 30 °C. En la Tabla 12 se muestra la secuencia de pasos de análisis para este modelo. Un ciclo térmico se compone de 28 segundos en donde 14 son de Calentamiento gradual y 14 segundos de Enfriamiento gradual, y esto se repitió 5 veces.

Tabla 12. Secuencia en el módulo de pasos de análisis para el modelo (Ciclos con tiempos de permanencia) aplicados de forma gradual.

Paso de análisis	Restricción en orificio y pre-carga
Inicial	Temp inicial, Simetría, Restricción en orificio (t=0)
Pre-carga	Desplazamiento en orificio $U_y = 0.5 \text{ mm}$ (t= 1)
Calentamiento gradual	t= 1.07 /partición, total 14
Enfriamiento gradual	t= 1.07 /partición, total 14

En la Figura 48 se presenta la secuencia de aplicación de la condición de frontera de convección en la probeta, en donde en las imágenes a)- c) se aprecia como se aplica la convección para el calentamiento a una superficie (Figura 48 a), $h = 50 \text{ W/m}^2\text{°C}$ y $T_{\text{sumidero}} = 150 \text{ °C}$), y como se aplica luego a dos superficies (Figura 48 b), $h = 50 \text{ W/m}^2\text{°C}$ y $T_{\text{sumidero}} = 150 \text{ °C}$), hasta que todas las superficies de la probeta están sujetas a la misma condición de convección, lo cual representa que la probeta se encuentra dentro de la cámara de calentamiento de la mufla. Posteriormente ocurre el proceso de forma inversa para el enfriamiento (Figura 48 d)- f), $h = 25 \text{ W/m}^2\text{°C}$, $T_{\text{sumidero}} = 30 \text{ °C}$), en donde ahora el sentido en que se aplican las condiciones de convección representadas con las superficies rojas, es como se indica con la flecha de color negro, o sea, desde el orificio hacia el otro extremo. Esto representa de forma "discreta" como la mufla se va alejando de la probeta hasta que en la Figura 48 f) toda la probeta está sujeta a condiciones de convección a temperatura ambiente ($h = 25 \text{ W/m}^2\text{°C}$, $T_{\text{sumidero}} = 30 \text{ °C}$).

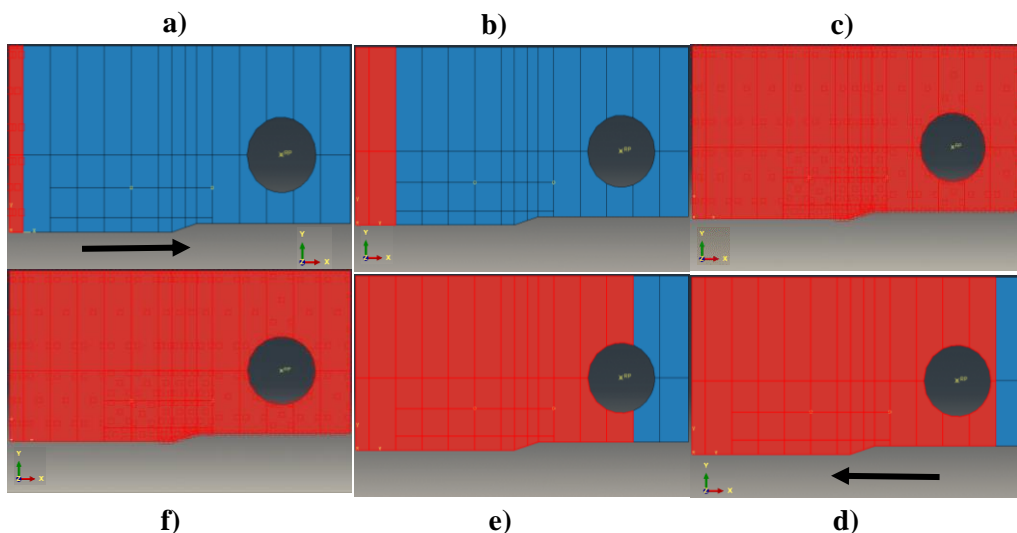


Figura 48. Condición de frontera de convección aplicadas a la probeta durante un ciclo térmico en el modelo Ciclos térmicos con tiempos de permanencia. a)-c): Calentamiento gradual, d)-f) Enfriamiento gradual.

2.3.3. Modelos analíticos para el cálculo de vida a la fatiga en base a deformación ($\epsilon - N$)

El enfoque de vida a la fatiga en base a deformación considera la deformación plástica que ocurre en zonas localizadas cuando las grietas por fatiga comienzan a aparecer, así como en las esquinas en las vigas y concentradores de esfuerzos. Las deformaciones y esfuerzos en estas regiones son utilizados como base para las estimaciones de la vida a la fatiga. Los casos más frecuentes que se analizan bajo este enfoque son los metales dúctiles a vidas relativamente cortas. Además este enfoque permite un manejo preciso y racional del efecto del esfuerzo promedio distinto de 0 ($\sigma_m \neq 0$), empleando el esfuerzo promedio local en la muesca o cercano en vez del esfuerzo nominal.

El diagrama característico para el enfoque en base a deformación, es de la amplitud de la deformación en función del número de ciclos a falla o como también es conocido, curvas $\epsilon - N$, ver Figura 49. Las curvas presentadas son para la deformación elástica, plástica y total, en donde la deformación total es la suma de las dos anteriores [32]. Estas deformaciones son obtenidas de un ensayo de fatiga bajo carga cíclica completamente reversible ($R = -1$, $\sigma_m = 0$), entre rangos de deformación constantes y este procedimiento está recogido en la Norma *ASTM Standard No. E606* [48]. Ambos ejes en la gráfica de la Figura 49 están en escala logarítmica [32]. El número de ciclos a falla (N_f) usualmente se define cuando se presentan una cantidad sustancial de agrietamiento en la probeta.

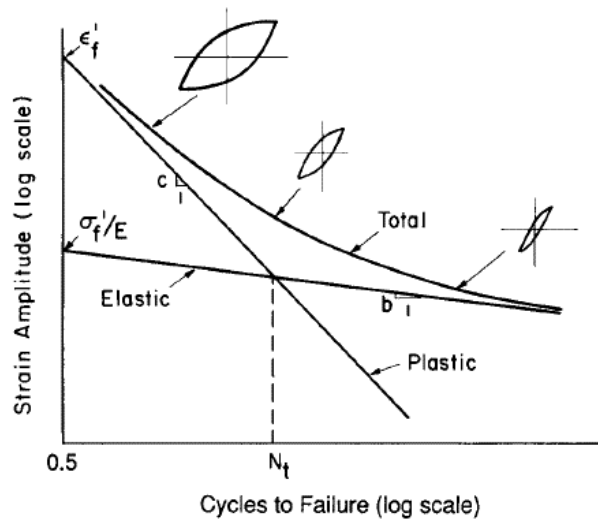


Figura 49. Deformación elástica, plástica y total en función del número de ciclos a falla [32].

La amplitud de la deformación (ϵ_a) se puede dividir en una parte elástica (ϵ_{ea}) más una parte plástica (ϵ_{pa}), en donde la amplitud de la deformación elástica está relacionada con la amplitud del esfuerzo ($\epsilon_{ea} = \sigma_a/E$). La amplitud de la deformación plástica es medida desde la mitad del ancho del lazo de histéresis de esfuerzo-deformación. Las constantes σ'_f , ϵ'_f , b , c y E son

consideradas propiedades del material, en donde, σ'_f es el coeficiente de resistencia a la fatiga, además es el intercepto de la curva elástica con el eje de las ordenadas y representa la resistencia a la fractura en el gráfico de esfuerzo-deformación ingenieril. La constante ε'_f es el coeficiente de ductilidad, y es el intercepto de la curva plástica con el eje de las ordenadas, ambas constantes evaluados a $N_f = 0.5$. Las constantes b y c representan las pendientes de ambas curvas y E el módulo de elasticidad del material. Si se quiere graficar la amplitud de la deformación elástica y plástica por separado en función del número de ciclos a falla, se utilizan las Ecs. (2.6 y 2.7). La suma de ambas deformaciones da lugar a la deformación total (ε_{tot}) y es conocida como la relación de Coffin-Manson, ver Ec. (2.8).

$$\varepsilon_{ea} = \frac{\sigma_a}{E} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^b \quad (2.6)$$

$$\varepsilon_{pa} = \varepsilon'_f (2N_f)^c \quad (2.7)$$

$$\varepsilon_a = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^b + \varepsilon'_f (2N_f)^c \quad (2.8)$$

Para vidas a la fatiga relativamente largas, el término elástico es el más dominante, mientras que las deformaciones plásticas son relativamente pequeñas, y la curva de deformación total se acerca más a la curva de la deformación elástica. Por otro lado, para vidas a la fatiga relativamente cortas, las deformaciones plásticas son mayores comparadas con las deformaciones elásticas, y la curva de deformación total se acerca más a la curva de deformación plástica. Para vidas a la fatiga intermedias, en donde se interceptan las curvas elástica y plástica, ambas deformaciones son de magnitud similar. Este punto de intercepción es definido como la vida a la fatiga de transición (N_t) y se obtiene igualando la amplitud de la deformación elástica y plástica, ver Ec. (2.9). Este punto de transición es nombrado comúnmente el punto donde se separa el bajo del alto ciclaje a la fatiga.

$$N_t = \frac{1}{2} \left(\frac{\sigma'_f}{\varepsilon'_f E} \right)^{1/(c-b)} \quad (2.9)$$

Dentro de este enfoque hay casos en donde la deformación promedio ($\varepsilon_m, \sigma_m \neq 0$), por lo que se hace necesario cuantificar el efecto que tiene esto en la vida a la fatiga para el componente en cuestión. Para ello se han desarrollado algunos métodos que toman en cuenta este valor de la deformación y el esfuerzo promedio cuando es distinto de 0 y se explican a continuación.

El primero de los métodos es propuesto por J. Morrow, el cual considera una amplitud del esfuerzo equivalente (σ_{ar}) en función de la amplitud del esfuerzo (σ_a) cuando el ciclo es totalmente reversible, el valor del esfuerzo promedio (σ_m) y el coeficiente de resistencia a la fatiga (σ'_f), ver Ec. (2.10).

$$\sigma_{ar} = \frac{\sigma_a}{1 - \frac{\sigma_m}{\sigma'_f}} \quad (2.10)$$

Luego sustituye la Ec. (2.10) y define una vida equivalente a la fatiga para esfuerzo promedio distinto de 0 (N_{mi}^*) en función de la vida a la fatiga (N_f) definido anteriormente para ciclo totalmente reversible, ver Ec. (2.11). El subíndice mi se refiere al caso particular de la ecuación de Morrow que considera el efecto del esfuerzo promedio distinto de 0.

$$N_{mi}^* = N_f \left(1 - \frac{\sigma_m}{\sigma'_f} \right)^{1/b} \quad (2.11)$$

$$N_f = N_{mi}^* \left(1 - \frac{\sigma_m}{\sigma'_f} \right)^{-1/b} \quad (2.12)$$

Sustituyendo N_{mi}^* en la Ec. (2.8) de Coffin-Manson se tiene que:

$$\varepsilon_a = \frac{\sigma'_f}{E} \left(1 - \frac{\sigma_m}{\sigma'_f} \right) (2N_f)^b + \varepsilon'_f \left(1 - \frac{\sigma_m}{\sigma'_f} \right)^{c/b} (2N_f)^c \quad (2.13)$$

Esta ecuación es similar a la relación original de Coffin-Manson, excepto que las constantes que interceptan con el eje de las ordenadas son modificadas para cualquier caso de esfuerzo promedio distinto de 0. El coeficiente (σ'_f) se obtiene del gráfico esfuerzo-deformación verdadero.

Existe un caso específico del método Morrow, en donde el primer término (deformación elástica) de la Ec. (2.13) se mantiene igual, pero en el caso del segundo término (deformación plástica), se remueve el efecto o la influencia del esfuerzo promedio. Esta modificación se hace para reducir el efecto del esfuerzo promedio en vidas a la fatiga relativamente cortas, ver Ec. (2.14).

$$\varepsilon_a = \frac{\sigma'_f}{E} \left(1 - \frac{\sigma_m}{\sigma'_f} \right) (2N_f)^b + \varepsilon'_f (2N_f)^c \quad (2.14)$$

El segundo de los métodos es llamado SWT Parameter (Smith, Watson, and Topper por sus siglas en inglés), el cual asume que la vida a la fatiga para cualquier caso de esfuerzo promedio depende del producto $\sigma_{m\acute{a}x}\varepsilon_a$, en donde $\sigma_{m\acute{a}x} = \sigma_m + \sigma_a$ y ε_a es la amplitud de la deformación. La ecuación que permite determinar la vida a la fatiga mediante este método es la siguiente:

$$\sigma_{m\acute{a}x}\varepsilon_a = \sigma'_f (2N_f)^b \left[\frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^b + \varepsilon'_f (2N_f)^c \right] \quad (2.15)$$

Que si se reordena queda:

$$\sigma_{m\acute{a}x}\varepsilon_a = \frac{(\sigma'_f)^2}{E} (2N_f)^{2b} + \sigma'_f \varepsilon'_f (2N_f)^{b+c} \quad (2.16)$$

Un tercer método para estimar la vida a la fatiga considerando la influencia del esfuerzo promedio es el propuesto por Walker, el cual propone dos ecuaciones equivalentes, ver Ec. (2.17, (a, b)).

$$\sigma_{ar} = \sigma_{m\acute{a}x}^{1-\gamma} \sigma_a^\gamma, \quad \sigma_{ar} = \sigma_{m\acute{a}x} \left(\frac{1-R}{2} \right)^\gamma \quad (a,b) \quad (2.17)$$

En donde R es como se definió anteriormente y γ , representa la sensibilidad de los materiales al esfuerzo promedio, por lo cual es una propiedad del material que se obtiene experimentalmente. Para aceros, $\gamma = (-0.000200 * \sigma_{UTS}) + 0.8818$. Si se sustituyen la Ec. (2.17, (a, b)) en la relación de Coffin-Manson se obtiene la Ec. (2.18).

$$\varepsilon_a = \frac{\sigma'_f}{E} \left(\frac{1-R}{2} \right)^{(1-\gamma)} (2N_f)^b + \varepsilon'_f \left(\frac{1-R}{2} \right)^{c(1-\gamma)/b} (2N_f)^c \quad (2.18)$$

De los tres métodos presentados, el segundo (SWT Parameter) es el más utilizado y preciso para analizar la vida a la fatiga en aleaciones de aluminio, ya que el de Morrow no suele ser tan preciso. En el caso del método Walker, se hace necesario conocer el valor de γ o de alguna expresión que permita determinarlo para aleaciones de aluminio.

CAPÍTULO 3. ENSAYOS EXPERIMENTALES DE FATIGA TÉRMICA

En el presente capítulo se describen las etapas principales del procedimiento experimental realizado antes y después de los ensayos experimentales de fatiga térmica. Primero en la sección 3.1 se presenta el diseño y manufactura de las probetas CT utilizadas en los ensayos de fatiga térmica, así como lo referente al material y geometría de las probetas. Luego en la sección 3.2 se presenta el diseño y fabricación del sistema de sujeción y anclaje con el objetivo de sujetar y/o fijar las probetas CT durante los ensayos experimentales de fatiga térmica en el CIATEQ. A.C. En la sección 3.3 se presenta el procedimiento de pre-agrietamiento de las probetas CT, con el objetivo de generar una grieta a partir de la concentración de esfuerzos dada por la entalla en “V”, y posteriormente someter esta probeta pre-agrietada a los ensayos de fatiga térmica. En la sección 3.4 se presenta todo lo referente al sistema de medición de temperatura y deformación, así como del procedimiento de pegado de las galgas extensométricas en las probetas CT. Finalmente, en la sección 3.5 se presentan las condiciones experimentales de los ensayos de fatiga térmica realizados por un lado en el CIATEQ. A.C y por otro lado en la UASLP. Estas condiciones fueron definidas principalmente en base al estudio de la literatura en los ensayos experimentales “no convencionales”, así como en función de las condiciones propias de las instalaciones experimentales.

3.1. Diseño y manufactura de las probetas

3.1.1. Material

Como material de las probetas se utilizó una placa de aleación de aluminio con un espesor de $\frac{1}{8}$ plg, específicamente 6063-T5, la cual tiene como elementos principales de aleación el magnesio y el silicio. La designación T5 en la aleación es referido a un tratamiento térmico de temple desde la temperatura de solubilización ($590\text{ }^{\circ}\text{C}$ ^[49]) seguido de una posterior maduración o envejecimiento artificial de la aleación a una temperatura aproximada de entre 100 a $200\text{ }^{\circ}\text{C}$ ^[50]. La composición química nominal de la aleación de aluminio 6063-T5 se presentan en la Tabla 13. En la Figura 50 se muestra el estado microestructural del aluminio 6063-T5 obtenido mediante microscopía electrónica de barrido (SEM por sus siglas en inglés) ^[51].

Tabla 13. Composición química de la aleación 6063-T5 [52].

Al 6063-T5 (% en peso)										
%	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Otros	Aluminio(mín.)
Mín.	0.30	0.10	-	-	0.40	-	-	-	-	Balance
Máx.	0.60	0.30	0.10	0.30	0.60	0.05	0.15	0.20	0.15	Balance

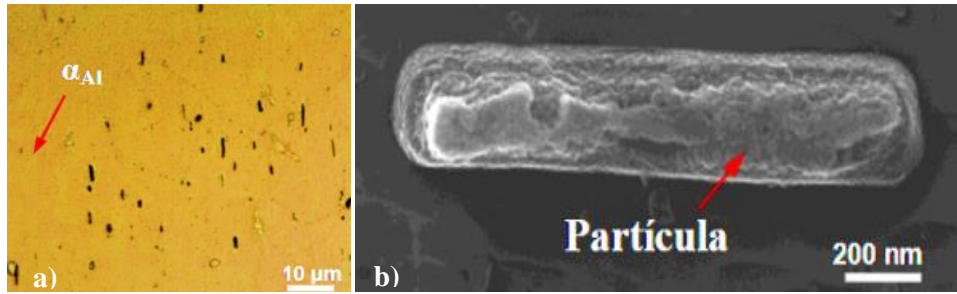


Figura 50. Microestructura de la aleación de aluminio 6063-T5. a) Micrografía generada por microscopía óptica evidenciando la matriz α_{Al} con precipitados no identificados, b) Imágenes en el microscopio electrónico de barrido del precipitado silisuro de magnesio (Mg_2Si) [51].

3.1.2. Probetas

El material fue procesado para fabricar las probetas tipo CT ya que son ampliamente utilizadas en pruebas de crecimiento de grietas por fatiga y su geometría está especificada en la norma ASTM E399. La configuración geométrica y dimensional nominal de la probeta se presenta en la Figura 51, en donde a_0 es la longitud de la grieta inicial medida desde los orificios hasta la punta de la entalla, W es el ancho de la probeta también medido desde los orificios hasta el ligamento y B es el espesor. Cabe mencionar que las probetas se manufacturaron mediante corte láser.

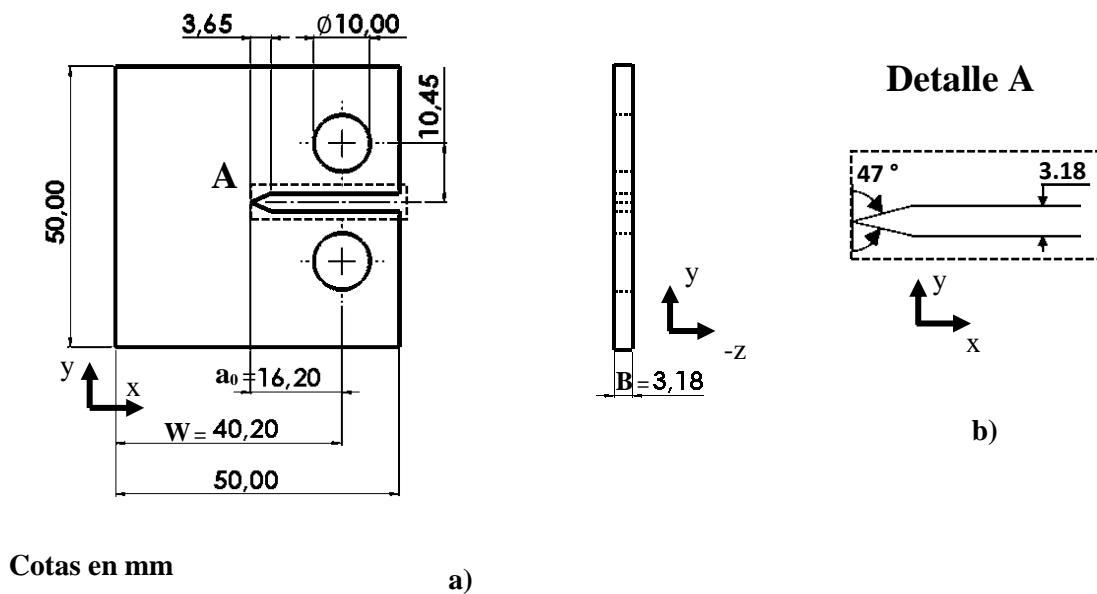


Figura 51. Probetas de aluminio 6063-T5. a) Vista frontal y lateral de la probeta CT, b) Vista Detalle de la entalla en "V".

3.2. Diseño de herramental para las probetas CT bajo condiciones de fatiga térmica

Se diseñó un herramental para las probetas CT durante el ensayo de fatiga térmica, que por un lado permitiera sujetar las probetas durante las pruebas, y por otro lado aplicar una condición inicial de pre-carga y restricción en los orificios de la probeta, ver Figura 52. En las pruebas experimentales solo se usaron dos probetas colocadas en el herramental de sujeción.

Este herramental se diseñó de acuerdo al espacio disponible en las instalaciones del CIATEQ A.C., en donde se encuentra la instalación experimental de fatiga térmica. Para el diseño se tomaron algunas consideraciones respecto al diámetro del orificio del horno por donde pasarían las probetas y el herramental (100 mm), específicamente de las dimensiones de algunos componentes (04, 05, 06, 07, 08, 09). Además, otra de las consideraciones para el diseño del herramental fue en base a los resultados obtenidos de los modelos computacionales presentados en la sección 2.3, en donde para la condición en donde se presentaron los valores más elevados de esfuerzo cerca de la grieta fue en la condición con restricción ``externa`` y pre-carga aplicada en los orificios de la probeta CT. Por lo que fue esta condición de restricción la seleccionada para el diseño y posterior fabricación del herramental.

En la Tabla 14 se listan los componentes principales del herramental, así como en la Tabla 15 se presentan los principales elementos de sujeción utilizados para el montaje del herramental en el CIATEQ. A. C. El proceso de manufactura de todos los componentes se hizo mediante maquinado convencional de acuerdo a las especificaciones en los planos de pieza elaborados y presentados en la sección de Anexos (Anexo A- K).

Tabla 14. Lista de componentes principales del herramental de sujeción.

N_o	Nombre	Material	Cantidad
01	Perfil Bosch	Aluminio Estructural	1
02	Escuadra 4S	Acero Galvanizado	2
03	Solera_perfil_poste	Aluminio	2
04	Poste_fijo	Acero Inoxidable	1
05	Soporte_poste_esparrago	Acero Inoxidable	1
06	Espárrago_soporte	Acero Inoxidable	2
07	Camisa_Eje_probetas	Acero Inoxidable	2
08	Eje_Fijo_probeta	Acero Inoxidable	1
09	Eje_Movil_probeta	Acero Inoxidable	1
10	Probeta CT-40	Aluminio 6063-T5	2

Tabla 15. Lista de elementos de sujeción utilizados en el montaje del herramental.

Nombre	Material	Especificación	Cantidad
Tornillo_escuadras	Acero Galvanizado	M8 x 1.25 ^(a)	4
Tuerca_escuadras	Acero Galvanizado	M8	4
Tornillo_perfil_soleras	Acero Galvanizado	M8 x 1.25 ^(a)	2
Tuerca_perfil_soleras	Acero Galvanizado	M8	2
Tuerca_soleras	Acero Inoxidable	M8	6
Tuerca_poste	Acero Inoxidable	$\frac{3}{8}$ pulg-16 ^(b)	3
Tuerca_Espárrago_soporte	Acero Inoxidable	$\frac{1}{4}$ pulg-20 ^(b)	2
Tornillo_camisa	Acero alta resistencia	$\frac{1}{4}$ pulg-28 ^(c)	2
Tuerca_Eje_probetas	Acero Inoxidable	M10	8

^(a) Rosca Métrica ISO (diámetro x paso de la rosca)
^(b) UNC: Estándar de Rosca Unificado Normal (diámetro- hilos por pulgada)
^(c) UNF: Estándar de Rosca Unificado Fino (diámetro- hilos por pulgada)

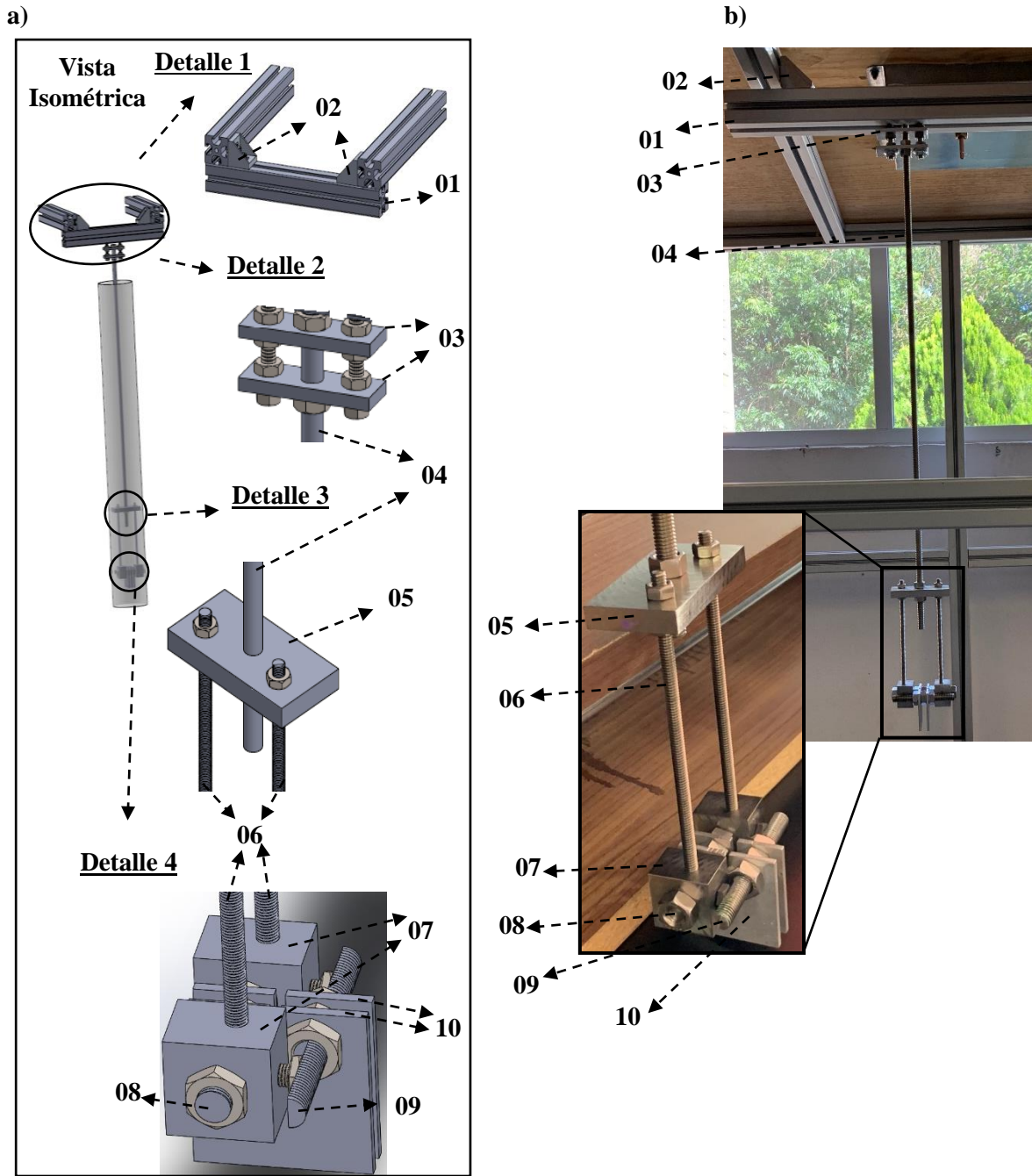


Figura 52. Herramental para las probetas CT. a) Propuesta de diseño, b) Herramental fabricado e implementado en la instalación experimental ubicada en los laboratorios de CIATEQ A.C.

3.3. Procedimiento de pre-agrietamiento de las probetas

Con base en una curva da/dN vs ΔK para la aleación 6061-T6, se seleccionó el valor de $\Delta K = 8 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ que se encuentra al inicio de la región II del crecimiento de la grieta por fatiga para una relación de cargas ($R=0$) como se puede apreciar en la Figura 53, y para ese valor en función de la geometría de la probeta CT se definió el valor de la fuerza usada en el proceso de pre-agrietamiento bajo cargas cíclicas. En la Figura 54 se presenta de forma esquemática las dimensiones de la probeta, así como los valores de la fuerza definida para la pre-grieta en función del tiempo.

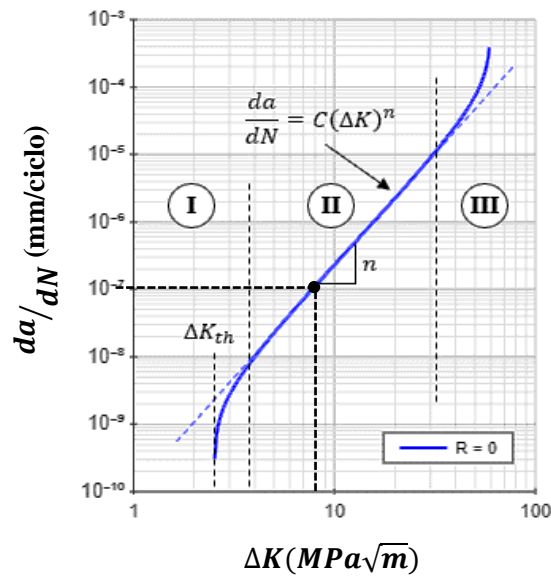


Figura 53. Gráfica de tasa de crecimiento de grieta por fatiga da/dN en función de la amplitud del factor de intensidad de esfuerzos para el Al 6061-T6 [67].

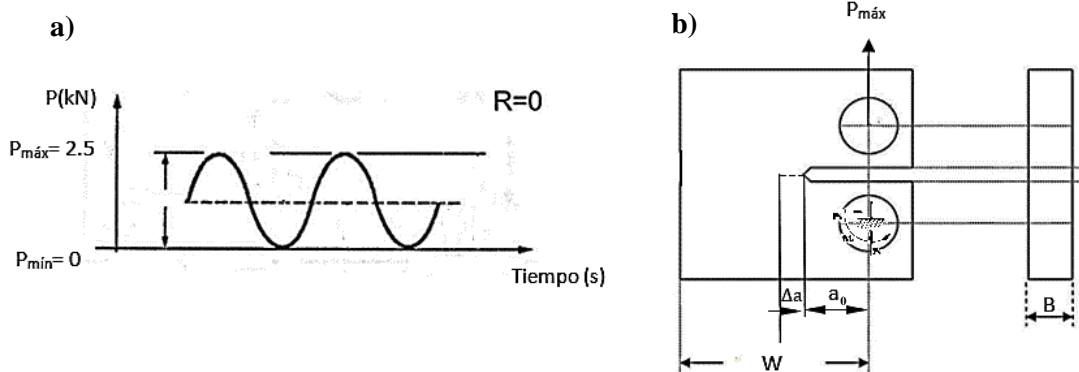


Figura 54. Proceso de pre-agrietamiento en la probeta CT. a) Ciclo de carga aplicado para la generación de la pre-grieta, b) Dimensiones de la probeta y carga aplicada.

Además de la Ec. (1.13) presentada en el Capítulo 1 para determinar el rango del factor de intensidad de esfuerzos (ΔK), se tiene la Ec. (3.1), que para la probeta CT relaciona ΔK con el rango de fuerzas (ΔP), el factor geométrico $F(\alpha)$, el ancho de la probeta (W) y el espesor de la misma (B). Entonces a partir del valor de ΔK se despeja ΔP y se calcula la carga máxima ($P_{\text{máx}}$), considerando una $P_{\text{mín}} = 0$. El término $F(\alpha)$ es un factor geométrico que está en función de (α), y este a su vez es el cociente entre la longitud de la grieta inicial (a_0) y el ancho de la probeta (W) presentada en la Figura 54 y se calcula según la siguiente expresión: $F(\alpha) = \frac{(2+\alpha)}{(1-\alpha)^{3/2}} (0,866 + 4,64\alpha - 13,32\alpha^2 + 14,72\alpha^3 - 5,6\alpha^4)$.

$$\Delta K = \frac{\Delta P}{B\sqrt{W}} * F(\alpha) \quad (3.1)$$

$$\Delta P = P_{\text{máx}} - P_{\text{mín}} \quad (3.2)$$

En la Tabla 16 se presenta de forma resumida el valor de ΔK seleccionado, así como las dimensiones de la probeta CT necesarias para calcular el valor de la fuerza máxima necesaria para generar la pre-grieta. Además, se presenta el valor de la pre-grieta solicitada y la frecuencia de carga utilizada.

Tabla 16. Datos utilizados para el proceso de generación de la pre-grieta en la probeta CT.

$\Delta K, \text{MPa}\sqrt{\text{m}}$	8
a_0, m	0.0162
W, m	0.0402
α	0.4029
B, m	0.00318
R	0
$\Delta a, \text{m}$	0.002-0.004
$\Delta a_{\text{critico}}, \text{m}$	0.0084
f, Hz	15-20
$P_{\text{máx}}, \text{kN}$	2.5

Para la visualización adecuada de la grieta durante el proceso de pre-agrietamiento, se hizo una preparación de la superficie de las probetas mediante lijado manual, utilizando lijas de carburo de silicio con diferentes tamaños de grano. En la Figura 55 se presentan algunas imágenes del proceso de lijado. Cabe mencionar que el número de la lija representa la cantidad de granos por pulgada cuadrada, por lo que, en orden ascendente, una lija de mayor número equivale a un tamaño más fino de grano o una superficie más pulida.

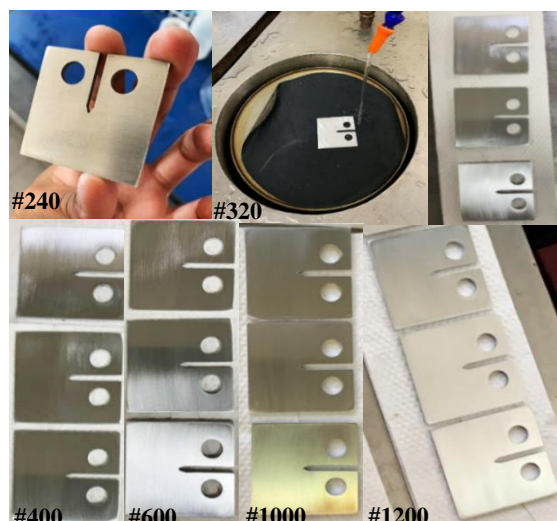


Figura 55. Proceso de lijado con diferentes papeles abrasivos.

El equipo utilizado para la generación de la pre-grieta fue una máquina servo-hidráulica MTS Landmark con celda de carga para una fuerza máxima de 100 kN. La prueba se llevó a cabo bajo condiciones estándares de aire en laboratorio. La nucleación y crecimiento de la pre-grieta fue monitoreada con un sistema de medición óptica que consiste en microscopio portátil de la marca Struers™ modelo PSM-10 montado en un mecanismo móvil. La resolución del microscopio es de 0.01 mm.

Como resultado del procedimiento de pre-agrietamiento se elaboró una tabla con el listado de las probetas pre-agrietadas, ver Tabla 17, así como con las principales características de la pre-grieta generada a_0 (ver Figura 54). Se puede apreciar como la pre-grieta generada en todas las probetas, está dentro del rango solicitado en la Tabla 16. Cabe mencionar que, para este tipo de probetas, la grieta se mide desde el centro de los orificios hasta la punta de la grieta.

Tabla 17. Listado de probetas y longitud de la pre-grieta generada.

No.	Probeta	Longitud a_0 mm	No. de ciclos
1	CT-40	18.434	14803
2	CT-40	18.503	13380
3	CT-40	18.532	13524
4	CT-40	18.423	12135
5	CT-40	18.417	12019
6	CT-40	18.508	16318
7	CT-40	18.547	13693

3.4. Diseño de sistema de medición experimental durante los ensayos de fatiga térmica

Está reportado que las deformaciones y esfuerzos térmicos que ocurren en el material durante un ciclo térmico, son el resultado de las restricciones externas e internas que puedan estar presentes en el material [24, 47, 53]. Se determinó medir y registrar los valores de temperatura y deformación en diferentes puntos de la probeta durante el ensayo de fatiga térmica para su posterior análisis.

Para la realización de lo anterior se diseñó un sistema de adquisición de datos, el cual está compuesto por diferentes sensores (termopares y galgas extensométricas de deformación), tarjetas de adquisición de datos con interfaz USB (con acondicionamiento de la señal), además de un equipo de cómputo como principales elementos del sistema.

En la Figura 56 se aprecia cada uno de estos dispositivos, así como los puntos de medición. Cabe mencionar, que la tarjeta DAQ que se presenta en la Figura 56 corresponde a la tarjeta utilizada para la medición de la deformación con la galga CEA-13-240UZ-120 que se explicará más adelante. Para la roseta rectangular CEA-13-125UR-350 se hicieron algunas mediciones de calibración con otra tarjeta DAQ (NI-9237) que se presenta más adelante, aunque se determinó hacer las mediciones “definitivas” con la galga CEA-13-240UZ-120 y la tarjeta de adquisición que se muestra en la Figura 56 y cuyas características se presentan más adelante en esta sección. No obstante, en la sección de resultados, se presentarán también las mediciones realizadas con la roseta rectangular y la tarjeta DAQ NI-9237 a modo de comparación con la medición realizada por la galga CEA-13-240UZ-120 y la tarjeta DAQ MM01-120.

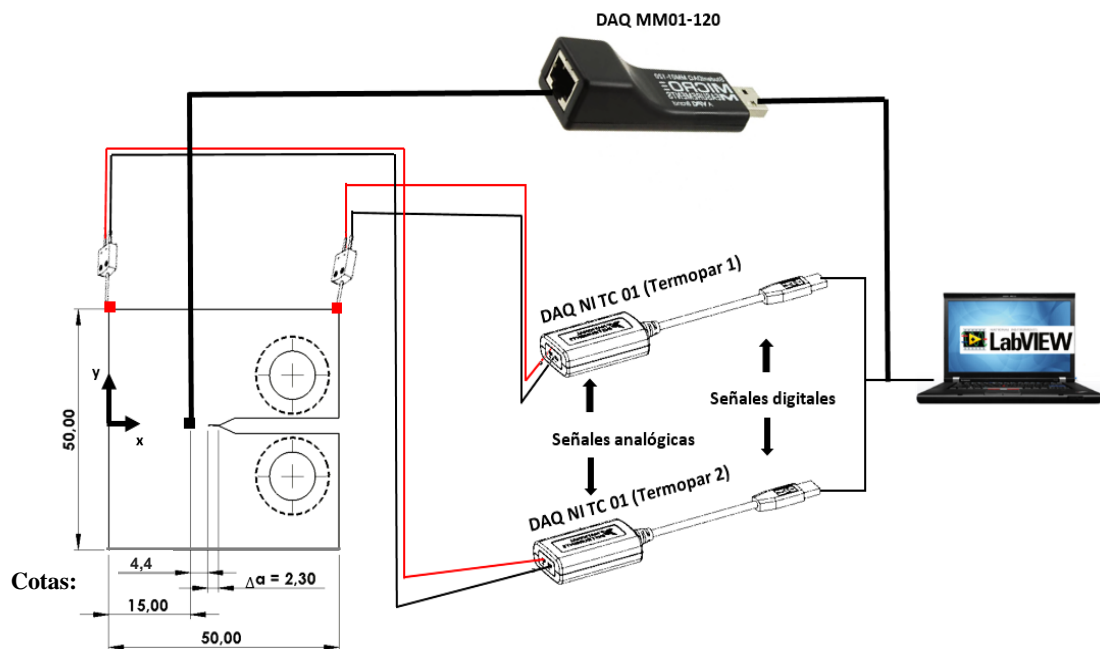


Figura 56. Componentes del sistema de adquisición de datos y puntos de medición.

3.4.1. Medición de temperatura durante el ensayo de fatiga térmica

Para la medición de la temperatura durante el ensayo de fatiga térmica se emplearon como sensores termopares tipo "K", fabricados con alambre de Cromel y Alumel calibre 24 y a su vez se utilizaron conectores rápidos que facilitan la conexión entre el termopar y la tarjeta de adquisición NI- TC 01. La longitud de la punta caliente del termopar, o sea donde se unen ambos alambres fue de 1 m. En la Tabla 18 se presentan las características más relevantes de los termopares tipo "K" que se utilizaron.

Tabla 18. Características principales del termopar tipo "K" utilizado para medir la temperatura en la probeta durante los ensayos de fatiga térmica [54].

Aleación		Calibre de alambre	Diámetro del alambre	Longitud del alambre	Resistencia del alambre	Rango de medición
Alambre +	Alambre -					
Cromel (Ni-Cr)	Alumel (Ni-Al)	24 AWG	0.51 mm	1 m	$1.5 \frac{\Omega}{ft^2}$ a 20 °C	-250 a 1100°C ^(a)

^(a) La temperatura máxima de operación está en función del calibre del alambre

La temperatura de las probetas se midió en dos puntos de medición. Debido al espesor tan pequeño de las probetas (3.18 mm), se determinó no hacer barrenos en esta para insertar los termopares en los puntos de medición, más sin embargo si se verificó que estos estuvieran en contacto con los puntos de medición en la superficie de la probeta. En la Figura 57 se presenta la posición precisa de los termopares respecto al ancho y largo de la probeta.

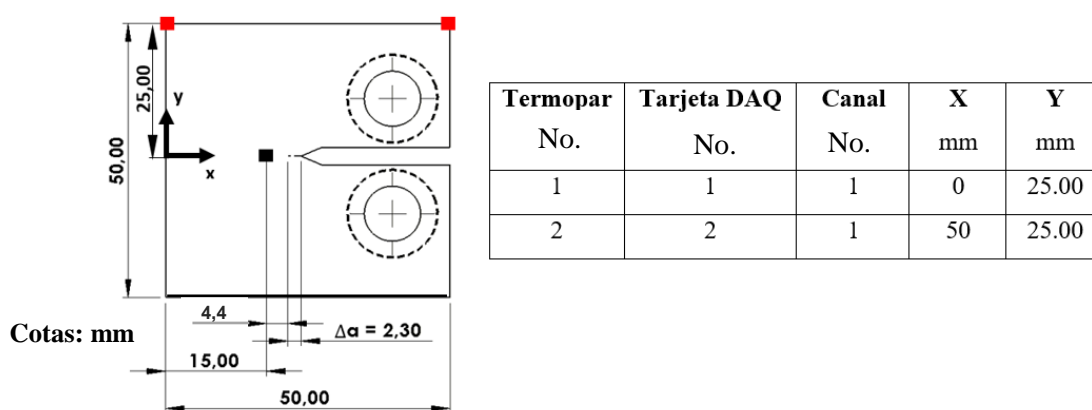


Figura 57. Ubicación precisa de los termopares tipo "K" en la probeta CT.

Para la adquisición de las señales analógicas registradas en los termopares tipo "K", se utilizó la tarjeta de adquisición de datos de la marca National Instruments® modelo NI-TC 01, esta tarjeta es de uso específico para la medición de temperatura. La tarjeta utilizada puede operar con

termopares tipo J, K, R, S, T, E, B y N debido a que posee el acondicionamiento de la señal requerido para estos termopares. En la Tabla 19 se presentan las características más relevantes de la tarjeta NI- TC 01. Debido a que esta tarjeta posee un solo canal para conectar un termopar, se utilizaron dos tarjetas iguales para conectar los dos termopares en las posiciones que se presentaron en la Figura 57. Las dos tarjetas se conectaron vía USB a un equipo de cómputo mediante el cual se configuraron para realizar la adquisición de la señal de manera continua en el tiempo a una velocidad máxima de 4 muestras por segundo. Para esto se elaboró un programa en el software Labview® que se presenta en la sección de Anexos (Anexo L).

Tabla 19. Características principales de la tarjeta DAQ para medición de temperatura [55].

Fabricante	Modelo	Resolución	No. de Canales	Rango de entrada	Velocidad de muestreo máxima
National Instruments®	NI-TC 01	20 bits	1	± 73.125 mV	4S/s ^(a)

^(a) S/s = *muestras por segundo*

3.4.2. Medición de deformación durante el ensayo de fatiga térmica

Para la medición de las deformaciones que se presentan en la probeta durante el ensayo de fatiga térmica, se utilizó una galga extensométrica previamente pegada a la superficie de la probeta cercana a la grieta, mediante un adhesivo epoxi-fenólico diluido con solvente no conductor para aplicaciones de alto rendimiento. Cabe mencionar que para el proceso de selección de la galga extensométrica, adhesivo, recubrimiento protector, cables, soldadura y demás componentes para su fijación, se tuvieron en cuenta las condiciones de los ensayos que se pretendían realizar. Específicamente que estos componentes pudieran soportar sin descomponerse el rango de temperaturas de las pruebas (~ 20 a 160 °C). Además, la orientación de la probeta respecto al sistema de adquisición de datos, lo cual influye en la disposición y longitud de los cables conductores de la galga hacia la tarjeta DAQ. La galga seleccionada fue del tipo roseta rectangular con el objetivo de medir el estado de deformaciones en el plano cercano a la punta de la grieta, pero en diferentes orientaciones (0, 45, 90°). Además, se contaba de proyectos anteriores con galgas de "patrón lineal" para medir la deformación en una sola dirección. Se fijaron ambos tipos de galgas en diferentes probetas. Para la fijación de las galgas básicamente se llevó a cabo el mismo procedimiento el cual se explica de forma más detallada en la sección de Anexos. La posición de pegado de la galga se definió en una zona relativamente cercana a la grieta para poder capturar las deformaciones en esa región, y al mismo tiempo considerando que estas deformaciones no superaran el rango permisible de la galga durante las pruebas. Para esto se partió de los modelos computacionales presentados en el Capítulo 2. A partir del mapa de contornos para la deformación obtenido de los modelos computacionales, el cual se limitó por el rango de deformación permisible por la galga durante un ciclo térmico, se observó como en la

zona cercana a la punta de la grieta, que es donde se esperaba una mayor deformación, no sobrepasa el rango de deformación permisible ($\pm 3\% = 30000 \times 10^{-6}$). Sin embargo, si consideramos el rango de deformación permisible en el orden de 10^5 ciclos ($\pm 1500 \times 10^{-6}$), si sobrepasa el límite permisible en la zona cercana a la punta de la grieta. Esto nos dice que, si se llegara a aplicar esta cantidad de ciclos o más, habría que tener en cuenta este rango permisible, ya que, por encima de estos límites, la galga podría despegarse o dejar de medir. Sin embargo, en nuestro caso el número de ciclos a aplicar está muy por debajo de este rango, por lo cual el rango de deformación que tendríamos que considerar es de $\pm 30000 \times 10^{-6}$, y como se mencionó anteriormente, los resultados obtenidos en el modelo computacional, para las condiciones del ensayo de fatiga térmica, muestran un rango de deformación en toda la probeta que está dentro de este rango permisible, por lo que realmente se puede pegar la galga en cualquier zona deseada en la probeta sin riesgo a que se despegue o deje de medir. En la Figura 58 se muestra una imagen en el modelo (restricción y pre-carga), en donde se representa de forma ilustrativa la posición donde se colocó la galga en la probeta CT. Cabe aclarar que la galga no se colocó para medir justo en la punta de la grieta, ya que esto tiene algunas limitaciones con respecto a los modelos analíticos de estimación de vida a fatiga presentados en el Capítulo anterior. Estas limitaciones se basan prácticamente en que estos modelos analíticos no consideran la presencia de una grieta en el componente y las probetas utilizadas en las pruebas experimentales si tienen una pre-grieta, además que los resultados de la medición de las deformaciones que serán utilizados posteriormente para la estimación de vida a la fatiga, no son de la punta de la grieta, son de la zona donde se pegó la galga, representada con puntos rojos en la Figura 58.

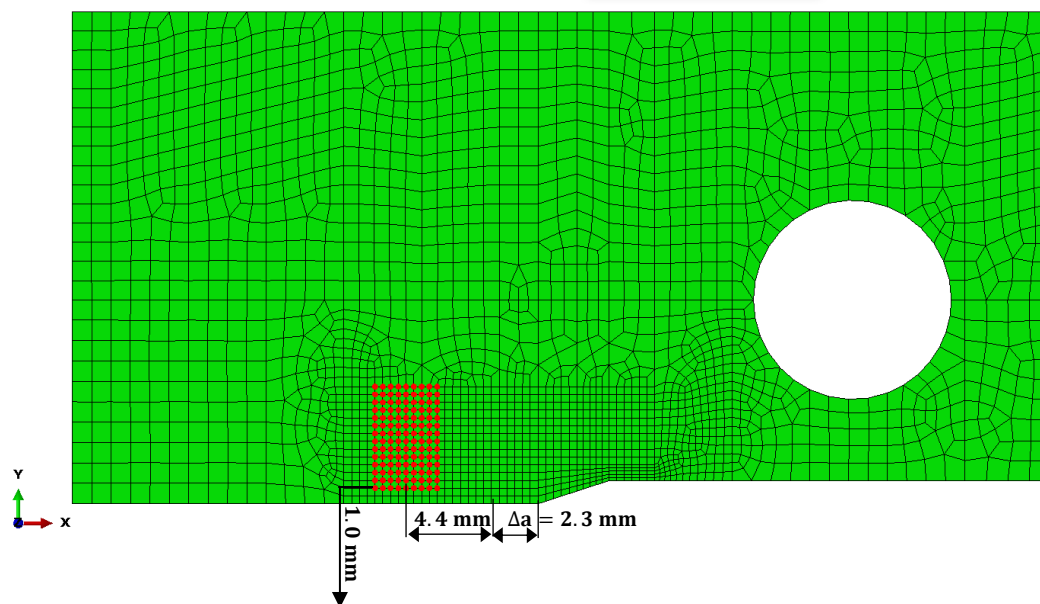


Figura 58. Ubicación de la galga extensométrica en la probeta CT definida en el modelo numérico.

En la Figura 59 se muestra una imagen de las galgas utilizadas y sus características principales y del adhesivo se presentan en la Tabla 20 y Tabla 21 respectivamente. Ambos tipos de galgas fueron fijadas en la probeta CT a 3 mm de la punta de la grieta en el eje ``x`` hasta el centro de la galga, como se muestra en la Figura 60 y 61 respectivamente. Además, en estas figuras, se presenta la ubicación precisa de ambas galgas en la probeta CT.

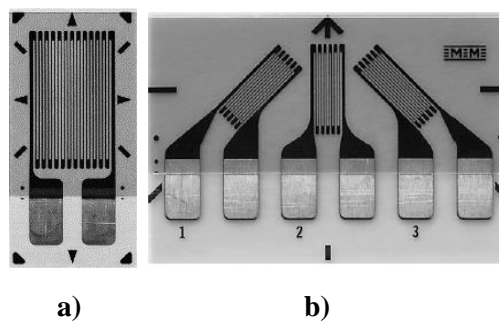


Figura 59. Galga extensométrica para la medición de deformaciones durante los ensayos de fatiga térmica.
a) Galga ``Patrón Lineal`` CEA-13-240UZ-120, b) Roseta rectangular CEA-13-125UR-350 [59].

Tabla 20. Características de las galgas extensométricas [56].

Fabricante	Modelo	Aleación del mallado	Dimensiones del mallado	Resistencia	Factor de galga	Rango de temperatura de medición
Vishay®	CEA-13-240UZ-120	Constantan ^(a)	6.1 x 3.18 mm	120 Ω	2.1	-75 a 175 °C
Vishay®	CEA-13-125UR-350	Constantan ^(a)	3.81 x 1.52 mm ^(b)	350 Ω	2.13, 2.15, 2.13 ^(c)	-75 a 175 °C

^(a) Aleación en su forma de compensación propia de la temperatura, 55Cu 45Ni

^(b) Se refiere a las dimensiones del mallado de cada galga

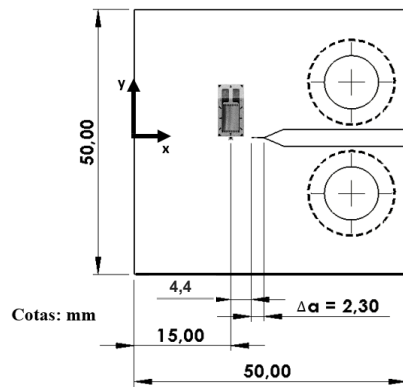
^(c) Se refiere al factor de galga de cada una de las galgas de la roseta. Galga 1, Galga 2, Galga 3, ver Figura 59 b)

Tabla 21. Características del adhesivo M-Bond 610 [57].

Fabricante	Producto	Rango de temperatura
Vishay®	M-Bond 610	-269 a 370 °C ^(a) -269 a 260 °C ^(b)

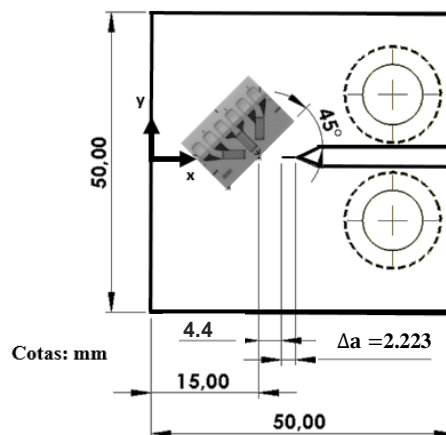
^(a) Rango de temperaturas en corto término

^(b) Rango de temperaturas en largo término



Ubicación roseta rectangular CEA-13-240UZ-120						
Probeta No.	Condición de restricción	Galga No.	Canal en la DAQ No.	Δa mm	X mm	Y mm
2	Sin restricción	1	1	2.303	15	0
3	Con restricción y pre-carga	2	1	2.332	15	0

Figura 60. Ubicación precisa de la galga extensométrica CEA-13-240UZ-120 en las probetas 2 y 3.



Ubicación roseta rectangular CEA-13-125UR-350						
Probeta No.	Condición de restricción	Roseta No.	Canal en la DAQ No.	Δa mm	X mm	Y mm
4	Sin restricción y con restricción y pre-carga	1	2,3	2.223	15	0

Figura 61. Ubicación precisa de la roseta rectangular CEA-13-125UR-350 en la probeta No. 4.

Para la fijación de las galgas extensométricas en la (s) probeta CT, se elaboró un procedimiento con base a especificaciones del fabricante y presentado en la sección de Anexos (Anexo M). En la Figura 62 se presentan algunas imágenes del procedimiento de pegado de la (s) galga extensométrica, el cual en forma resumida comprende los siguientes pasos:

1. Preparación de la superficie de la probeta.
2. Aplicación de una capa fina del adhesivo M-Bond 610 sobre la superficie de la probeta.
3. Colocación de la galga extensométrica sobre la superficie y prensado de las mismas.
4. Curado y post-curado de la galga extensométrica ya pegada en la probeta.
5. Soldadura de los alambres conductores a la salida de la galga extensométrica.
6. Recubrimiento de alambre conductores y conexiones con M-Bond GA 61.

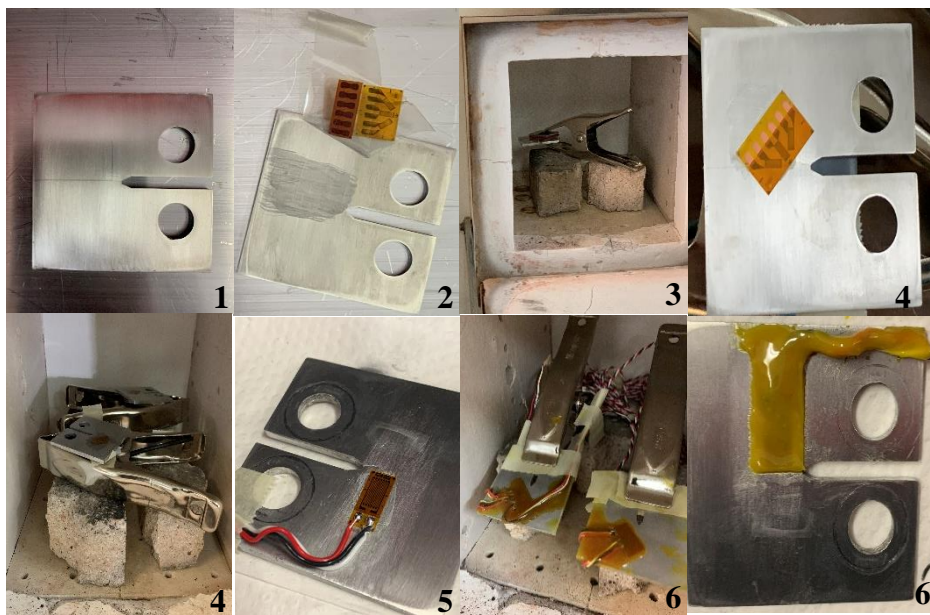


Figura 62. Detalles del procedimiento de fijación de las galgas CEA-13-240UZ-120 y CEA-13-125UR-350 en las probetas No. 2, 3 y 4.

Dentro de las fases del procedimiento previamente mencionado, en el paso 4 fue necesario realizar un ciclo térmico para curar el conjunto probeta-adhesivo-galga previamente prensado, y luego otro ciclo térmico de post-curado del conjunto probeta-adhesivo-galga ya sin la pinza de sujeción. Posteriormente en el paso 6 también se aplica un ciclo térmico de curado del recubrimiento aplicado a la zona de la galga extensométrica previamente pegada y a toda la zona de los cables conductores, ya que este recubrimiento también funciona como medio de anclaje de los cables conductores sobre la probeta. Es necesario aclarar que estas gráficas de curado y post-curado del adhesivo, así como del recubrimiento, fueron elaboradas en base a recomendaciones del fabricante, además se cuidó de controlar el crecimiento de los precipitados que le confieren el

endurecimiento de la aleación (silisuro de magnesio, Mg₂Si). En este aspecto Frenza J y colaboradores^[58] analizaron el crecimiento de estos precipitados en función del tiempo de envejecimiento a una temperatura de 350 °C, y concluyen de que a mayor tiempo de envejecimiento, los precipitados crecen más, por lo que se seleccionó los valores intermedios de temperatura y tiempo dentro del rango propuesto por el fabricante para el curado y post-curado de la galga en la probeta CT. En la Tabla 22 se presentan los datos principales de los ciclos térmicos aplicados para el curado y postcurado del adhesivo y el recubrimiento de la galga, mientras que en la Figura 63 se muestran las gráficas elaboradas de estos ciclos térmicos en base a especificaciones del fabricante.

Tabla 22. Resumen de los ciclos térmicos realizados durante el pegado y recubrimiento de la galga extensométrica y cables conductores.

No. de ciclo	Descripción	Tipo	Escalón	Temperatura °C	Tiempo mín	°C/min
1 ^(a)	Curado adhesivo	Escalonado	1	125	120	10
2 ^(a)	Post-curado adhesivo	Escalonado	1	150	120	10
3	Curado recubrimiento	Escalonado	1	150	180	10

^(a)Vea Figura 63

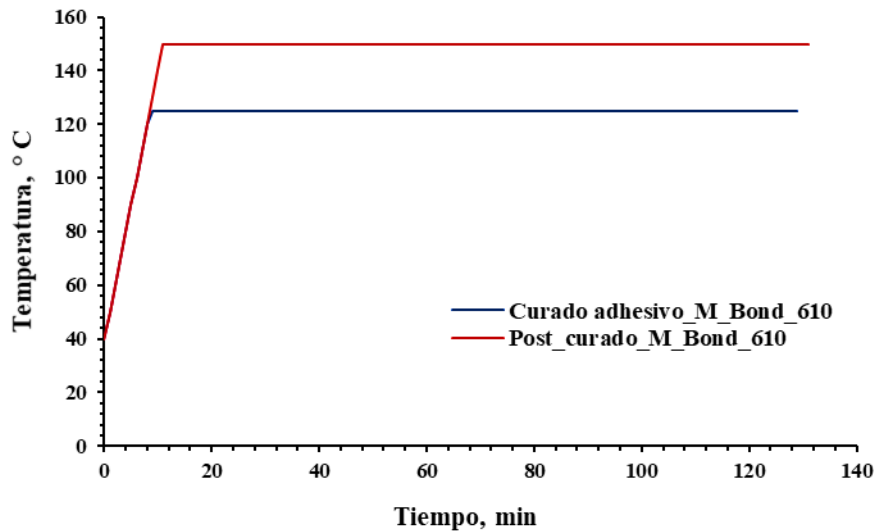


Figura 63. Gráficas de ciclos térmicos de curado y post-curado del adhesivo M-Bond 610 elaborados a partir de especificaciones del fabricante.

Para la adquisición de la señal con las galgas extensométricas, se utilizó una tarjeta de la marca Vishay®, modelo MM01-120 (Micro-Measurements), y para las pruebas de calibración con la roseta rectangular, se utilizó una tarjeta DAQ NI-9237. Las características principales de ambas tarjetas DAQ se muestran en la Tabla 23.

Tabla 23. Características principales de la tarjeta DAQ para medición de deformación [59, 60].

Fabricante	Modelo	Puente de Wheatstone	Resolución	No. de Canales	Rango de entrada	Velocidad de muestreo máxima
Vishay®	MM01-120	Completo, medio y un cuarto	24 bits	1	$\pm 16\ 000\ \mu\epsilon$	1 S/s ^(a)
National Instruments®	NI-9237	Completo, medio y un cuarto	24 bits	4	$\pm 25\ \text{mV/V}$ ^(b)	50 KS/s ^(c)

^(a) S/seg = muestras por segundo
^(b) mV/V = mili-volts por volts
^(c) kS/s = kilo-muestras por segundo de forma simultánea en todos los canales

Para cada condición de restricción en los ensayos de fatiga térmica (Sin restricción y con restricción y pre-carga), se registraron los valores de deformación en probetas diferentes. En cada condición, la galga se conectó a la tarjeta DAQ MM01-120 para el caso de la condición: sin restricción, la condición: con restricción y pre-carga, y para el caso de la probeta en donde se ensayaron ambas condiciones, se conectó a la tarjeta DAQ NI-9237. Los valores de deformación fueron monitorizados mediante un programa proporcionado por el propio fabricante ^[61] para el caso de la tarjeta DAQ MM01-120, en el cual se visualizó la gráfica de deformación en el tiempo y se registraron los datos en un archivo para su posterior procesamiento y presentación en el Capítulo 4 de esta tesis. Para el caso de la adquisición con la tarjeta DAQ NI-9237, también se visualizó la gráfica de deformación en el tiempo y se registraron los datos. Cabe aclarar, que para el caso de la tarjeta DAQ MM01-120, no fue necesario realizar el completamiento del puente de Wheatstone ya que lo hacía de forma interna la tarjeta, sin embargo, para la tarjeta DAQ NI-9237 si fue necesario fabricar un arreglo de resistencias para el completamiento del puente y poder realizar una medición adecuada. También es importante resaltar que, en estas pruebas de calibración con la roseta rectangular, la tarjeta DAQ NI-9237 y el arreglo de resistencias, se vió una medición coherente respecto a la carga aplicada, aunque al mismo tiempo se vió cierta oscilación en la medición. Se intentó corregir esto mediante la calibración del puente de Wheatstone y de otras formas, pero por los tiempos disponibles para la finalización de la tesis, se decidió hacer las mediciones finales con la tarjeta DAQ MM01-120 y la galga CEA-13-240UZ-120, cuya medición no presentaba esta oscilación. En la sección de Anexos se presenta el programa en Labview® elaborado para la adquisición, registro y procesamiento de la deformación.

3.5. Ensayo de fatiga térmica

Los ensayos de fatiga térmica se realizaron en la instalación experimental para fatiga térmica ``no convencional`` de las instalaciones del CIATEQ A. C., donde se completaron las pruebas de puesta a punto de la instalación experimental, así como la integración y calibración de los termopares utilizados para medir la temperatura en la probeta durante las pruebas, pero tuvieron

que interrumpirse las pruebas por la situación de emergencia actual. En un principio las interrupciones fueron menores y aun así se seguía con las pruebas mientras fue posible, a medida que empeoró la situación por la pandemia, se restringió aún más el acceso y desafortunadamente ya no pudieron retomarse las pruebas. Esto supuso, un retraso en las pruebas experimentales de aproximadamente de 4 meses. Sin embargo, los resultados obtenidos de las pruebas en CIATEQ estaban incompletos porque a pesar de que se completó la calibración de los termopares, la instalación del herramental para la sujeción de las probetas, no se logró hacer la medición de la deformación, a lo que se tomó la decisión de diseñar un nuevo diseño experimental que se realizó en instalaciones de la UASLP. Debido al poco tiempo disponible, este nuevo diseño experimental priorizó la medición de la deformación y la modificación de las condiciones del ensayo de fatiga térmica, para realizarlo en una mufla convencional en la UASLP en los laboratorios del CCIM (Centro de Capacitación e Ingeniería de Materiales). Aquí se continuó con la puesta a punto del sistema de medición experimental para la deformación, pero ya no se tuvo la medición de la temperatura en la probeta, pero se cambió la prueba a donde la temperatura en la probeta fue ``uniforme'', y desde ahí se enfrió. A continuación, en las secciones 3.5.1 y 3.5.2 se presentan más detalles.

3.5.1. Ensayo de fatiga térmica (Pruebas preliminares para la calibración del sistema de medición experimental y puesta a punto de la máquina de ensayos de fatiga térmica)

En esta etapa se utilizó la instalación experimental disponible en las instalaciones del CIATEQ. A.C, la cual consta de un herramental de sujeción y restricción de las probetas CT descrito previamente en la sección 3.2, un sistema de adquisición de temperatura descrito en la sección 3.4.1, un horno de resistencias eléctricas, una mesa elevadora y un equipo de cómputo. Cabe aclarar que en estos ensayos de fatiga térmica realizados en el CIATEQ. A.C, se llevaron a cabo con probetas sin pre-agrietar, por lo que solo se registró la temperatura en la probeta CT. Los componentes principales de la instalación experimental en el CIATEQ. A.C. se presentan en la Figura 64.



1. Herramental de sujeción
2. Sistema de adquisición de datos
3. Horno de resistencias eléctricas
4. Mesa elevadora
5. Equipo de cómputo

Figura 64. Componentes principales de la instalación experimental en el CIATEQ. A.C para los ensayos de fatiga térmica.

Para la realización de estas pruebas de fatiga térmica en las instalaciones del CIATEQ. A.C se definieron algunos parámetros `` típicos `` de ensayos de fatiga térmica ``no convencional`` también reportados por [2, 3, 6, 7, 13, 15, 16, 37, 40, 62 y 63] . Algunos de estos parámetros son el medio de calentamiento y de enfriamiento, temperaturas máxima y mínima del ciclo térmico, tiempos de cada semiciclo, número de ciclos. Se definieron cuatro pruebas, que en un principio el objetivo fue calibrar el diseño experimental (que se midiera correctamente la temperatura en la probeta, probar la máquina de fatiga térmica), y no tanto evaluar el desempeño de la probeta CT, además de definir las condiciones del ensayo de fatiga térmica que producen los cambios más elevados de temperatura. En la Figura 65 se presenta de forma esquemática los ciclos de fatiga térmica para cada prueba en base al desplazamiento del horno de resistencias hacia la probeta y en la Tabla 24 se presentan los demás parámetros definidos en cada prueba. Cada una de estas pruebas se realizaron a la misma probeta, siempre intentando de que las condiciones iniciales de temperatura fueran las mismas o muy similares, y en todo el tiempo de duración de la prueba se estuvo midiendo y registrando la temperatura en la probeta como se explicó en la sección 3.4.1 para su posterior análisis.

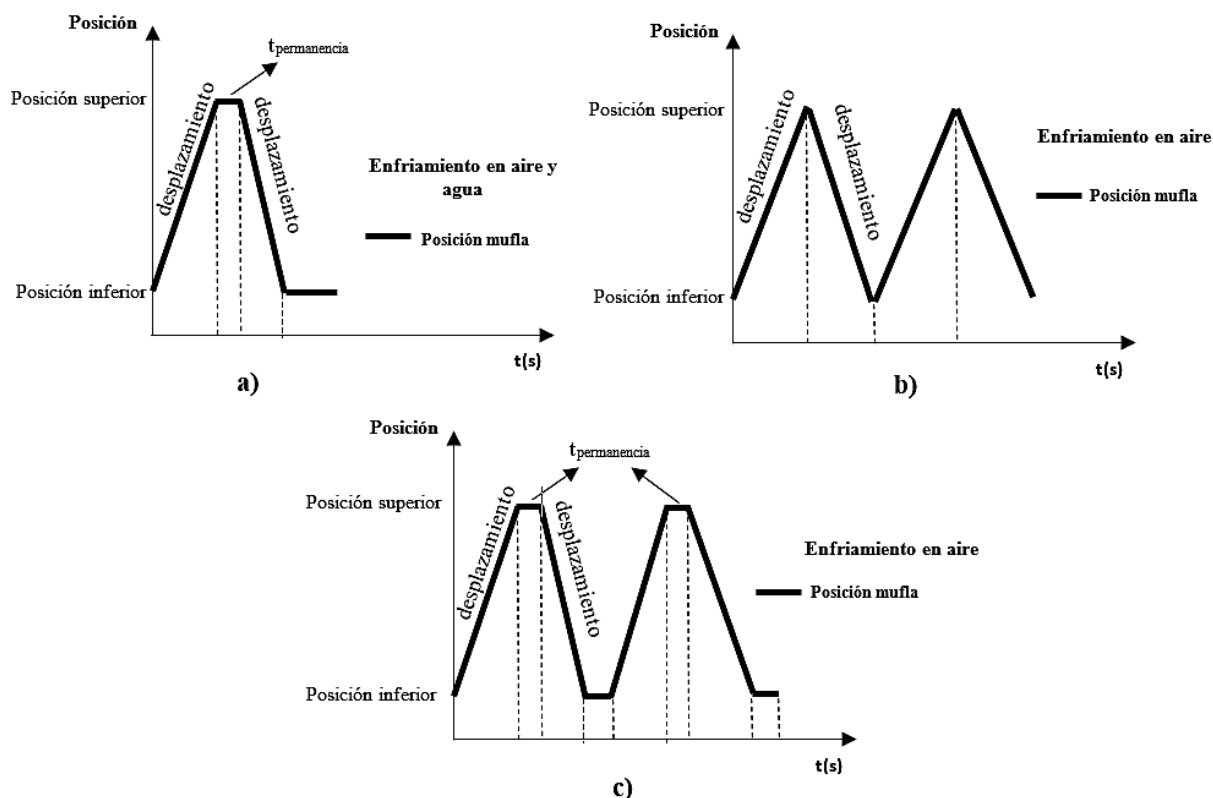


Figura 65. Representación esquemática de los ciclos de desplazamiento del horno hacia la probeta No. 1. a) Prueba No. 1 y 2: Son dos pruebas diferentes pero el esquema es igual, una con enfriamiento en aire y otra con enfriamiento en agua, ambas con tiempos de permanencia, b) Prueba No. 3: Sin tiempos de permanencia y enfriamiento en aire, c) Prueba No. 4: Con tiempos de permanencia y enfriamiento en aire.

Tabla 24. Resumen de parámetros definidos en cada una de las pruebas realizadas en instalaciones del CIATEQ, A. C.

	Prueba No. 1 Figura 65 a)	Prueba No. 2 Figura 65 a)	Prueba No. 3 Figura 65 b)	Prueba No. 4 Figura 65 c)	Unidades
Condición de restricción	Con restricción	Con restricción	Con restricción	Con restricción	-
Medio de calentamiento	Horno	Horno	Horno	Horno	-
Medio de enfriamiento	Aire calmado	Agua	Aire calmado	Aire calmado	-
Tiempo de desplazamiento a calentar	14	14	14	14	seg
Tiempo de desplazamiento a enfriar	14	14	14	14	seg
Tiempo de permanencia (Pos superior)	Hasta llegar a $T_{m\acute{a}x}$	Hasta llegar a $T_{m\acute{a}x}$	0	10	seg
Tiempo de permanencia (Pos inferior)	1500	60	0	30	seg
# de ciclos de la mesa elevadora	1	1	5	5	ciclos
$T_{m\acute{a}x}$	Pre-fijada a 150	Pre-fijada a 150	Pre-fijada a 150	Pre-fijada a 150	$^{\circ}C$
$T_{m\acute{i}n}$	30	30	30	30	$^{\circ}C$
Probeta CT	1	1	1	1	-

3.5.2. Ensayo de fatiga térmica (Pruebas finales)

Como parte de lo mencionado al inicio de la sección 3.5, después de varios retrasos por la pandemia, ya no se pudo seguir con las pruebas en la instalación experimental en el CIATEQ. A.C. Producto de lo anterior, la solución propuesta fue modificar las condiciones del ensayo de fatiga térmica, en donde se continuó con la puesta a punto del sistema de medición experimental, en este caso para la deformación, pero ya no se tuvo en este punto la medición de la temperatura en la probeta, pero se cambió la prueba a donde la temperatura en la probeta fue "uniforme", y desde ahí se enfrió la probeta. Cabe aclarar que en estos ensayos de fatiga térmica realizados en la UASLP, se llevaron a cabo con probetas con la pre-grieta ya generada, por lo que se registró la deformación en la componente normal al eje "y". Esta componente es la de mayor relevancia para el modo I de apertura de la grieta.

En este caso, el objetivo principal no fue precisamente modificar las propiedades en el material, sino utilizar este principio de ciclos térmicos de calentamiento y enfriamiento como una carga térmica aplicada a la probeta. Basado en este principio, se determinó realizar esta prueba en donde se calentó toda la probeta a una temperatura de 150 °C durante un tiempo de 480 segundos e inmediatamente enfriar en agua a 25 °C durante 120 segundos. Durante la prueba se controló la rampa de calentamiento del horno ($19\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{min}$) aproximadamente, por lo que a un tiempo de 480 segundos el horno alcanzaba una temperatura de 150 °C aproximadamente y la probeta también, debido a la conductividad térmica relativamente alta de las aleaciones de aluminio ($202\text{ W}/\text{m}^2\text{ }^{\circ}\text{C}$ aproximadamente). En la Figura 66 se presentan de forma esquemática las pruebas realizadas en función de las temperaturas máximas y mínimas en el ciclo térmico, la cantidad de ciclos aplicados, los tiempos de permanencia de la probeta calentando y enfriando. Además, es importante señalar que estas dos pruebas fueron realizadas en la probeta CT bajo diferentes condiciones de restricción. En una primera prueba (Figura 66 a)), la probeta estaba libre de expandir y contraer y fueron realizadas a la probeta No. 2, y la segunda prueba (Figura 66 b)) fue realizada a la probeta No. 3 bajo condiciones de restricción y pre-carga en los orificios de la probeta CT. Esta pre-carga se aplicó de acuerdo a un desplazamiento generado en los orificios de la probeta mediante el herramental de sujeción presentado anteriormente. Se aplicó un desplazamiento de 1 mm que corresponde a un valor de deformación que se midió con la galga en la dirección vertical de 1248×10^{-6} , y a partir de ahí la probeta fue sometida a los ciclos térmicos aplicados.

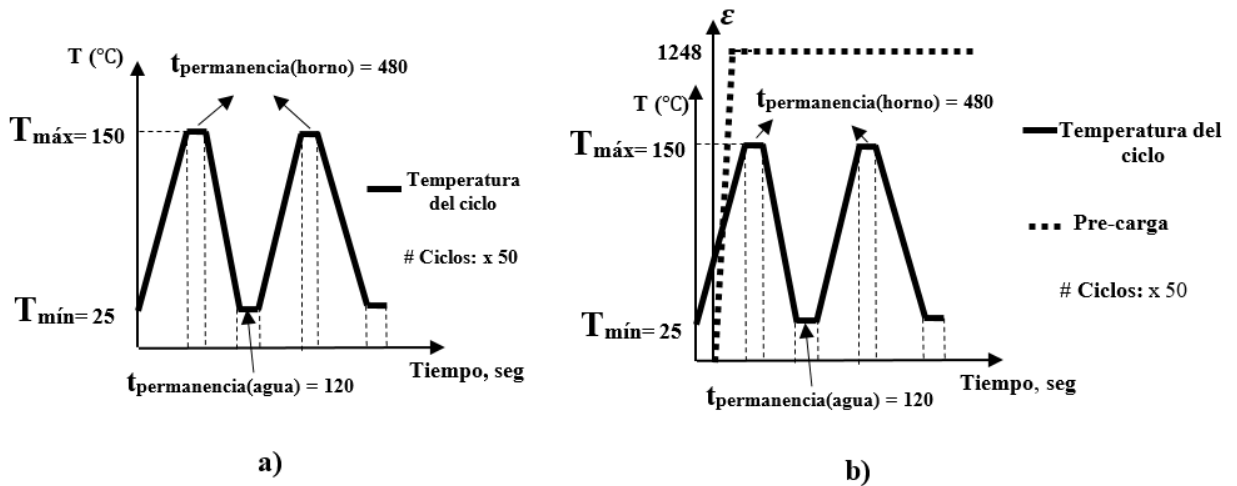


Figura 66. Representación esquemática de los ciclos térmicos aplicados en cada condición de restricción. a) Condición: sin restricción (probeta No. 2), b) Condición: con restricción y pre-carga (probeta No. 3), deformación: $\times 10^{-6}$.

La instalación experimental en esta etapa estuvo conformada principalmente por un horno de resistencias eléctricas de la marca THERMO-SCIENTIFIC, un recipiente con agua, con un volumen aproximado de 5 L como medio de enfriamiento, un sistema de adquisición de datos para la deformación, y un equipo de cómputo. La deformación en la probeta fue realizada a una velocidad de muestreo aproximada de 83 muestras por segundo de forma continua, durante el tiempo que duraron los ciclos térmicos en la condición sin restricción, y desde el inicio de la etapa de pre-carga en la condición con restricción y pre-carga. Como la medición fue realizada con una sola galga activa, la configuración de puente utilizada fue de un cuarto de puente. Los componentes principales de la instalación experimental en la UASLP se presentan en la Figura 67.



Figura 67. Componentes principales de la instalación experimental en la UASLP para los ensayos de fatiga térmica.

En la Tabla 25 se presentan los parámetros utilizados en las dos pruebas realizadas correspondientes a cada condición de restricción. Cabe mencionar que en la condición: con restricción y pre-carga, se utilizó parte del herramental de sujeción presentado previamente. Estos parámetros son el medio de calentamiento y de enfriamiento, rampa de calentamiento, tiempos de permanencia calentando y enfriando, número de ciclos aplicados, temperatura máxima y mínima de la mufla y el agua respectivamente y el valor de pre-carga medido con la galga, que corresponde a 1 mm de desplazamiento en los orificios de la probeta en la dirección normal al eje ``y``.

Tabla 25. Resumen de parámetros definidos en cada una de las pruebas realizadas en instalaciones de la UASLP.

	Prueba No. 5 Figura 66 a)	Prueba No. 6 Figura 66 b)	Unidades
Condición restricción	Sin restricción	Con restricción y pre-carga	-
Medio de calentamiento	Horno	Horno	-
Rampa de calentamiento	19	19	°C/min
Medio de enfriamiento	Agua	Agua	-
Tiempo de permanencia (Horno)	480	480	seg
Tiempo de permanencia (Agua)	120	120	seg
# de ciclos	50	50	ciclos
T_{máx-horno}	150	150	°C
T_{mín-agua}	25	25	°C
Pre-carga	-	1248×10^{-6}	-
Probeta CT	2	3	-

Como se explicó anteriormente, para la realización de estas pruebas de fatiga térmica en las instalaciones de la UASLP se definieron dos pruebas diferentes, en donde básicamente lo que cambia entre una y otra es la condición de restricción de la probeta, por lo que se determinó utilizar una probeta para la condición: sin restricción y otra probeta para la condición: con restricción y pre-carga.

En la Figura 68 se presentan algunas imágenes de la probeta CT en los ensayos de fatiga térmica para las condiciones mencionadas previamente. Cabe mencionar que la probeta 1 se ensayó para ambas condiciones ya que se utilizó para calibrar el sistema con la tarjeta NI-9237 y la roseta rectangular, las otras dos probetas (probeta No. 2 y 3) si fueron ensayadas específicamente para una sola condición de restricción.

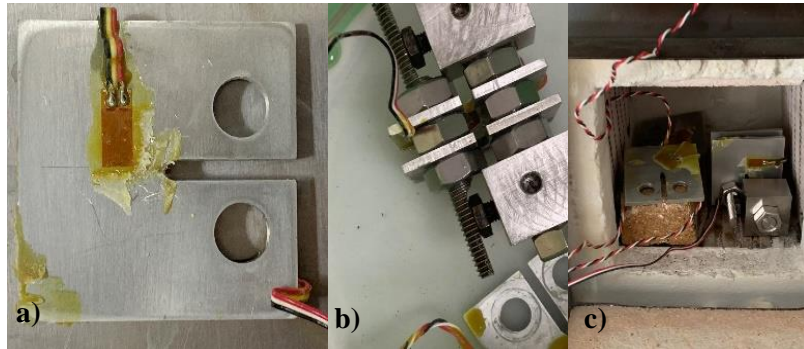


Figura 68. Detalles del ensayo de fatiga térmica para las diferentes condiciones. a) Probeta No. 2 (Condición: sin restricción), b) Probeta No. 3 y Probeta No. 4 (Condición: con restricción y pre-carga), c) Probeta No. 2 y 4 (Condición: sin restricción), Probeta No. 3 (Condición: con restricción y pre-carga).

CAPÍTULO 4. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

A continuación, se presentan los resultados que se obtuvieron en esta tesis. Primero, los resultados en la etapa experimental de la tesis en base a lo presentado en el Capítulo 3. Segundo, se presentan los resultados comparativos de los modelos computacionales generados para el diseño experimental (Enfriamiento en agua y Ciclos térmicos con tiempos de permanencia) presentados en el Capítulo 2 con los resultados experimentales de temperatura en las pruebas No. 2 y 4. Además se presentan los resultados para el análisis de vida a la fatiga en base a deformación y se discuten estos resultados.

4.1. Mediciones de temperatura (Ciclo térmico) para las pruebas No. 1, 2, 3 y 4

La medición de la temperatura respecto al tiempo en cualquier punto sobre la probeta durante el ensayo de fatiga térmica genera el ciclo térmico (# de mediciones/seg) que experimenta la probeta en ese punto durante todo el ensayo. Para el caso de las probetas CT de aluminio 6063-T5, la medición de las temperaturas en distintos puntos tuvo la finalidad de conocer los ciclos térmicos generados en diferentes zonas de la probeta. En estas cuatro pruebas se utilizó la probeta No. 1

4.1.1. Prueba No. 1 (Ciclo térmico: Calentamiento gradual- Enfriamiento en aire calmado)

En la Figura 69 se presenta la curva de enfriamiento para los dos termopares sobre la probeta CT durante la Prueba No. 1. Estos termopares fueron colocados en esquinas opuestas en la probeta, que corresponden a la ``esquina caliente`` (marcador rojo) y ``esquina fría`` (marcador azul), como se muestra en la Figura 68. En esta misma figura la medición comienza desde que ambos termopares en la probeta alcanzaron la temperatura fijada en la mufla de 150 °C, por lo que se muestra la medición de ambos termopares correspondiente a un tiempo de 1500 segundos.

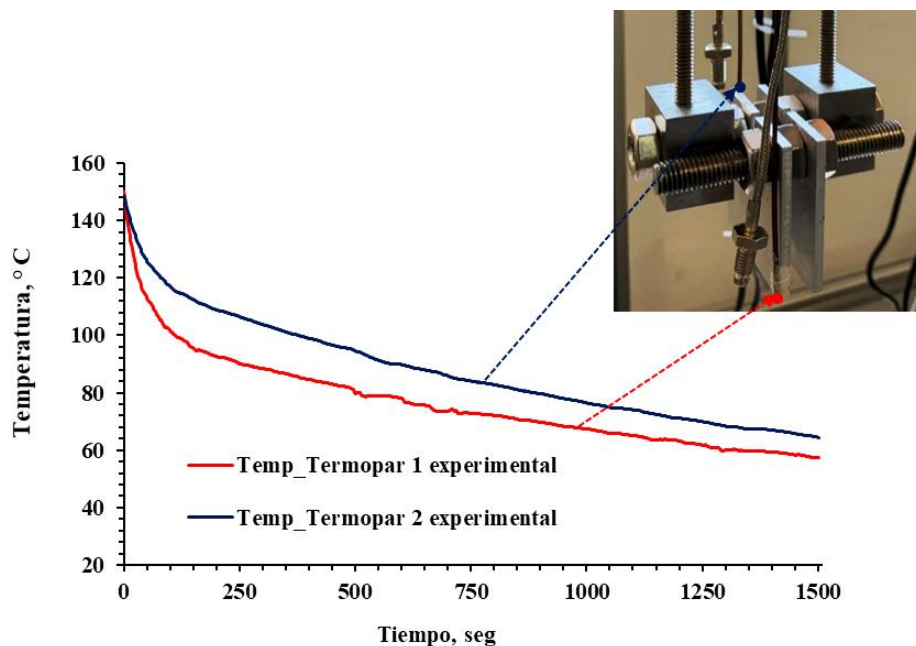


Figura 69. Curva de enfriamiento de los dos termopares en la probeta CT durante la prueba No. 1.

Durante esta prueba, la temperatura máxima alcanzada por la probeta fue de 150 °C aproximadamente, y posteriormente la temperatura va descendiendo gradualmente a medida que la mesa elevadora va descendiendo hasta la posición inferior, hasta una temperatura de 57 °C aproximadamente en 1500 segundos para el termopar 1 y una temperatura de 64 °C para el termopar 2. Se puede apreciar como al inicio del enfriamiento ambos termopares están a la misma temperatura, y luego la temperatura en el termopar 1 va descendiendo más rápido que en el termopar 2, esto se explica debido a que como son condiciones de convección natural, la diferencia de temperaturas está dada principalmente por la diferencia de densidades entre el aire caliente y el aire frío, por lo que alrededor del punto 1 el aire está a una temperatura menor que el aire alrededor del punto 2. Además, si se analiza más a detalle, el termopar 2 está más cerca del herramental de sujeción que el termopar 1, y al estar en contacto el herramental con la probeta CT en la zona alrededor del orificio, esto hace que al calentarse la probeta y el herramental, este último, le aporte más calor a la probeta, y a la hora de enfriar demore más en perder calor esta zona en la probeta, ya que es mayor la masa a enfriar que en el caso del termopar 1 en donde la masa a enfriar es la correspondiente a la zona de la probeta que no está en contacto con el herramental.

4.1.2. Prueba No. 2 (Ciclo térmico: Calentamiento gradual- Enfriamiento en agua a 25 °C)

En la Figura 70 se presenta la curva de enfriamiento para la Prueba No. 2 medida con los mismos termopares y posición que en la prueba anterior a partir de que la mufla se desplaza a la posición inferior (14 segundos), para posteriormente ser sumergida la probeta en un volumen de 1 litro de agua. Sin embargo, no se tuvo precaución de medir la temperatura inicial del agua, ni se reemplazó el volumen de agua entre cada prueba, pero se estima que fue de 35 °C aproximadamente. Cabe mencionar que hubo un lapso de tiempo de 7 segundos que transcurrió desde que la mufla bajó a la posición inferior hasta que la probeta se sumergió en agua.

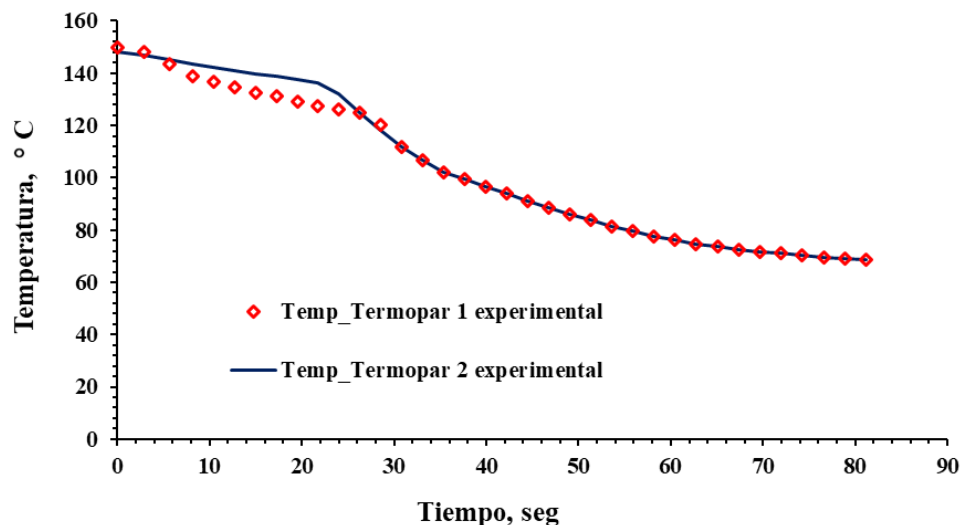


Figura 70. Curva de enfriamiento de los dos termopares durante la prueba No. 2.

La temperatura va descendiendo gradualmente durante los primeros 21 segundos a medida que la mufla va desplazándose hasta la posición inferior. Posteriormente al sumergir la probeta en agua, la temperatura desciende más rápido hasta una temperatura de 68.6 °C aproximadamente en ambos termopares a los 60 segundos previstos para el enfriamiento, para un tiempo total de 81.2 segundos desde que la temperatura en la probeta comienza a disminuir. Mientras la mufla se va desplazando en los primeros 21 segundos, la temperatura va descendiendo un poco más rápido en el termopar 1 que en el 2, por lo que se comentó anteriormente de la influencia o el aporte de calor que le proporciona la parte del herramental que está en contacto con los orificios de la probeta cercanos al termopar 2, aunque en el momento en que toda la probeta se sumerge en agua junto con el herramental de sujeción, la temperatura en ambos termopares disminuye con la misma pendiente.

4.1.3. Prueba No. 3 (Ciclo térmico: Sin tiempos de permanencia)

En la Figura 71 se presentan las mediciones de los termopares para la Prueba No. 3 en donde se realizaron 5 ciclos sin tiempos de permanencia en la posición superior e inferior de la mufla, y la medición comenzó desde que la mufla estaba en la posición inferior precalentada a una temperatura de 150 °C y ambos termopares en la probeta a una temperatura de 34.5 °C aproximadamente.

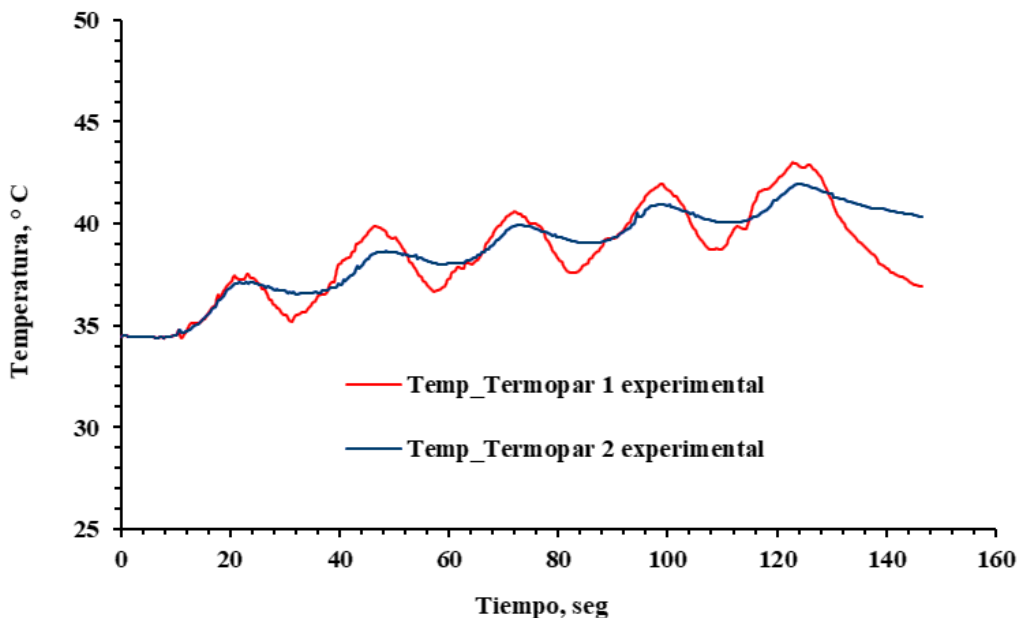


Figura 71. Ciclo térmico de los dos termopares durante la prueba No. 3.

En la figura anterior se puede apreciar como durante el primer ciclo las temperaturas iniciales de ambos termopares prácticamente coinciden, pero luego comienzan a distar un poco entre sí a partir del segundo ciclo en adelante. En esta prueba, las temperaturas máximas y mínimas tienden

a incrementar entre un ciclo y otro, esto se explica ya que la probeta está expuesta al calor de la mufla, y luego la diferencia en los valores máximos y mínimos de ambos termopares, se puede decir que está dada por la ausencia de tiempos de permanencia en las posiciones inferior y superior respectivamente, por lo que el tiempo de desplazamiento de la mufla hacia la probeta y fuera de esta es menor que el tiempo que tarda en enfriarse la probeta en condiciones de aire calmado. Aun así, se perciben mayores diferencias entre las temperaturas máximas y mínimas para el termopar 1.

4.1.4. Prueba No. 4 (Ciclo térmico: Con tiempos de permanencia)

En la Figura 72 se presentan las mediciones para los 5 ciclos térmicos realizados en la Prueba No. 4. Al inicio de la prueba, la mufla se encontraba en la posición inferior pre-calentada a una temperatura de 150 °C y la temperatura en el termopar 1 y 2 eran 31.8 y 30.2 °C respectivamente. En esta prueba se aplicaron tiempos de permanencia de 10 y 30 segundos en las posiciones superior e inferior de la mufla respectivamente.

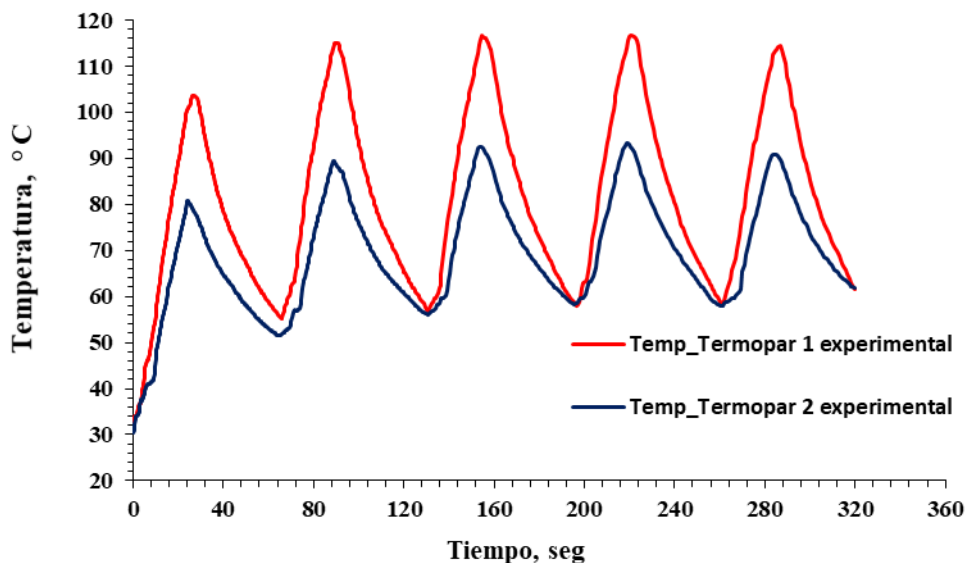


Figura 72. Ciclo térmico de los dos termopares en la probeta CT durante la prueba No. 4.

En la gráfica anterior se observa que la medición entre el termopar 1 y el termopar 2 es muy similar al inicio del primer ciclo hasta los 4 segundos aproximadamente, ya que en los primeros segundos de la medición, la mufla no comenzaba a desplazarse aún, luego a partir de que la mufla se va desplazando llega a su posición superior y se mantiene 10 segundos, se comienza a observar una diferencia aproximada desde 1 °C (4 segundos) hasta 25.7 °C (28 segundos) entre ambos

termopares. Posteriormente, durante el descenso de la mufla hasta su posición inferior (10 segundos), la temperatura del termopar 1 comienza a disminuir desde 101.7 °C (28 segundos) a 80.5 °C (38 segundos), y en el termopar 2 desde 76.3 °C (28 segundos) hasta 65.6 °C (38 segundos). Posteriormente la mesa elevadora se mantiene en la posición inferior durante 30 segundos y durante ese tiempo la temperatura en el termopar 1 sigue disminuyendo desde 63 °C (38.7 segundos) hasta 57 °C (68 segundos) en el termopar 1 y desde 65.6 °C (38.7 segundos) hasta 54.4 °C (68 segundos) en el termopar 2. Luego la mufla se desplaza nuevamente hacia la posición superior para el segundo ciclo, y la temperatura en ambos puntos sigue disminuyendo hasta 55 °C (termopar 1) y 52 °C (termopar 2) a los 70 segundos hasta que comienza a incrementar otra vez la temperatura en ambos termopares durante el desplazamiento de la mufla a calentar (14 segundos), y su permanencia de 10 segundos. Luego, a partir del tercer ciclo, se comienzan a estabilizar las temperaturas máximas a un valor de 115 °C y 92 °C para ambos termopares y las temperaturas mínimas a un valor aproximado de 56 °C. Si se compara la parte del ciclo térmico correspondiente al enfriamiento para el segundo ciclo por ejemplo (desde los 92 hasta los 122 segundos), con el enfriamiento en la prueba No. 2 (Enfriamiento en agua), se puede ver como en esta prueba a pesar de ser enfriamiento en aire, la temperatura en el punto 1 disminuye 29.6 °C en 40 segundos, mientras que en el enfriamiento en agua la temperatura en este mismo punto disminuye 52.9 °C en 40 segundos aproximadamente. O sea, que, en el mismo tiempo, la temperatura para el termopar 1 en la prueba No. 2 (Enfriamiento en agua), disminuye poco menos del doble que para la prueba No. 3 explicada en este párrafo. Aun así, queda la incertidumbre del valor de temperatura del agua durante la prueba No. 2 y de la temperatura del aire en el laboratorio durante la prueba No. 3, ya que puede que tanto el agua como el aire estuvieran a una temperatura inicial más caliente de lo pensado. Cabe aclarar que todos los tiempos mencionados en este párrafo son respecto al tiempo total de esta prueba (320 segundos).

4.2. Mediciones de deformación (Ciclo térmico) en las pruebas No. 5 y 6

A continuación, se presentan los resultados de medición de deformación experimental para las pruebas No. 5 y 6 que se realizaron en instalaciones de la UASLP para diferentes condiciones de restricción en la probeta CT.

4.2.1. Prueba No. 5 (Ciclo térmico, Probeta No. 2 en condición: Sin restricción)

Durante la Prueba No. 5, se utilizó una galga CEA-13-240UZ-120 para medir la deformación en la dirección y , ya que la deformación y esfuerzos en esta dirección son de especial relevancia para el modo I de apertura de la grieta. En la Figura 73 se presentan las micro-deformaciones

medidas durante un tiempo de 100 minutos correspondientes a 10 ciclos que se midieron para la probeta No. 2. Los recuadros en negro representan la delimitación de cada uno de los 10 ciclos que se muestran, los lados más pequeños del recuadro delimitan la deformación máxima y mínima de cada ciclo, así como sus valores exactos se muestran en las etiquetas encima y debajo de estos lados. También se presenta una imagen de referencia de la posición en la que se colocó la galga sobre la probeta CT, recordando que fue la probeta No. 2 la utilizada en la prueba No. 5. Si graficamos solo el primero ciclo de los 10 presentados en la figura anterior, se puede apreciar de forma más detallada lo que ocurre en el ciclo térmico con la deformación. En la Figura 74 se presenta la deformación en el tiempo para el primer ciclo térmico desde un poco antes de terminar el calentamiento hasta que termina el enfriamiento. Es importante recordar que cada ciclo tuvo un tiempo de calentamiento de 8 minutos, en donde la probeta CT se calentó uniformemente hasta alcanzar el valor de 150 °C especificado en la mufla.

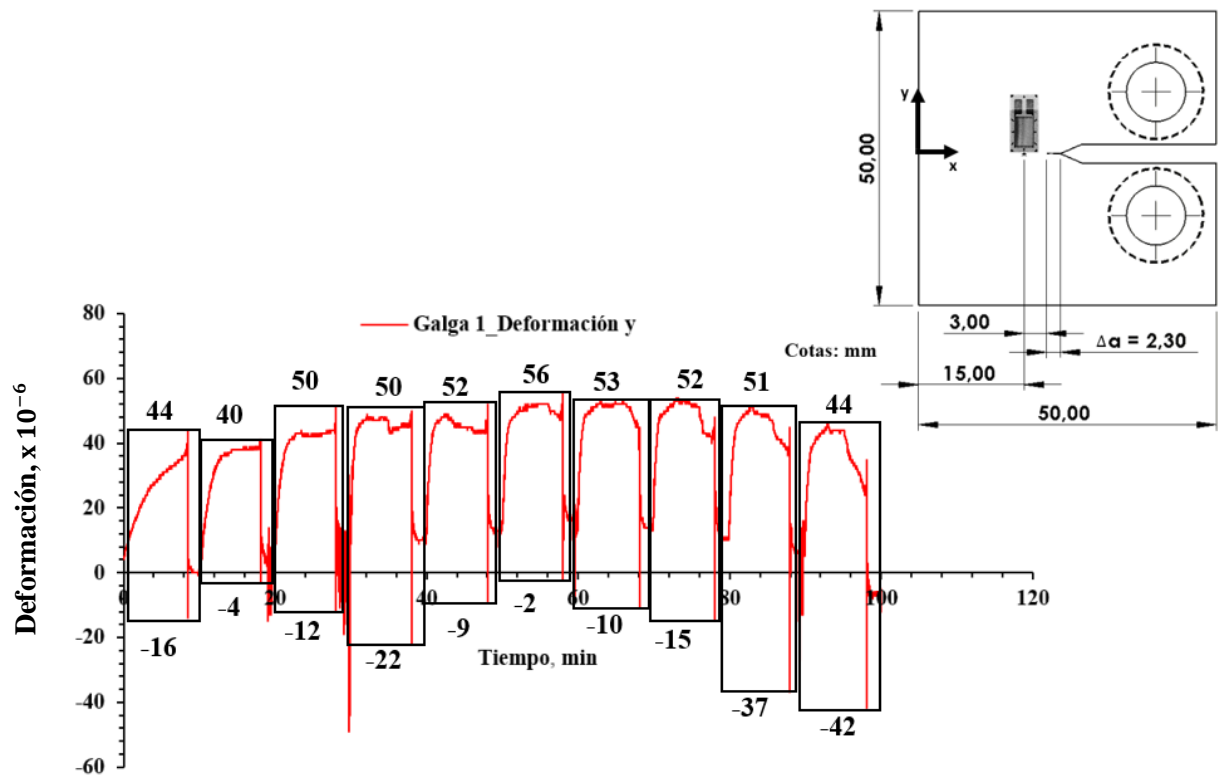


Figura 73. Deformación en la probeta No. 2 durante 10 ciclos para la Prueba No. 5.

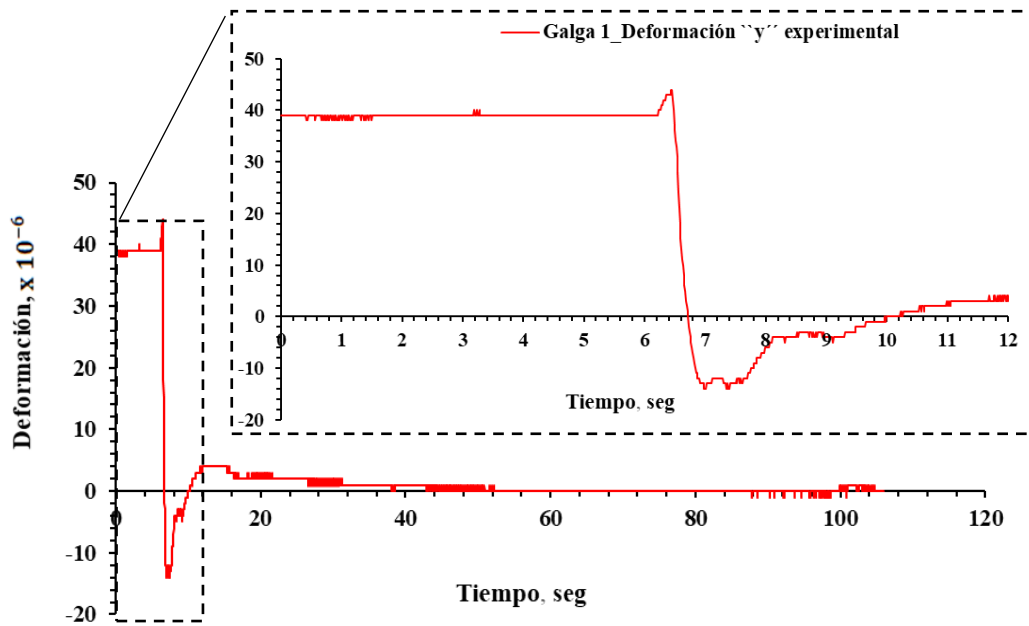


Figura 74. Deformación en la probeta No. 2 durante el primer ciclo para la Prueba No. 5.

Analizando la Figura 73, de manera general se puede observar en el primer ciclo, que después del enfriamiento de la probeta, el valor de deformación incrementa hasta 5×10^{-6} y luego va disminuyendo hasta 0. Posteriormente a partir del segundo ciclo, el valor de micro-deformación al final del enfriamiento ya no se estabiliza a 0, sino que parte de un valor positivo de deformación, en los ciclos 4, 5, 6, 7, 8 de 12×10^{-6} . A partir de la longitud de prueba de la galga CEA-13-240UZ-120 (~ 6 mm), una deformación de 1×10^{-6} quiere decir que el cambio en longitud correspondiente es 6×10^{-6} , o sea 0.000006 mm, por lo que si se multiplica el valor de deformación máxima y mínima (1er ciclo) medida experimentalmente por 0.000006 mm que equivale al cambio en longitud a partir de la longitud de prueba de la galga, se puede decir que la probeta en la zona de medición de la galga se expande 0.264 micras de metro a la deformación máxima y se contrae 0.096 micras de metro a la deformación mínima en el primer ciclo.

De forma específica en la Figura 74 se puede apreciar como la deformación alcanza un valor de aproximadamente 40×10^{-6} al final del calentamiento y posteriormente incrementa hasta 44×10^{-6} , justo antes de enfriar la probeta en agua, en donde al disminuir la temperatura la deformación toma valores negativos a compresión a causa de la contracción "libre" de la probeta y luego se va recuperando la deformación a 0 ya que al parecer tanto en la región donde está la galga, así como en otras zonas de la probeta, no quedó deformación permanente que impidiera que se recuperara la deformación en la probeta a 0, sin embargo en los ciclos posteriores al primero, si se aprecia como la recuperación de la deformación luego del enfriamiento no es total en toda la probeta, ya que luego del enfriamiento queda cierto valor positivo de deformación remanente, aunque ciertamente bajo.

4.2.2. Prueba No. 6 (Ciclo térmico, Probeta No. 3 en condición: Con restricción y pre-carga)

Al igual que en la Prueba No. 5, para esta prueba se utilizó una galga CEA-13-240UZ-120 para medir la deformación en la dirección ``y``. En la Figura 75 se presenta la deformación medida durante un tiempo de 100 minutos correspondientes a 10 ciclos y en la Figura 76 se presenta específicamente el ciclo 1 de la prueba, en donde se aprecia de una forma más detallada el comportamiento de la deformación en un intervalo de 90 segundos aproximadamente del tiempo total, intervalo de tiempo en donde ocurren los cambios más significativos en la deformación.

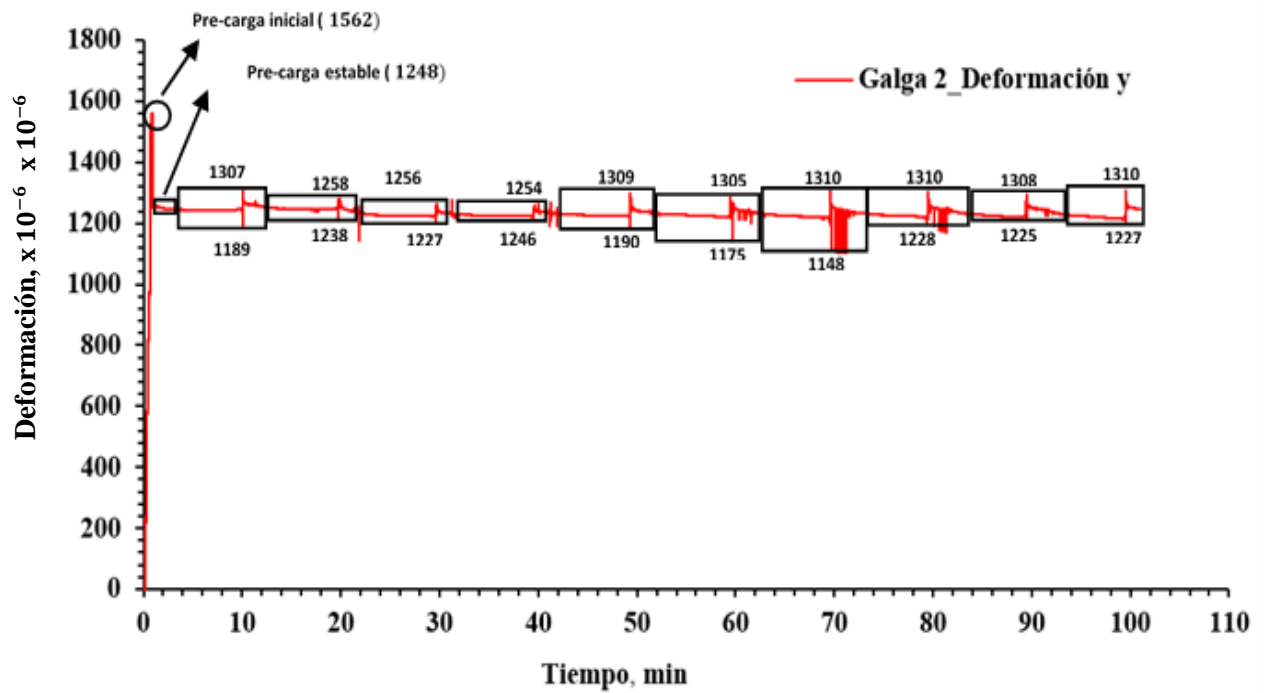


Figura 75. Deformación en la probeta No. 3 durante 10 ciclos para la Prueba No. 6.

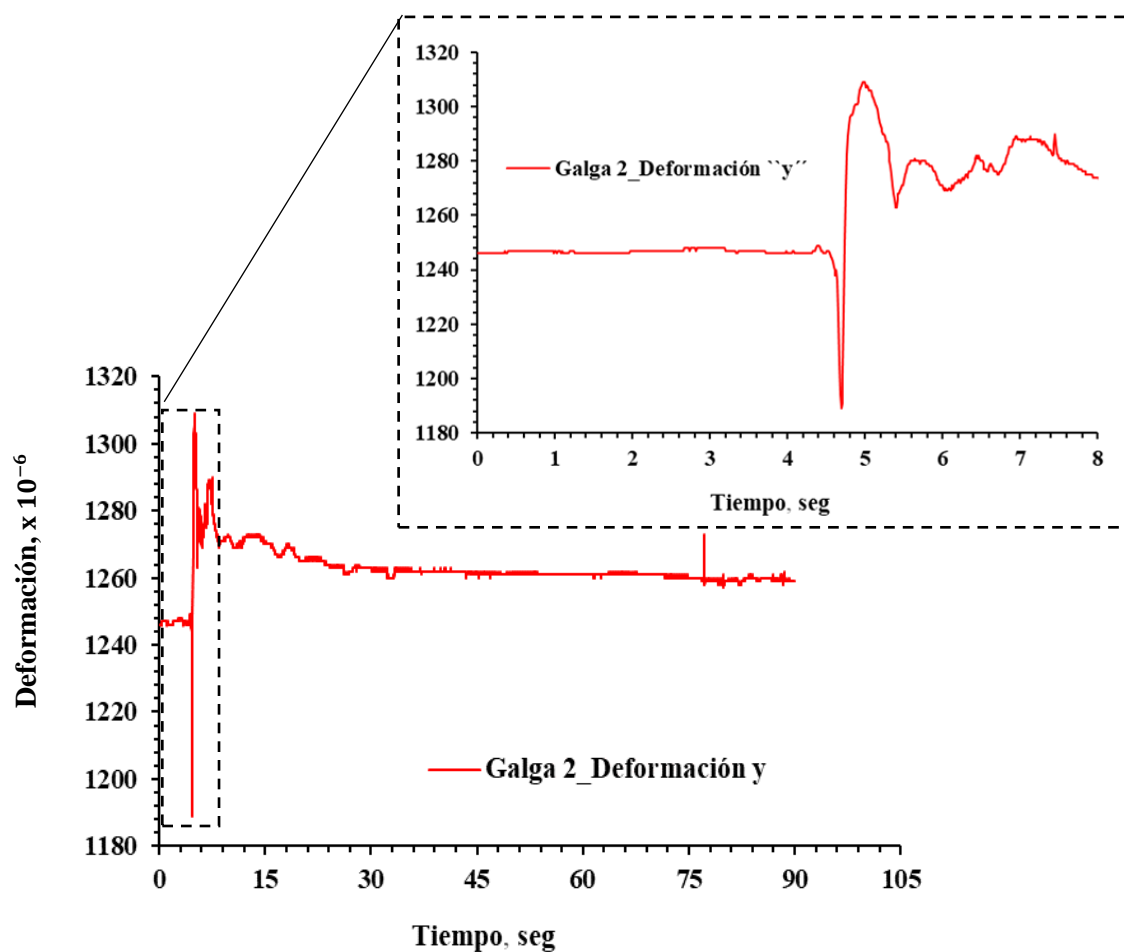


Figura 76. Deformación en la probeta No. 3 en el primer ciclo en un intervalo de 90 segundos (prueba No. 6) y un zoom en un intervalo de 8 segundos del tiempo total.

En la Figura 75, se puede observar de forma general como el valor de la deformación incrementa desde 0 hasta casi 1562×10^{-6} y luego se reduce hasta aproximadamente 1248×10^{-6} . Esto se logró físicamente aflojando el tornillo en el herramental de sujeción, el cual hacía contacto directo con los ejes que pasan por los orificios de la probeta, provocando así una disminución de la deformación, hasta un valor estable de 1248×10^{-6} aproximadamente. Este último valor de deformación fue la condición inicial de la pre-carga aplicada, y se mantuvo durante todos los ciclos térmicos. También en esta figura se observan los valores máximos y mínimos de deformación en cada ciclo térmico marcado con los recuadros negros. En esta prueba al igual que en la anterior, el tiempo de calentamiento de la probeta en la mufla fue de 8 minutos y 2 minutos para enfriar. También se determinó un valor promedio de la deformación máxima en de 1295.25×10^{-6} y un valor promedio de la deformación mínima de 1208.25×10^{-6} a partir del segundo ciclo.

De manera particular en la Figura 76, se aprecia como segundos antes de terminar el tiempo de calentamiento, el valor de deformación se mantiene estable a 1248×10^{-6} y luego en el zoom de

la Figura 75 se aprecia como disminuye la deformación, ya que al enfriar la probeta la expansión se reduce, y luego vuelve a incrementarse hasta 1307×10^{-6} , hasta que va disminuyendo de forma más gradual hasta terminar el tiempo de enfriamiento en un valor de 1260×10^{-6} aproximadamente. Aquí en esta prueba, a diferencia de la anterior, no se comporta de la misma forma la deformación al momento del enfriamiento. En esta prueba, primero disminuye la deformación y luego aumenta como un efecto de rebote y vuelve a disminuir hasta un valor remanente positivo, mientras que, en la anterior prueba, primero aumenta, luego disminuye y finalmente vuelve a aumentar a valores positivos hasta que se recupera a 0.

4.3. Análisis comparativo del modelo numérico y pruebas experimentales

A continuación, en la Tabla 26 se presenta de forma resumida las condiciones específicas de los modelos numéricos en ABAQUS™ y de las pruebas experimentales. Posteriormente en la sección 4.3.1, se comparan los resultados de los modelos numéricos con los resultados experimentales presentados anteriormente al inicio de este capítulo para las pruebas No. 2 y 4.

Tabla 26. Gráfica resumen de las condiciones térmicas de los modelos numéricos y de las pruebas experimentales a comparar

Modelo	Condiciones térmicas		Pruebas Experimentales	Condiciones térmicas
Enfriamiento en agua ^{(a),(b)}	Temp inicial probeta: 150 °C <u>Convección</u> Enfriamiento: $T_{\text{sumidero}}: 25^{\circ}\text{C}, h: 3000 \text{ W}/\text{m}^2\text{C}$ Enfriamiento: $T_{\text{sumidero}}: 25^{\circ}\text{C}, h: 300 \text{ W}/\text{m}^2\text{C}$		Prueba No. 2	Calentamiento: $T_{\text{inicial_muffla}}: \text{fija a } 150^{\circ}\text{C}.$ Enfriamiento: Aire Calmado
Ciclos con tiempos de permanencia ^(c)	Temp inicial probeta: 30 °C <u>Convección</u> Calentamiento: $T_{\text{sumidero}}: 150^{\circ}\text{C}, h: 50 \text{ W}/\text{m}^2\text{C}$	<u>Convección</u> Enfriamiento: $T_{\text{sumidero}}: 30^{\circ}\text{C}, h: 25 \text{ W}/\text{m}^2\text{C}$	Prueba No. 4	Calentamiento: $T_{\text{inicial_muffla}}: \text{fija a } 150^{\circ}\text{C}.$ Enfriamiento: Aire Calmado

^(a) Gráfica comparativa, Figura 77

^(b) Gráfica comparativa, Figura 78

^(c) Gráfica comparativa, Figura 79

4.3.1. Perfil de temperatura: Modelos numérico y pruebas No. 2 y 4.

En la Figura 77 se presenta una gráfica comparativa del perfil de temperaturas medido experimentalmente en la prueba No. 2 durante el enfriamiento de la probeta, así como el perfil de temperaturas que se obtuvo del modelo en ABAQUS™ (Enfriamiento en agua). Tanto en el modelo numérico como en las pruebas experimentales la condición de restricción fue: Restricción en orificio y pre-carga. Cabe mencionar que los perfiles de temperaturas fueron medidos experimentalmente para las posiciones de los termopares mencionados anteriormente, y en los modelos numéricos fueron obtenidos en los puntos que se muestran en esta misma gráfica.

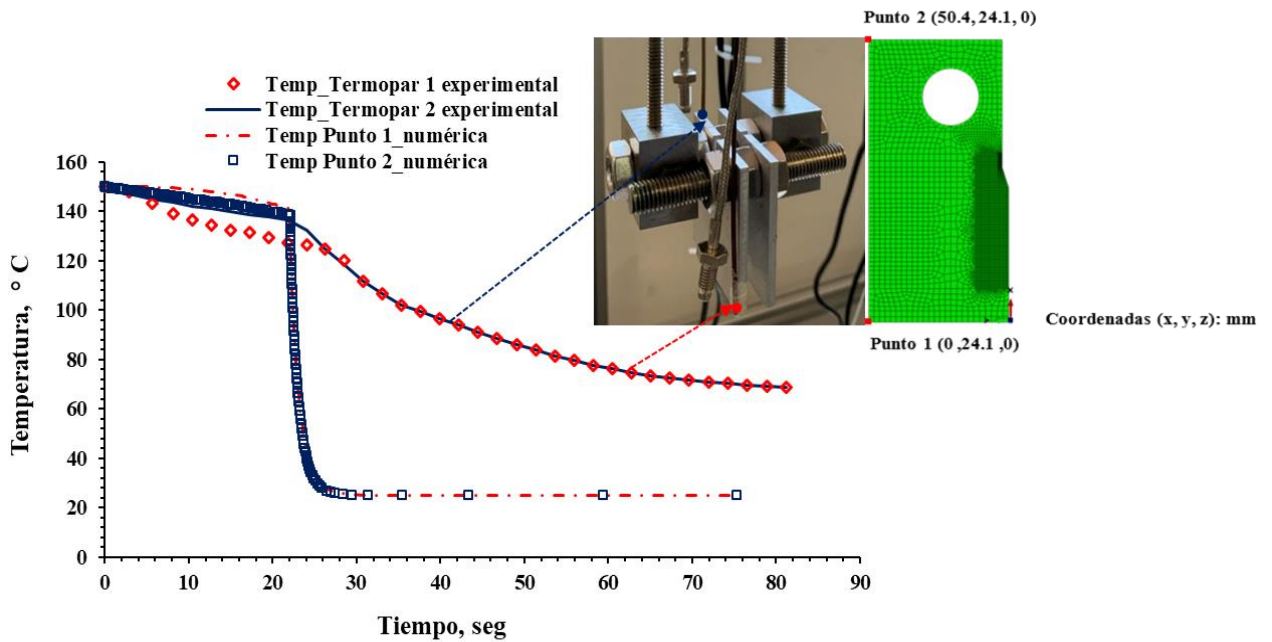


Figura 77. Gráfica comparativa de la temperatura medida en los termopares (marcador rojo y línea sólida azul) y la calculada mediante el modelo computacional (línea discontinua roja y marcador azul) para la prueba No 2, probeta No.1, $h: 3000 \text{ W/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C}$, $T_{\text{sumidero}}: 25 \text{ } ^\circ\text{C}$.

De la figura anterior se observa que, hasta los 21 segundos del tiempo total, el modelo tampoco captura la diferencia de temperaturas entre la posición del termopar 1 y 2. Luego, a partir de los 24 segundos y hasta los 76 segundos del tiempo total, ambos resultados concuerdan en que al sumergir toda la probeta en agua (prueba No. 2 experimental) y aplicar condiciones de convección en agua (modelo numérico- Enfriamiento en agua), las temperaturas de ambos puntos es la misma hasta que termina el enfriamiento. Este modelo numérico no está considerando la influencia que puede tener el que la temperatura del agua pueda aumentar debido a que el volumen utilizado (1 L) no fue el suficiente o la temperatura del agua lejos de mantenerse constante, aumentó producto del calor que aporta el herramental al estar en contacto con la probeta en la zona de los orificios.

Al observar que el cambio en la temperatura en el modelo numérico era tan súbito al momento de aplicar el coeficiente de convección constante de $3000 \text{ W/m}^2 \text{ }^\circ\text{C}$ y la temperatura constante de $25 \text{ }^\circ\text{C}$, se modificó el coeficiente de transferencia de calor a un valor inferior ($300 \text{ W/m}^2 \text{ }^\circ\text{C}$), manteniendo igual la temperatura de sumidero, con el objetivo de definir un valor que representara mejor las condiciones de convección que están presente en lo experimental. En la Figura 78 se presenta la misma gráfica anterior, pero considerando la modificación en el coeficiente de transferencia de calor por convección.

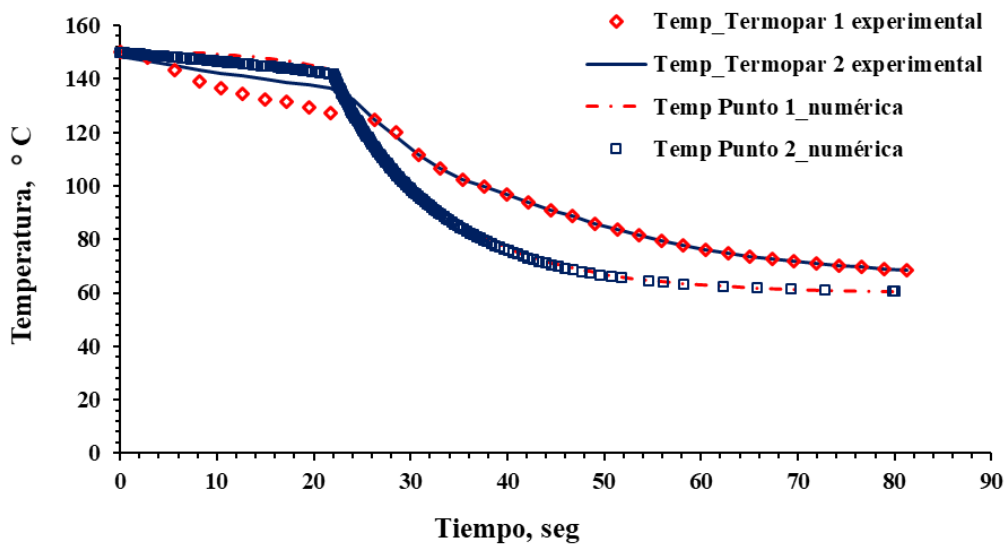


Figura 78. Gráfica comparativa de la temperatura medida en los termopares (marcador rojo y línea sólida azul) y la calculada mediante el modelo computacional (línea discontinua roja y marcador azul) para la prueba No 2, probeta No.1, $h: 300 \text{ W/m}^2 \text{ }^\circ\text{C}$, $T_{\text{sumidero}}: 25 \text{ }^\circ\text{C}$.

De la gráfica anterior se observa como no se aprecia un cambio significativo en los primeros 21 segundos, ya que durante ese tiempo las condiciones fueron las mismas, sin embargo en el intervalo de tiempo en donde se aplicaron las condiciones de convección en agua (21 a 81 segundos), para un coeficiente de transferencia de calor de $300 \text{ W/m}^2 \text{ }^\circ\text{C}$, las curvas del modelo se acercan un poco más a las curvas experimentales en ambos termopares. No obstante, si se sigue disminuyendo el coeficiente de convección, se espera que se acerquen mucho más los resultados numéricos a los experimentales. De igual forma, se necesita explorar otras alternativas como son considerar determinar analíticamente el coeficiente de transferencia de calor por convección a partir de las condiciones experimentales de convección, además de considerar implementar en el modelo numérico tanto el coeficiente de transferencia de calor, así como la temperatura de sumidero en función del tiempo mediante alguna función o subrutina.

Por último, se muestra la gráfica comparativa de temperatura experimental y numérica en la prueba No. 4 experimental y el modelo numérico (Ciclos con tiempos de permanencia), ver Figura 79. En general, no se aprecia un comportamiento similar entre las temperaturas experimentales y numéricas ya que al igual que en las gráficas comparativas anteriores, en el caso del modelo numérico se definieron tanto la temperatura de sumidero como el coeficiente de transferencia de calor como constantes y en el caso del coeficiente de convección a partir de valores de la literatura. Sobre todo en las temperaturas numéricas se observa como a partir de los 14 segundos aproximadamente la temperatura en ambos puntos es la misma prácticamente hasta llegar a una temperatura máxima de 80 °C aproximadamente a los 24 segundos, muy por debajo de la temperatura del termopar 1 en ese mismo instante de tiempo (103 °C), y luego al comenzar el enfriamiento sucede parecido al calentamiento, en los primeros 14 segundos se observa cierta diferencia entre la temperatura numérica en ambos puntos, pero luego ambas temperaturas disminuyen por la misma pendiente hasta un valor de 58 °C a los 68 segundos del tiempo total, mientras que la temperatura experimental disminuye hasta un valor aproximado de 54 °C en el termopar 1 y 51 °C en el termopar 2 en ese mismo tiempo. Este comportamiento se repite para las temperaturas numéricas durante los demás ciclos, aunque con un patrón similar al experimental en cuanto a que a partir del segundo ciclo se comienzan a estabilizar las temperaturas máximas y mínimas para ambos puntos en la probeta CT.

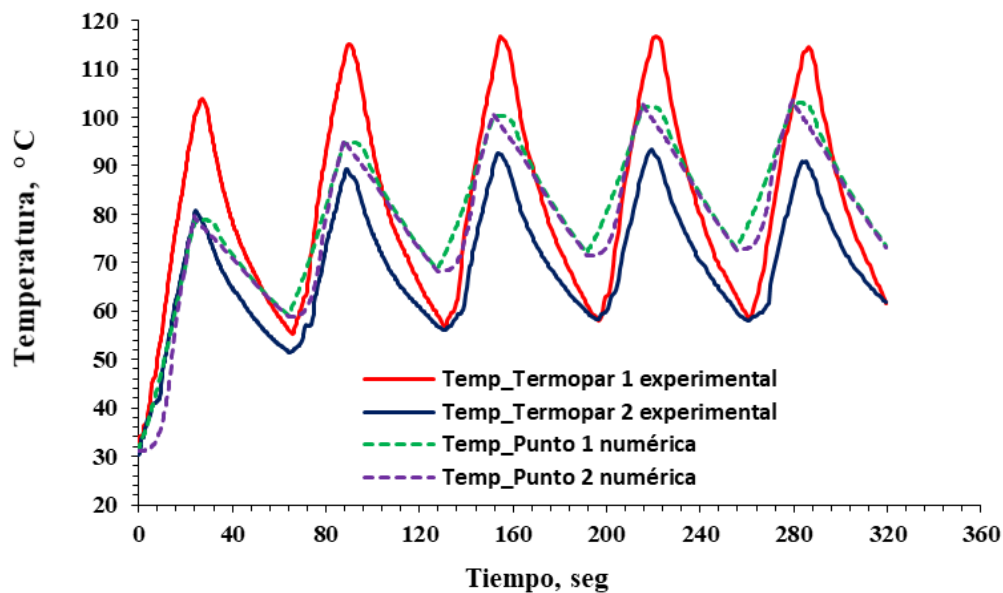


Figura 79. Gráfica comparativa de la temperatura medida en los termopares (línea sólida roja y azul) y la calculada mediante el modelo computacional (línea discontinua violeta y verde) para la prueba No 4, probeta No.1.

Además, se elaboraron dos modelos numéricos para las condiciones de las pruebas No. 1 y 2, pero a partir de la historia térmica medida por los termopares en cada una de las pruebas. Las condiciones de frontera (estructurales se mantienen iguales). El software ABAQUS™ tiene la opción de al momento de definir las condiciones de convección, ingresar la temperatura de sumidero de varias formas, en los modelos anteriores se definió como constante, y otra opción posible fue la que se definió en estos modelos, o sea en forma de tabla, a partir de los resultados experimentales de temperatura en el tiempo. A cada partición donde se ubica el punto 1 y 2, que representan la posición de los termopares, se definieron dos tablas diferentes con las mediciones de temperatura de los termopares en función del tiempo. Esto se hizo para observar como al introducir el perfil de temperaturas medido experimentalmente en la probeta como temperatura de sumidero en la condición de convección, las gráficas de temperatura experimentales y numéricas coinciden prácticamente, incluso en las oscilaciones que se observaron experimentalmente, lo cual hace al modelo numérico dependiente de las mediciones experimentales que se puedan o no tener y coincide con el comportamiento discutido en el Capítulo 1 presentado por Salinas y colaboradores. Sin embargo, los modelos presentados al inicio de esta sección, a pesar de que no capturan adecuadamente los resultados experimentales, son independientes de resultados experimentales que se tengan para poder generar el perfil de temperaturas en la probeta. En la Figura 80 y 81 se presentan los resultados comparativos del perfil de temperaturas en la probeta para los modelos (Enfriamiento en aire y Enfriamiento en agua) a partir de la historia térmica medida experimentalmente en las pruebas No. 1 y 2 respectivamente.

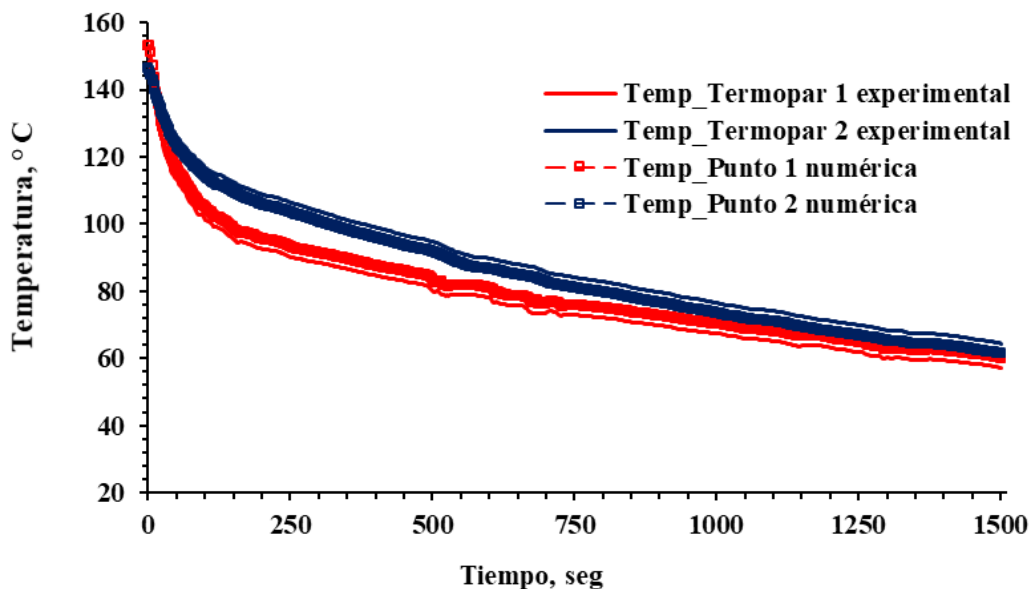


Figura 80. Gráfica comparativa de la temperatura medida en los termopares (curvas sólidas) y la calculada mediante el modelo computacional (línea punteada con marcadores a partir de la historia térmica experimental) para la prueba No. 1, probeta No.1.

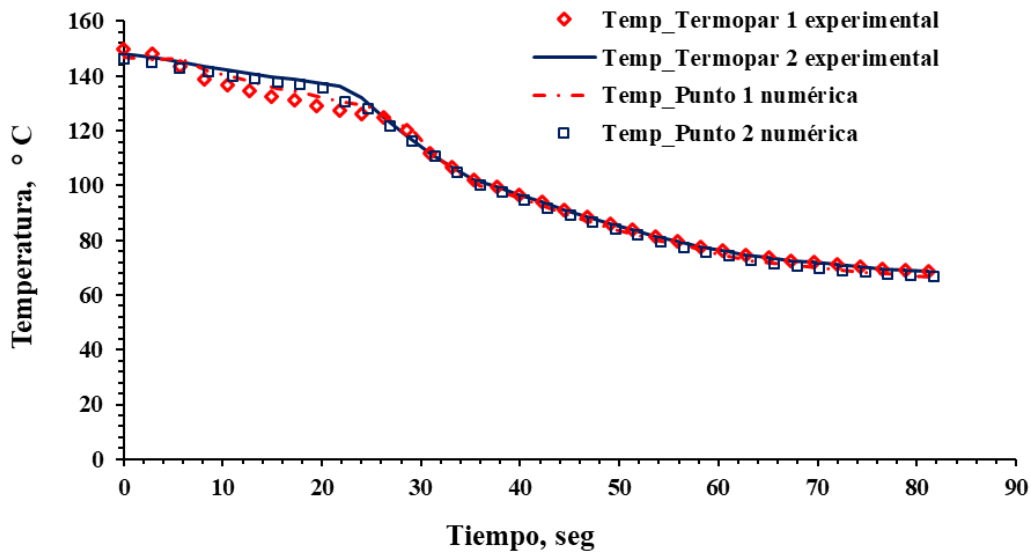


Figura 81. Gráfica comparativa de la temperatura medida en los termopares (marcador rojo y línea sólida azul) y la calculada mediante el modelo computacional (línea discontinua roja y marcador azul a partir de la historia térmica) para la prueba No 2, probeta No.1.

4.4. Vida a la fatiga en base a deformación

Para el análisis de vida a la fatiga mediante los métodos presentados en la sección 2.3.3, se requieren conocer algunas constantes del material (E , σ'_f , b , ϵ'_f , c , n), y en base a este comportamiento del material, correlacionar con los valores de deformación medidos experimentalmente para realizar estimaciones de vida a la fatiga bajo el enfoque de deformación. De estas propiedades, solo el módulo de Young y el coeficiente de resistencia a la fractura verdadero se encontraron reportados en la literatura para el aluminio 6063-T5. En el caso de esta última constante se tomó como referencia un trabajo realizado por Mohebbi y colaboradores, en donde obtuvieron un gráfico de esfuerzo-deformación verdadero y combinaron en el mismo gráfico los resultados de una prueba de tensión a probetas cilíndricas para valores de deformación por debajo de 0.2, junto con una prueba de torsión para valores de deformación por encima de 0.2. En la Figura 82 se muestra el gráfico de esfuerzo-deformación verdadero para el aluminio 6063-T5 reportado por Mohebbi, de donde se seleccionó el coeficiente de resistencia a la fractura verdadero a partir del último valor experimental que corresponde a la prueba a torsión. Las otras constantes se tomaron de un aluminio similar (Al 6061-T6), y se asume que deben ser similares entre ambas aleaciones de aluminio.

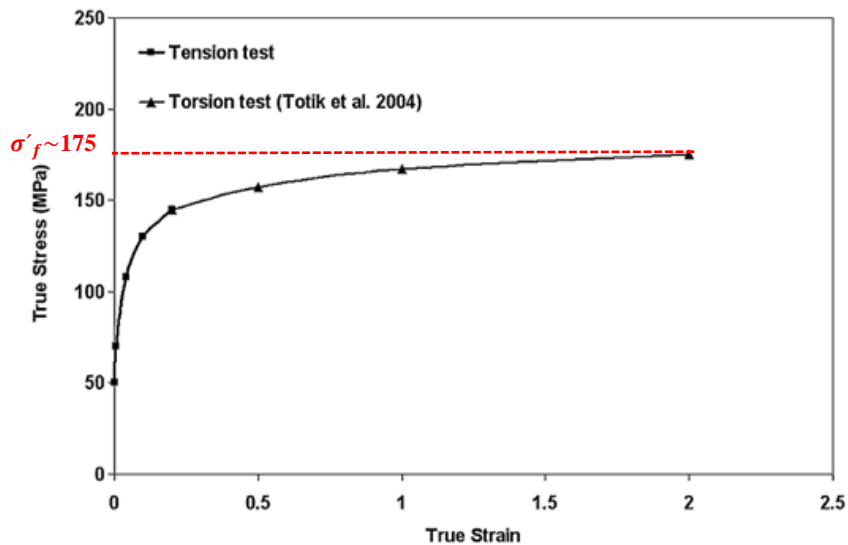


Figura 82. Gráfica de esfuerzo-deformación verdadera para la aleación de aluminio 6063-T5 [64].

Además, en la Tabla 27 se resumen los valores de estas constantes anteriormente mencionadas y en la Tabla 28 se presentan los resultados de deformación mínima y máxima promedio para la prueba No.6 (con restricción y pre-carga) a partir del segundo ciclo, y luego a partir de esto, algunos cálculos (amplitud de la deformación, deformación promedio), que se emplearon luego en las ecuaciones de vida a la fatiga.

Tabla 27. Constantes experimentalmente bajo carga cíclica para el Al 6063-T5 y 6061-T6 [64, 65, 66].

Constantes	Al 6063-T5	Al 6061-T6 ^[66]
E, MPa	68900	68500-68900
σ'_f , MPa	~ 175 ^[65]	383
b	-	-0.053
ϵ'_f	-	0.207
c	-	-0.628
n'	-	0.089

Tabla 28. Datos y resultados experimentales a partir de la prueba No.6

Datos experimentales	
$\epsilon_{m\acute{a}x}$	0.00129525
$\epsilon_{m\acute{i}n}$	0.00120825
Resultados	
$\Delta\epsilon$	0.000087
ϵ_a	0.0000435
ϵ_m	0.00125175
σ_a , MPa	2.99715
σ_m , MPa	86.2455

El cálculo de vida a la fatiga mediante los diferentes métodos presentados en la sección 2.3.3 y a partir de los resultados experimentales de la prueba No. 6 (con restricción y pre-carga) se llevó a cabo mediante un código elaborado en Matlab[®], en donde se consideró en este caso el método de

Coffin-Manson para cuando la deformación y el esfuerzo promedio son 0 y el ciclo es totalmente reversible, y posteriormente debido a que en nuestro caso si existe una deformación y esfuerzo promedio distinto de 0, se hizo un cálculo de vida a la fatiga equivalente a partir del método SWT Parameter considerando la influencia del esfuerzo promedio calculado a partir de la deformación promedio experimental. El código se presenta en la sección de Anexos (Anexo N). La finalidad del código es generar las gráficas de $\epsilon - N$ para la deformación elástica, plástica y total.

En la Figura 83 se presenta la gráfica de vida a la fatiga (en escala logarítmica ambos ejes), en donde se incluyen las curvas elástica, plástica y total para el método Coffin-Manson ($R = -1, \sigma_m = 0$) y para el método SWT Parameter ($R = 0.93, \sigma_m \neq 0$). De esta gráfica se puede decir que el método SWT Parameter sobreestima la vida a la fatiga de la probeta CT considerando los resultados experimentales de deformación y la influencia del esfuerzo promedio, por ejemplo para un valor de deformación de 1.2×10^{-3} , si buscamos la intercepción de este valor con la curva de marcadores negros (deformación total SWT), no llega a interceptar la curva, esto nos dice que el componente no va a fallar nunca. Para un valor de deformación en la curva de deformación total de 1.4×10^{-3} , le corresponde un número de ciclos a falla de aproximadamente 1×10^5 ciclos, es decir, el componente para ese valor de deformación promedio va a soportar esa cantidad de ciclos antes de presentarse la falla.

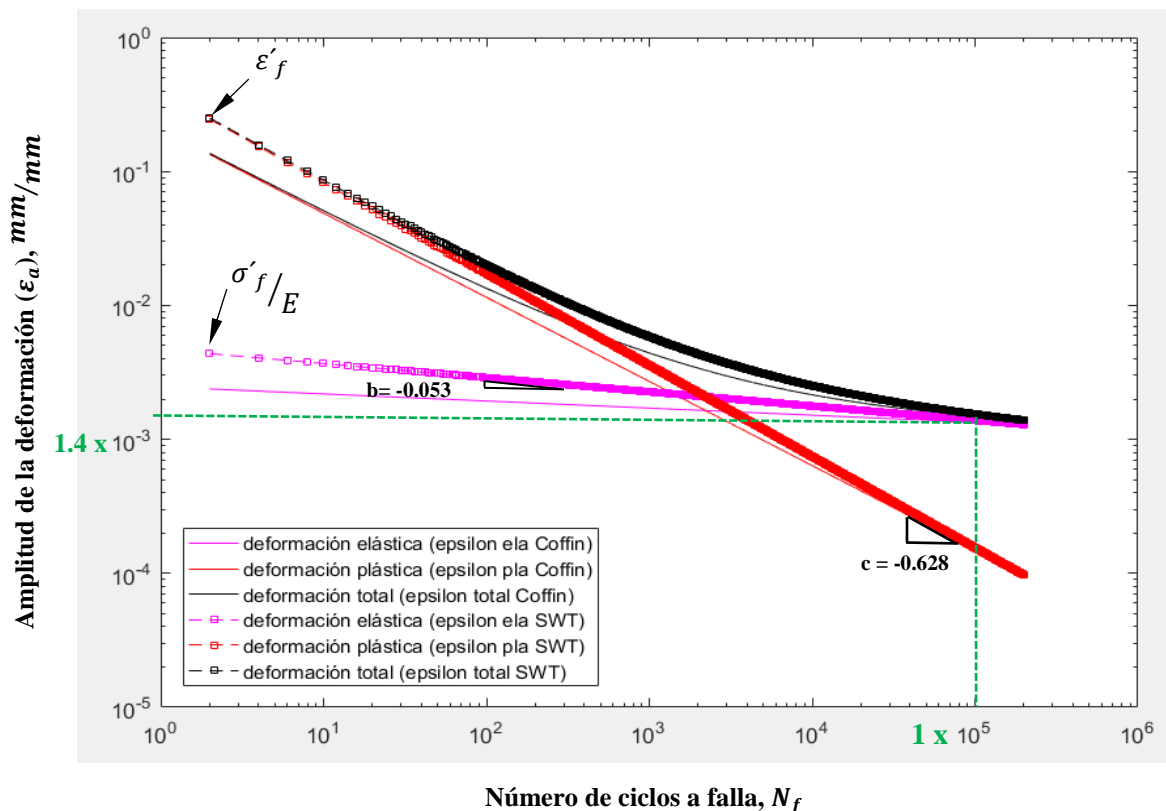


Figura 83. Gráfico de vida a la fatiga para el aluminio 6063-T5 mediante el método Coffin-Manson (líneas sólidas negra, roja y magenta) y mediante el método SWT Parameter (líneas discontinuas y marcadores negra, roja y magenta).

Luego de analizar los resultados anteriores, se puede observar que, para un valor de deformación dado, el método SWT predice una vida mayor que el método de Coffin-Manson que no considera la influencia del esfuerzo promedio, lo cual resulta algo "extraño", ya que se espera que el método SWT al considerar la influencia del esfuerzo promedio prediga una vida a la fatiga menor que cuando no se está considerando la influencia del esfuerzo promedio (Método Coffin-Manson). Por tal motivo, se modificó en el método SWT el valor de la amplitud del esfuerzo, en donde se le dio valores de 10, 20, 30 y 40 MPa, por lo que se espera que cada vez la curva de deformación total se acerque más a la curva del método Coffin-Manson y cada vez se sobrestime menos la vida a la fatiga. Las demás constantes y parámetros utilizados en el método SWT no se modificaron. En la Figura 84 se muestra una nueva gráfica de vida a la fatiga, en donde se presentan solo las curvas de deformación total en función del número de ciclos a falla, para el método Coffin-Manson ($R = -1$, $\sigma_m = 0$) y para el método SWT Parameter, en donde se utilizaron diferentes valores de la amplitud del esfuerzo (σ_a). La curva negra sólida representa la deformación total para el método Coffin-Manson y las curvas con líneas discontinuas negra, roja, verde, azul claro y azul oscuro representan la deformación total para el método SWT para $\sigma_a = 2.99, 10, 20, 30$ y 40 MPa respectivamente.

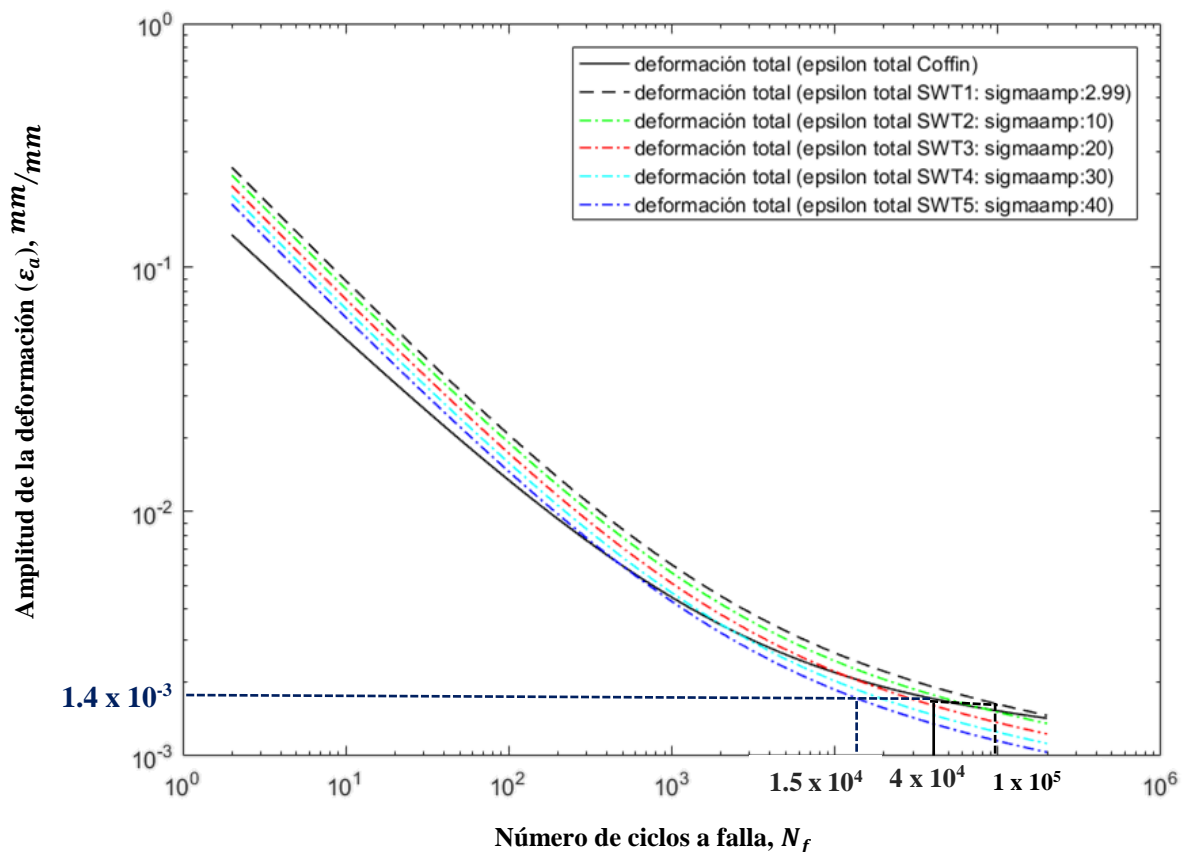


Figura 84. Gráfico de vida a la fatiga para el aluminio 6063-T5 mediante el método Coffin-Manson (línea sólida negra) y mediante el método SWT Parameter (líneas discontinuas negra, verde, roja, azul claro, azul oscuro).

Como se esperaba, mientras mayor va siendo el valor de la amplitud del esfuerzo, menos sobrestima el método SWT la vida a la fatiga, para una deformación de 1.4×10^{-3} , al interceptar con las curvas de deformación total, el método SWT con amplitud de esfuerzo de 40 MPa (curva azul oscuro), y un esfuerzo promedio de 86.2455 MPa, predice una vida a la fatiga de 1.5×10^4 ciclos, menor que el método Coffin-Manson con una amplitud de esfuerzo de 40 MPa, pero con un esfuerzo promedio igual a 0 y una vida a la fatiga de 4×10^4 ciclos antes que se presente la falla.

Es importante mencionar que existen ciertas limitaciones de este enfoque en cuanto a la presencia de una grieta y a los resultados experimentales que se presentaron, y es que este enfoque no contempla la presencia de una grieta en el componente, sin embargo las probetas ensayadas si tienen una pre-grieta antes de aplicar los ciclos térmicos, además de que la medición experimental de deformación que se hizo, fue en una zona alejada de la grieta, por lo que cercano a la grieta, esta medición reportada es mucho más severa, pero la realidad es que la galga utilizada para medir deformación también estaba limitada por el rango de deformaciones que podía medir sin que se despegara o se dañara. Por lo que este enfoque para este caso en específico está limitado hasta cierto punto respecto a un análisis en base al factor de intensidad de esfuerzos y ciclos de deformación mediante un modelo en elemento finito, que si se basa principalmente en la severidad de los esfuerzos muy cercanos a una grieta.

Luego de los 50 ciclos aplicados en las pruebas No. 5 y 6, se hizo una medición de la grieta para las dos probetas ensayadas. Para la probeta No. 3 con una longitud inicial de la grieta de 2.532 mm, la grieta posterior a los 50 ciclos aplicados presentó un crecimiento de 0.66025 mm. Para la probeta No. 4, la longitud inicial de la grieta era de 2.423 mm, y posterior a los 50 ciclos aplicados, la longitud final fue de 3.21864 mm, teniendo entonces un crecimiento de 0.79564 mm.

En la Tabla 29 se muestran las mediciones realizadas antes y después de los 50 ciclos térmicos para ambas probetas. La medición de la longitud de la grieta para este caso se hizo desde la punta de la entalla en ``V``. En la Figura 85 a)- b) se muestran imágenes de las probetas 3 y 4 en la zona de la grieta posterior a las pruebas de fatiga térmica, en donde se midió la longitud desde la punta de la entalla hasta la punta de la grieta, y en la Figura 84 c) se presenta para la probeta No. 3 las distancias recta y diagonal desde la punta de la entalla hasta el centro de la galga extensométrica. La escala utilizada en las tres figuras es en micras y los lentes u objetivos utilizados fueron de 20X, 50X y 300X.

En una inspección visual luego de las pruebas, si se notó algo de oxidación en algunos de los componentes del herramental de sujeción (tornillo_camisa), mientras que todos los componentes fabricados en acero inoxidable y la probeta CT, no mostraron oxidación, al menos que fuera visible.

Tabla 29. Valores de longitud de la grieta para las probetas ensayadas en las pruebas No. 5 y 6.

Probeta No.	Longitud inicial, a_0 mm	Longitud final, a_f (50 ciclos) mm	Crecimiento, mm	Velocidad de crecimiento experimental, mm/ciclo
3	2.532	3.19225	0.66025	1.3205×10^{-2}
4	2.423	3.21864 ^(a)	0.79564 ^(a)	7.9564×10^{-3}

^(a) Probeta a la cual se le aplicaron 50 ciclos sin restricción y 50 con restricción y pre-carga

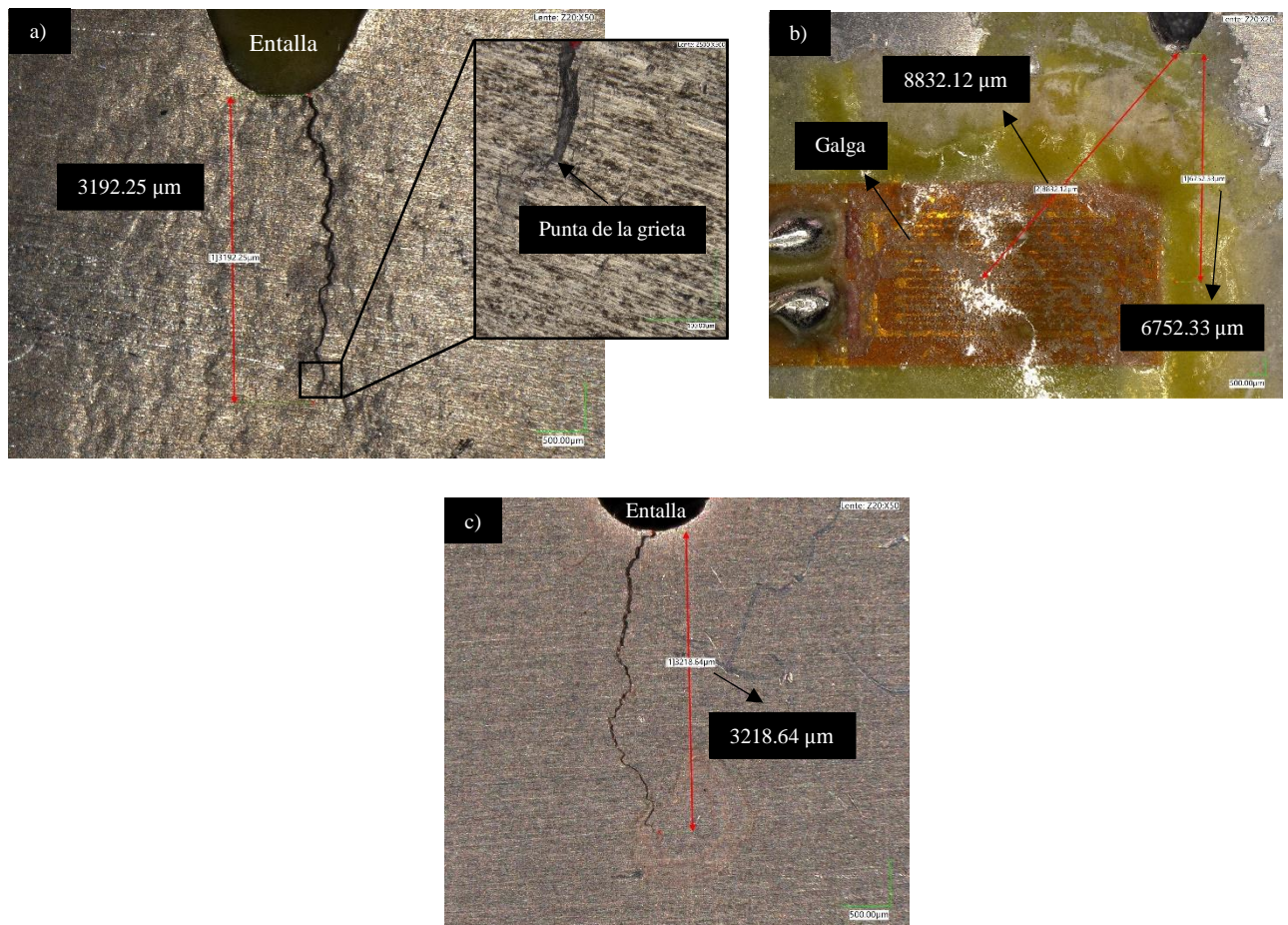


Figura 85. Imágenes tomadas en el microscopio óptico durante el proceso de medición del tamaño de la grieta luego de las pruebas de fatiga térmica. a) Longitud de la grieta en la Probeta No. 3, b) Ubicación de la galga extensométrica en la probeta No. 3, c) Longitud de la grieta en la probeta No. 4.

CONCLUSIONES

- En la literatura consultada, no queda claro la aplicación de los términos fatiga térmica o fatiga termo-mecánica, por lo que mi conclusión al respecto es que el término fatiga térmica, está más asociado a restricciones internas en el material y a fenómenos relacionados a la oxidación y no homogeneidad en el coeficiente de expansión térmica que producen esfuerzos de origen térmico. Por otro lado, el término fatiga termo-mecánica, está más ligado a esfuerzos de origen termo-mecánico que son producto de restricciones externas o fuerzas externas que obstaculizan la libre expansión y contracción del material producto de un cambio de temperatura.
- De las diferentes condiciones de fatiga termo-mecánica analizadas, en donde se consideró la probeta CT sin restricción, con restricción y con restricción y pre-carga, esta última resultó ser la más severa con base en los resultados de los modelos computacionales, ya que resultaron los valores más elevados de esfuerzo (148.95 MPa) debido a que se aplicó una condición previa de pre-carga, por lo cual el esfuerzo va desde 0 hasta este valor positivo, luego disminuye en el calentamiento hasta 40 MPa y en el enfriamiento aumenta otra vez hasta aproximadamente el valor de pre-carga.
- Los resultados obtenidos de la medición de temperatura muestran ciclos térmicos con temperaturas pico relativamente bajas en el caso de las pruebas No. 3, probeta No. 1 (35 – 41 °C), en donde no hubo tiempos de permanencia de la mufla en la posición inferior y superior. Sin embargo, en la prueba No. 1 y 2 se observa una mayor disminución de la temperatura en el termopar 1 (‘‘esquina caliente’’) que en el termopar 2 (‘‘esquina fría’’) hasta 57 y 64 °C respectivamente en la prueba No. 1 y hasta 68 °C en ambos termopares en la prueba No. 2. En la prueba No. 4, en donde sí se aplicaron tiempos de permanencia, se aprecia una mayor diferencia entre las temperaturas máximas y mínimas medidas en la probeta.
- Los resultados obtenidos en la medición de deformación para las pruebas No. 5 y 6, probetas No. 2 y 3, muestran que cuando la probeta no está restringida durante los ciclos térmicos, se presentan deformaciones máximas alrededor de 56×10^{-6} , y deformaciones mínimas alrededor de 42×10^{-6} . En donde la deformación no regresa a 0, quiere decir que hay la presencia de incompatibilidad en la deformación y por tanto esfuerzos residuales. En el caso de la probeta restringida y precargada, se genera una deformación mecánica máxima entre ($1254-1310 \times 10^{-6}$) y una deformación mínima alrededor de 1226×10^{-6} , por lo que es más severo el esfuerzo en esta condición.

- Los modelos computacionales para predecir el perfil de temperaturas en la probeta bajo diferentes ciclos térmicos, no presentan la correlación deseada (90-100 %) respecto a los resultados experimentales, sino por debajo del 50 %. Esto se asocia principalmente a que tanto la temperatura de sumidero como el coeficiente de transferencia de calor por convección se consideraron constantes en los dos modelos elaborados, así como que estos modelos no consideran el calor que aportado a la probeta por el herramental de sujeción durante el enfriamiento.
- El método analítico utilizado para predecir la vida a la fatiga en base a deformación (SWT Parameter), sobreestima la vida a la fatiga respecto al método Coffin-Manson para una amplitud del esfuerzo de 2.99, ya que predice que la probeta soportará 1×10^5 ciclos antes que se presente la falla, valor mayor que el método en donde no se considera la influencia del esfuerzo promedio (4×10^4 ciclos).
- Se midió el tamaño de la grieta final para la probeta No. 3 ensayada en la prueba No. 6 y la probeta No. 4 ensayada en las pruebas No. 5 y 6, y se aprecia un crecimiento de la grieta de 0.66025 mm y 0.79564 mm a los 50 y 100 ciclos respectivamente. Por lo que sí hubo un crecimiento de grieta por fatiga térmica.

RECOMENDACIONES Y SUGERENCIAS PARA TRABAJO A FUTURO

- Robustecer el modelo en 3D para ensayos de fatiga termo-mecánica a partir de la consideración de una fuente de calor en movimiento, aplicación de las condiciones de convección en función del tiempo y posición mediante una subrutina programada en FORTRAN o PYTHON, específicamente la subrutina FILM (para definir el coeficiente de transferencia de calor por convección y la temperatura de sumidero en función del tiempo y/o la posición).
- Considerar en los modelos numéricos el aporte de calor que le brinda el herramental de sujeción a la probeta durante el enfriamiento, ya que este está en contacto directo con la probeta y por lo tanto a partir de una temperatura homogénea de todo el conjunto, hay mayor cantidad de material a enfriar en la zona donde está el herramental en contacto en la probeta, que en otras zonas de la probeta.
- Seguir trabajando en la calibración y puesta en marcha de la tarjeta DAQ NI 9237 en conjunto con la roseta rectangular CEA-13-125UR-350 para poder tener un estado de esfuerzos a partir de las deformaciones en 3 direcciones.
- Considerar en próximas investigaciones, el efecto que tiene la oxidación en el crecimiento y propagación de grietas.

REFERENCIAS

- [1] M. Segersäll, J. J. Moverare, D. Leidermark, and S. Johansson, “In- and out-of-phase thermomechanical fatigue of a Ni-based single-crystal superalloy,” *MATEC Web Conf.*, vol. 14, p. 19003, 2014.
- [2] D. R. Frear, D. Grivas, and J. W. Morris, “Thermal Fatigue in Solder Joints,” *J. Met.*, vol. 40, no. 6, pp. 18–22, 1988.
- [3] A. Belkharouchche, A. Boudiaf, and M. El Amine Belouchrani, “A comparison between 2017A and 4047A aluminum alloys microstructure changes under thermal fatigue loading,” *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 689, pp. 96–102, 2017.
- [4] R. Petráš, V. Škorík, and J. Polák, “Thermomechanical fatigue and damage mechanisms in Sanicro 25 steel,” *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 650, pp. 52–62, 2016.
- [5] M. Hernández, R. R. Ambriz, C. García, and D. Jaramillo, “The Thermomechanical Finite Element Analysis of 3003-H14 Plates Joined by the GMAW Process,” *Metals (Basel)*, vol. 10, no. 6, p. 708, 2020.
- [6] Silva N, “Análisis de fatiga térmica en moldes,” *Tecnología de Simulación*, 2018. [Online]. Available: <https://www.esss.co/blog/es/analisis-de-fatiga-termica-en-moldes/>. [Accessed: 07-May-2019].
- [7] S. Molas, A. Hamasalid, A. Llobet, V. L, D. Casellas, and D. Riera, “Estudio de la resistencia a fatiga térmica en moldes de inyección de aluminio utilizando aceros de alta conductividad térmica,” in *Tratermat*, 2013.
- [8] B. R. B. Randall F. Barron, *Design for thermal stresses*. New Jersey: John Wiley & Sons, 2012.
- [9] Metfusion, “Fatiga térmica – efecto de la temperatura,” 2013. [Online]. Available: <https://metfusion.wordpress.com/author/weldg/>. [Accessed: 20-Sep-2020].
- [10] M. P. Boyce, “Thermal Fatigue,” in *Gas Turbine Engineering Handbook*, Fourth Edi., 2012, p. 15.
- [11] J. S. Romero, “Procedimiento para la recuperación de moldes de fabricación de piezas y envases de vidrio,” *Patentados.com*, 2014. [Online]. Available: <https://patentados.com/2014/la-recuperacion-de-moldes-de-fabricacion>. [Accessed: 07-May-2019].

- [12] E. Franz, “Comparativa de caldera pirotubular y caldera acuotubular,” 2012.
- [13] A. Torres, “Fatiga Térmica a bajos ciclos en aceros con modificación superficial,” p. 114, 2012.
- [14] R. Yarullin and I. Ishtyryakov, “Fatigue Surface Crack Growth in Aluminum Alloys under Different Temperatures,” *Procedia Eng.*, vol. 160, pp. 199–206, 2016.
- [15] F. Szmytka, M. Salem, F. Rézaï-Aria, and A. Oudin, “Thermal fatigue analysis of automotive Diesel piston: Experimental procedure and numerical protocol,” *Int. J. Fatigue*, vol. 73, pp. 48–57, 2015.
- [16] G. R. Jinu, P. Sathiya, G. Ravichandran, and A. Rathinam, “An experimental study of thermal fatigue on ASTM A 213 grade T-23 steel tube,” *Sch. Res. Exch.*, 2009.
- [17] D. Siegele, J. Fingerhuth, M. Mrovec, X. Schuler, and S. Utz, “Thermische Ermüdung - Werkstoffmodellierung Thermal Fatigue – Materials Modeling,” no. 1, pp. 106–144, 2012.
- [18] California Department of Public Health, “Introducción al Creep. Comportamiento mecánico de materiales a altas temperaturas,” pp. 1–115, 2014.
- [19] ASTM E1457-00, “Standard Test Method for Measurement of Creep Crack Growth Rates in Metals,” *West Conshohocken*, 2000. [Online]. Available: <https://www.astm.org/DATABASE.CART/HISTORICAL/E1457-00.htm>.
- [20] R. W. Neu and H. Sehitoglu, “Thermomechanical fatigue, oxidation, and creep: Part I. Damage mechanisms,” *Metall. Trans. A*, vol. 20, no. 9, pp. 1755–1767, 1989.
- [21] D. Spera, *Thermal Fatigue of Materials and Components*. Philadelphia, 1976.
- [22] Y. Yamazaki and M. Miura, “Effect of temperature condition on short crack propagation in a single crystal Ni-base superalloy under thermomechanical fatigue,” *Procedia Struct. Integr.*, vol. 19, pp. 538–547, 2019.
- [23] R. W. Neu and H. Sehitoglu, “Thermomechanical Fatigue, Oxidation, and Creep: Part II. Life Prediction,” *Metall. Trans. A*, vol. 20, no. 9, pp. 1769–1783, 1989.
- [24] V. Norman, S. Stekovic, J. Jones, M. Whittaker, and B. Grant, “On the mechanistic difference between in-phase and out-of-phase thermo-mechanical fatigue crack growth,” *Int. J. Fatigue*, vol. 135, no. November 2019, p. 105528, 2020.

- [25] Gauchet, “Fatiga Térmica y efectos térmicos,” 1994.
- [26] V. Radu, *Stochastic Model for Thermal Fatigue Crack Growth*. 2014.
- [27] S. Le Roux, P. Lamesle, G. Dour, M. Salem, and F. R. Aria, “Oxidation and Corrosion Effects on Thermal Fatigue Behaviour of Hot Work Tool Steel X38CrMoV5 (AISI H11),” *Mater. Sci. Forum*, vol. 595–598, pp. 789–796, 2009.
- [28] F. Palmert, J. Moverare, and D. Gustafsson, “Thermomechanical fatigue crack growth in a single crystal nickel base superalloy,” *Int. J. Fatigue*, vol. 122, pp. 184–198, 2019.
- [29] X. Hu, X. Yang, D. Shi, and H. Yu, “Out of phase thermal mechanical fatigue investigation of a directionally solidified superalloy DZ125,” *Chinese J. Aeronaut.*, vol. 29, no. 1, pp. 257–267, 2016.
- [30] ASTM, “E 2368 – 04. Standard Practice for Strain Controlled Thermomechanical Fatigue Testing,” 2005.
- [31] Instron, “TMF TESTING SYSTEM Combined Thermal and Mechanical Load Testing,” 2016. [Online]. Available: <https://www.instron.us/-/media/literature-library/products/2019/05/tmf-pod.pdf?la=en-US>. [Accessed: 26-Jan-2021].
- [32] Norman E. Dowling, *Mechanical Behavior of Materials*, Fourth Edi. United States: Pearson, 2013.
- [33] Tesis: Adrián Hernández Zapata, “Computational model for fatigue crack growth in mechanical components,” Universidad Autónoma de San Luis Potosí, 2019.
- [34] J. Sjöström, Johnny & Bergström, “Thermal fatigue in hot-working tools,” *Scand. J. Metall.*, vol. 34, pp. 221–231, 2005.
- [35] I. Virkkunen, “Thermal Fatigue of Austenitic and Duplex Stainless Steels,” 2001.
- [36] J. Zhang, Z. Zhao, Y. Kong, Z. Zhang, and Q. Zhong, “Crack initiation and propagation mechanisms during thermal fatigue in directionally solidified superalloy DZ125,” *Int. J. Fatigue*, vol. 119, no. August 2018, pp. 355–366, 2019.
- [37] Q. C. Jiang, X. M. Zhao, F. Qiu, T. N. Ma, and Q. L. Zhao, “The Relationship Between Oxidation and Thermal Fatigue of Martensitic Hot-Work Die Steels,” *Acta Metall. Sin. (English Lett.)*, vol. 31, no. 7, pp. 692–698, 2018.
- [38] Y. Qi, “Improved quantitative analysis method for evaluating fatigue cracks in thermal

- fatigue testing,” *Mater. Lett.*, vol. 242, pp. 115–118, 2019.
- [39] M. . Salinas, “Análisis de transferencia de calor en un experimento de fatiga térmica,” p. 7, 2015.
- [40] D. R. L. Liévano, “Análisis de esfuerzos de origen térmico y mecánico, a una tubería de transporte de vapor de una planta de procesos, con modelado por elementos finitos,” Instituto Politécnico Nacional, 2012.
- [41] D. Ramón, A. Ivar, D. R. López-liévano, and S. Núñez-correa, “Evaluación de esfuerzos termomecánicos en un sistema de tuberías de una planta química,” *Científica*, vol. 18, no. 2, pp. 79–83, 2014.
- [42] B. J. B. Rafael Nunes, J.H. Adams, Mitchell Ammons, Howard S. Avery, Robert J. Barnhurst, John C. Bean, *ASM International Handbook Committee, ASM Handbook volume 2, Properties and selection: Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials*. Ohio, 1990.
- [43] R. Colás, “On the damage of a work roll grade high speed steel by thermal cycling,” *Eng. Fail. Anal.*, vol. 18, no. 6, pp. 1576–1583, 2011.
- [44] W. E. M. Azadi, G. Winter, H. H. Farrahi, “Comparison between isothermal and non-isothermal fatigue behavior in cast aluminum-silicon-magnesium alloy,” *Strength Mater.*, vol. 47, no. 6, pp. 840–848, 2015.
- [45] S. Ghodrat, A. Kalra, L. A. I. Kestens, and T. A. C. Riemslog, “Thermo-mechanical fatigue lifetime assessment of spheroidal cast iron at different thermal constraint levels,” *Metals (Basel)*, vol. 9, no. 10, 2019.
- [46] H. U. Hong, B. G. Choi, I. S. Kim, Y. S. Yoo, and C. Y. Jo, “Deformation behavior during thermo-mechanical fatigue of a nickel-based single crystal superalloy,” *Procedia Eng.*, vol. 10, pp. 281–286, 2011.
- [47] Dassault Systems, “Coeficiente de transferencia de calor en placas planas,” 2011. [Online]. Available: http://help.solidworks.com/2011/spanish/SolidWorks/cworks/LegacyHelp/Simulation/AnalysisBackground/ThermalAnalysis/Convection_Topics/Convection_Heat_Coefficient.htm. [Accessed: 02-Nov-2020].
- [48] ASTM Committee E08 on Fatigue and Fracture, “Standard Test Method for Strain-

Controlled Fatigue Testing,” in *ASTM Standard Tests*, 2012.

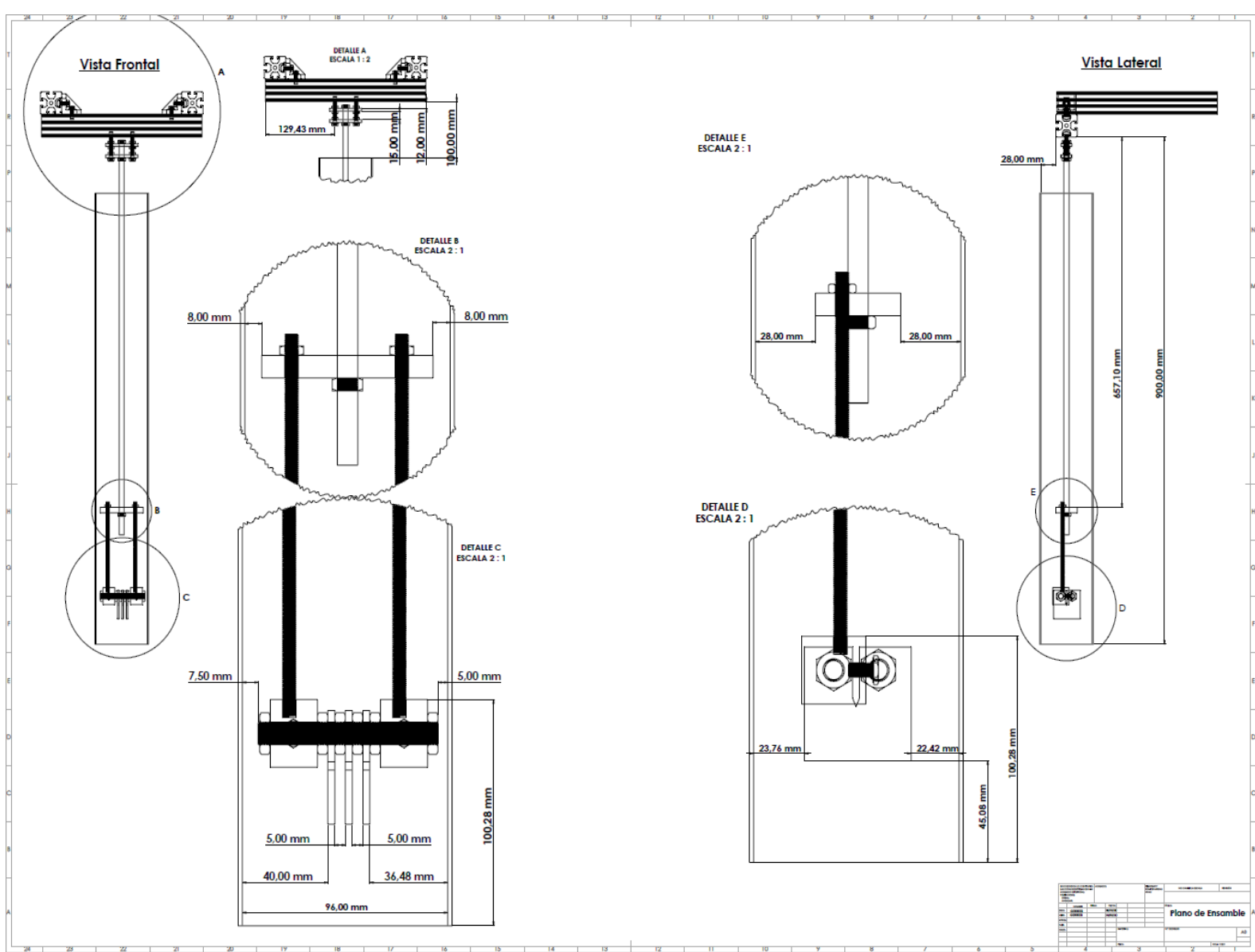
- [49] J. Asensio-Lozano and B. Suárez-Peña, “Análisis cuantitativo y caracterización morfológica de la aleación 6063. Diferencias microestructurales y mecánicas entre la superficie y el núcleo de barras cilíndricas de colada semicontinua,” *Rev. Metal.*, vol. 48, no. 3, pp. 199–212, 2012.
- [50] Carlos Andrés Martínez Rodríguez, “Análisis de materiales para el diseño de un remate a compresión basado en el desempeño del producto y su fabricación.,” CIATEQ, A.C., 2018.
- [51] Edwar Torres, “Caracterización de aleación de aluminio AA6063-T5 mediante microscopia óptica, electrónica de barrido y electronica de transmision,” *Rev. Colomb. Mater.*, vol. 5s, pp. 59–64, 2013.
- [52] R. Nunes, “Volume 2. Properties and Selection: Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials,” in *ASM Hansbook*, vol. 157, no. 7, ASM International, 1998, pp. 583–588.
- [53] R. D. Mercado-solis, “Análisis de transferencia de calor en un experimento de fatiga térmica,” no. July 2015, 2015.
- [54] Tei ingenieria, “Especificaciones técnicas termopares tipo ‘K,’” 2018.
- [55] N. Instruments, “Datasheet USB-TC01,” 2017.
- [56] Micro-Measurements, “Precision Strain Gages and Sensors,” 2015.
- [57] M.-M. Vishay, “Strain Gage Adhesive for Stress Analysis and Transducer Applications,” 2016.
- [58] L. S. José De Frenza, Mariorly Leañez, “Influencia del tratamiento térmico de envejecimiento sobre el comportamiento mecánico de la aleación de aluminio 6063,” *Rev. Ing. UC*, vol. 13, pp. 19–25, 2006.
- [59] V. P. Group, “Student DAQ Student Strain Gage Data Acquisition Device,” 2017.
- [60] N. Instruments, “DATASHEET NI-9237.”
- [61] Micro-Measurements, “Student Data Adquisition Device.” [Online]. Available: <http://www.vishay-straingauge.com/instruments-student-daq.htm>. [Accessed: 26-Dec-2020].

- [62] C. A. Galán, “Estudio de la fatiga térmica según la norma API 571 RP,” Santander, 2003.
- [63] O. Ancelet *et al.*, “Crack initiation under thermal fatigue: An overview of CEA experience. Part I: Thermal fatigue appears to be more damaging than uniaxial isothermal fatigue,” *Int. J. Fatigue*, vol. 31, no. 3, pp. 587–600, 2008.
- [64] M. S. Mohebbi and A. Akbarzadeh, “Experimental study and FEM analysis of redundant strains in flow forming of tubes,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 210, no. 2, pp. 389–395, 2010.
- [65] Y. Q. Wang, Z. X. Wang, F. X. Yin, L. Yang, Y. J. Shi, and J. Yin, “Experimental study and finite element analysis on the local buckling behavior of aluminium alloy beams under concentrated loads,” *Thin-Walled Struct.*, vol. 105, no. December, pp. 44–56, 2016.
- [66] A. S. and A. M. P. de Jesus, “Fatigue Behaviour of Welded Joints Made of 6061-T651 Aluminium Alloy,” *Alum. Alloy. Theory Appl.*, 2011.
- [67] L. P. Borrego, J. D. Costa, and J. A. M. Ferreira, “Crack growth behavior of AA6082 and AA6061 aluminum alloys,” *Procedia Eng.*, vol. 74, pp. 175–178, 2014.

ANEXOS

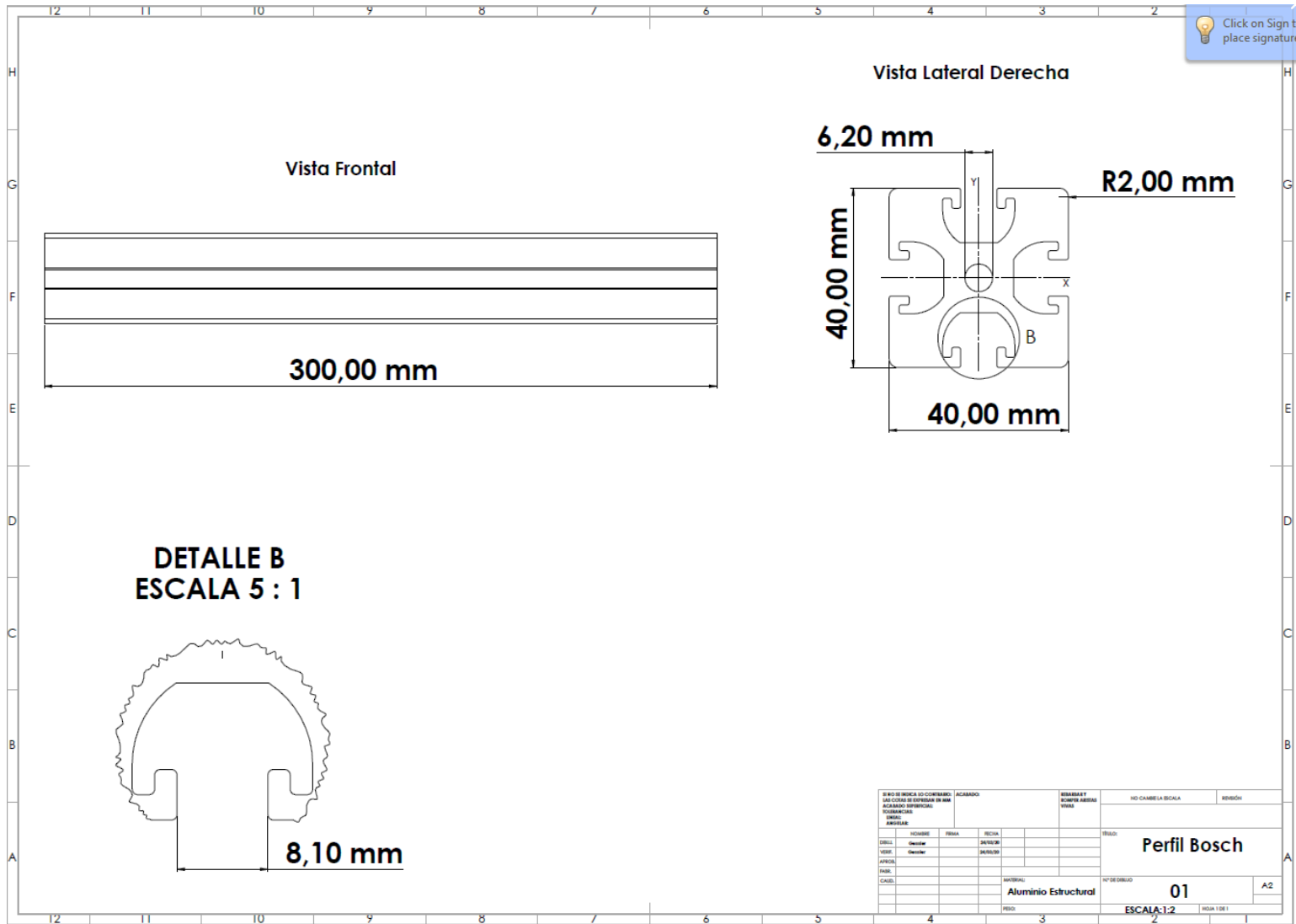
Anexo A: Plano del conjunto ensamblado del sistema de sujeción y anclaje

A continuación, se presenta el plano de ensamble generado en el software SolidWorks® en un formato de hoja A0 (841 x 1189 mm) para el sistema de sujeción y anclaje.



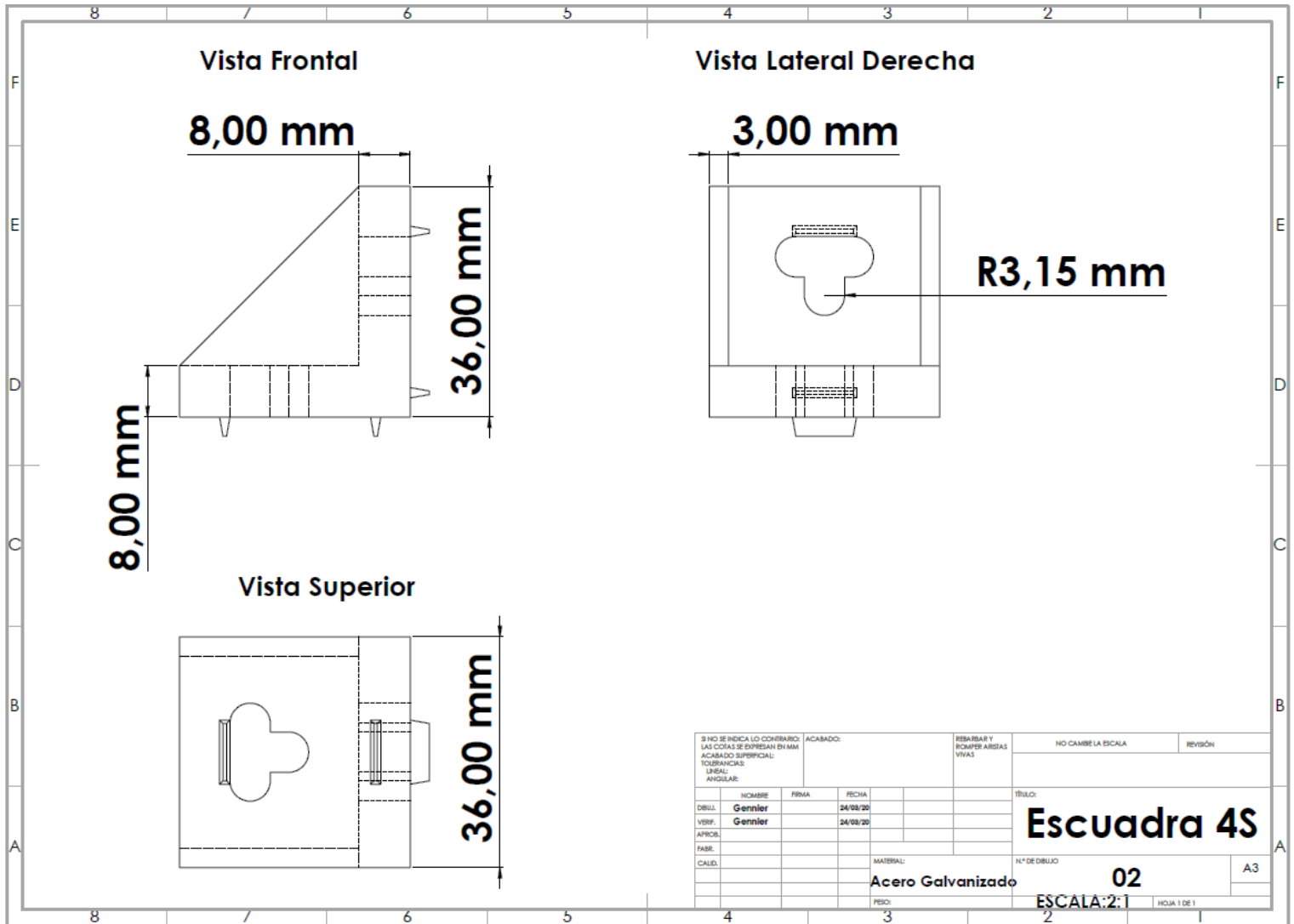
Anexo B: Plano de pieza de perfil Bosch

A continuación, se presenta el plano de pieza del perfil Bosch utilizado para sujetar el sistema de sujeción y anclaje. Este plano fue generado en el software SolidWorks® en un formato de hoja A2 (420 x 594 mm).



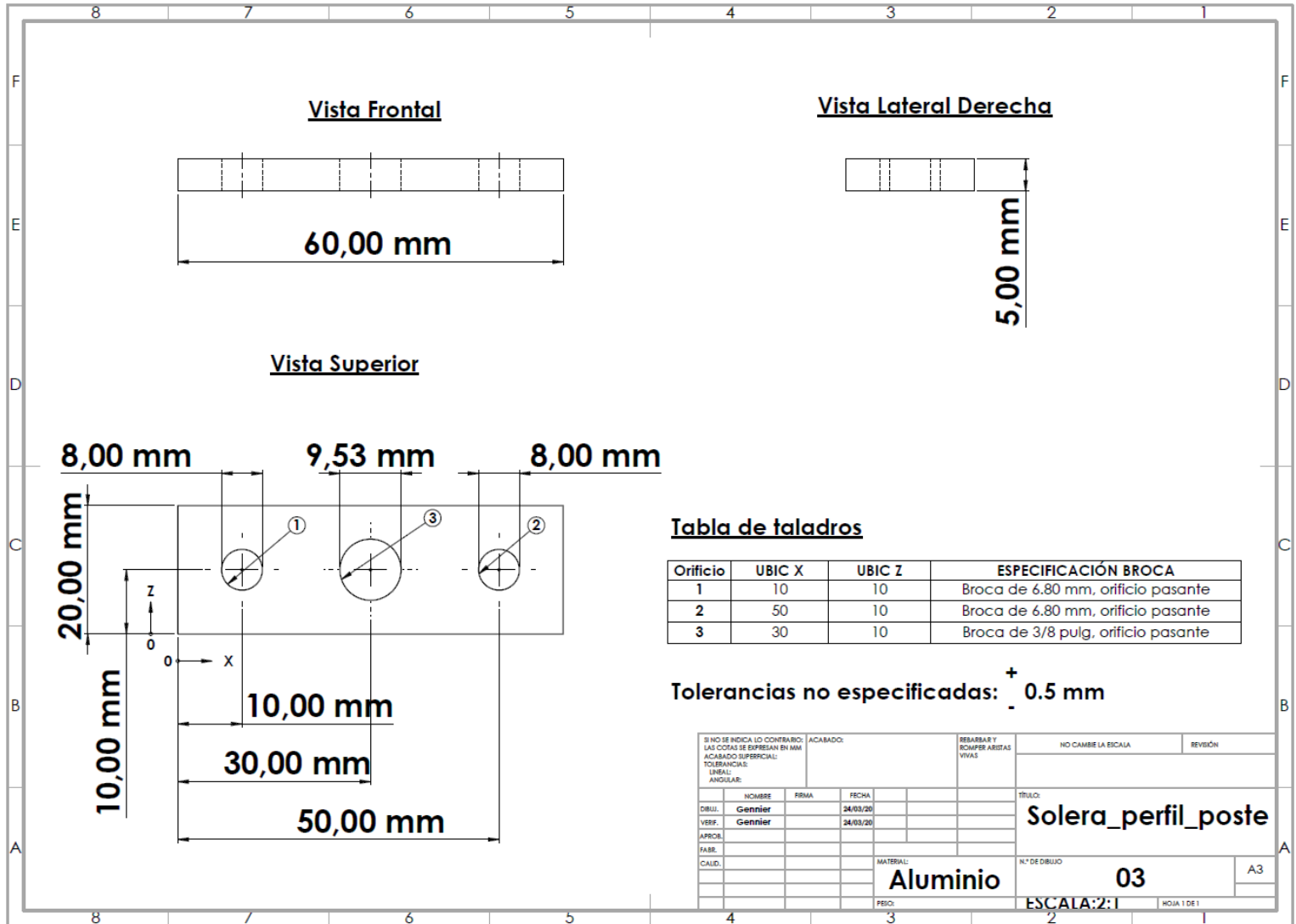
Anexo C: Plano de pieza de escuadra

A continuación, se presenta el plano de pieza de la (s) escuadra utilizada para fijar el perfil BOSCH al sistema de sujeción y anclaje. Este plano fue generado en el software SolidWorks® en un formato de hoja A3 (297 x 420 mm).



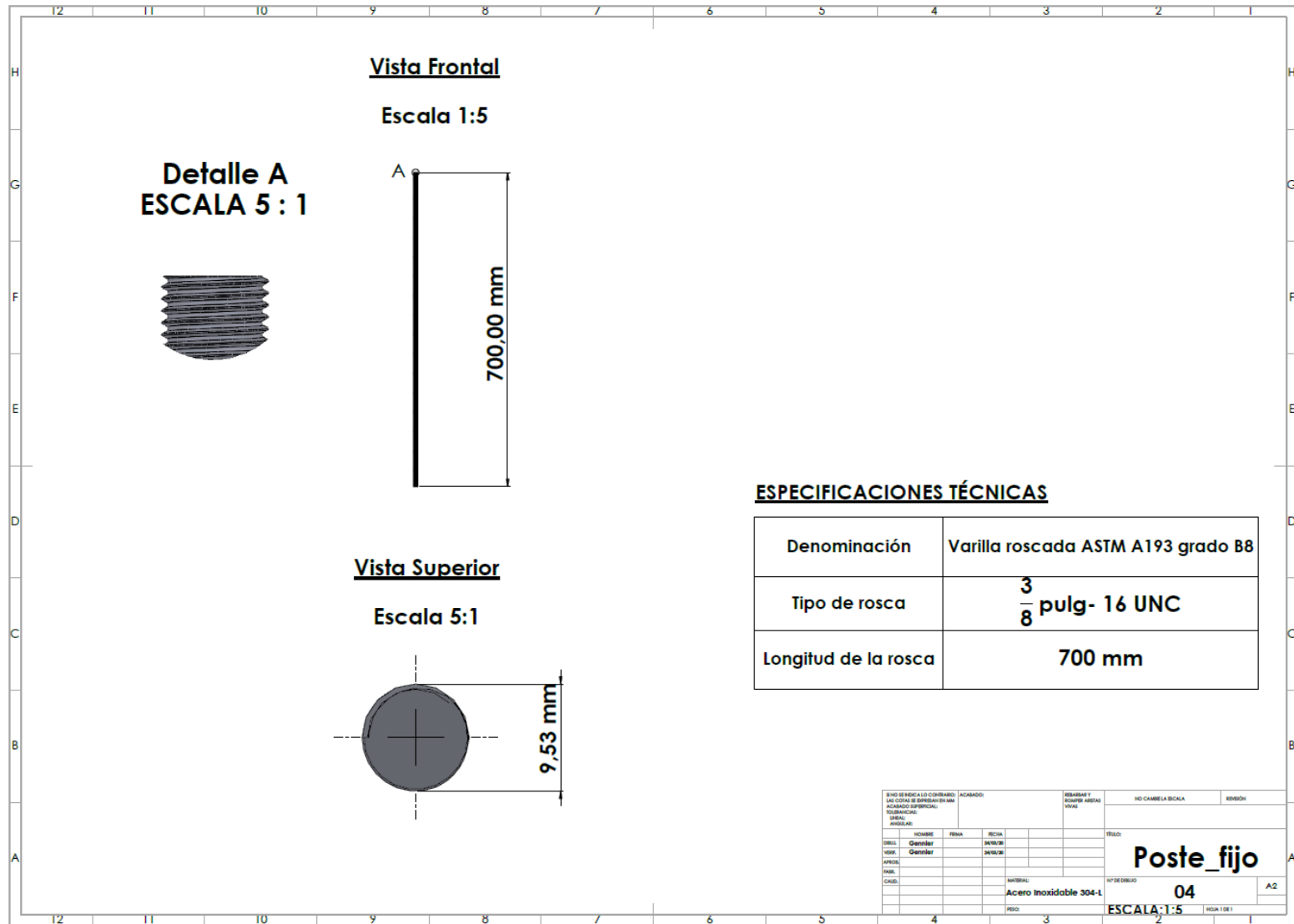
Anexo D: Plano de pieza de Solera_perfil_poste

A continuación, se presenta el plano de pieza de la solera utilizada para fijar el poste fijo al perfil Bosch. Este plano fue generado en el software SolidWorks® en un formato de hoja A3 (297 x 420 mm).



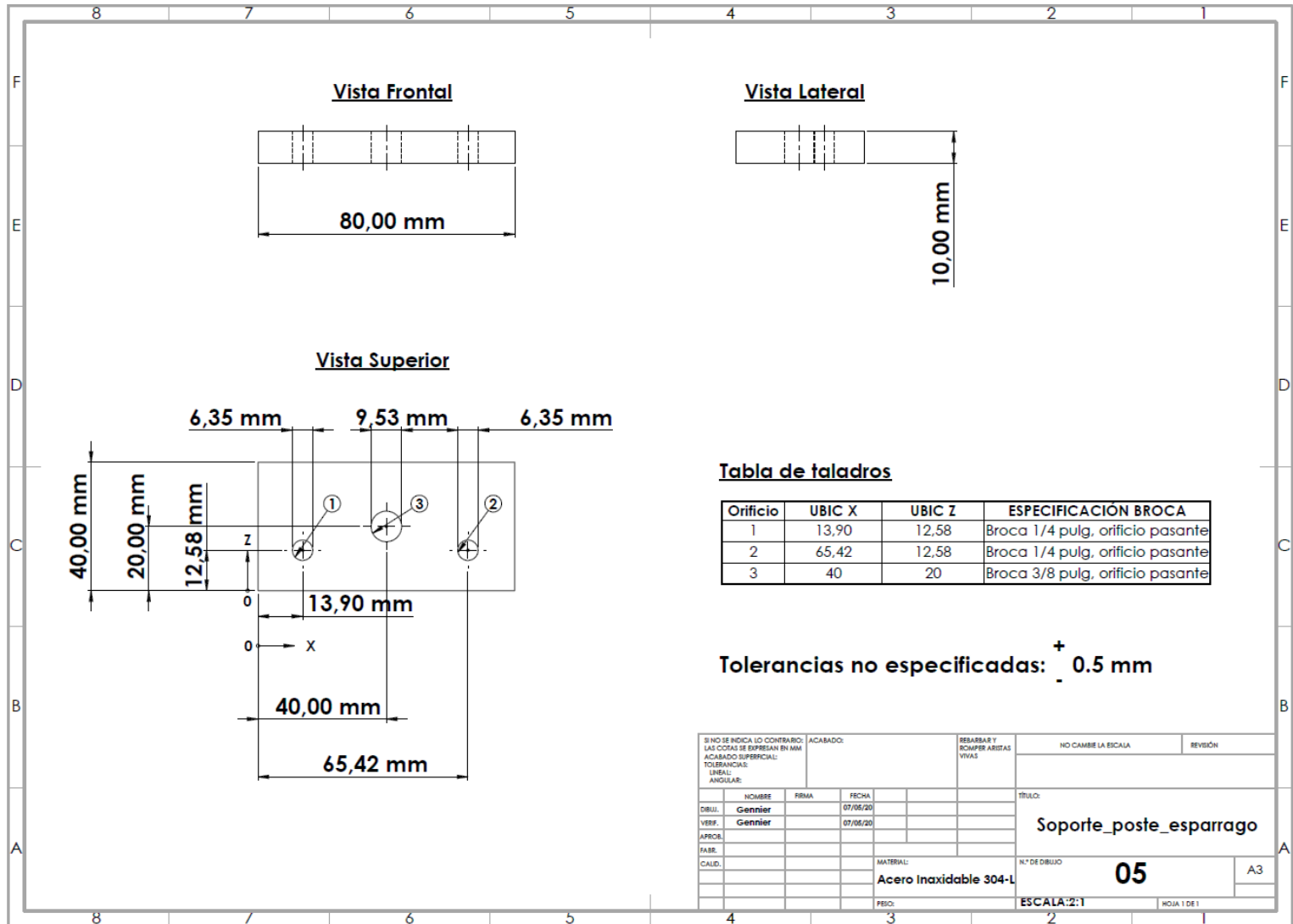
Anexo E: Plano de pieza de Poste_fijo

A continuación, se presenta el plano de pieza del poste fijo utilizado como medio de sujeción entre el perfil Bosch y las probetas CT. Este plano fue generado en el software SolidWorks® en un formato de hoja A2 (420 x 594 mm).



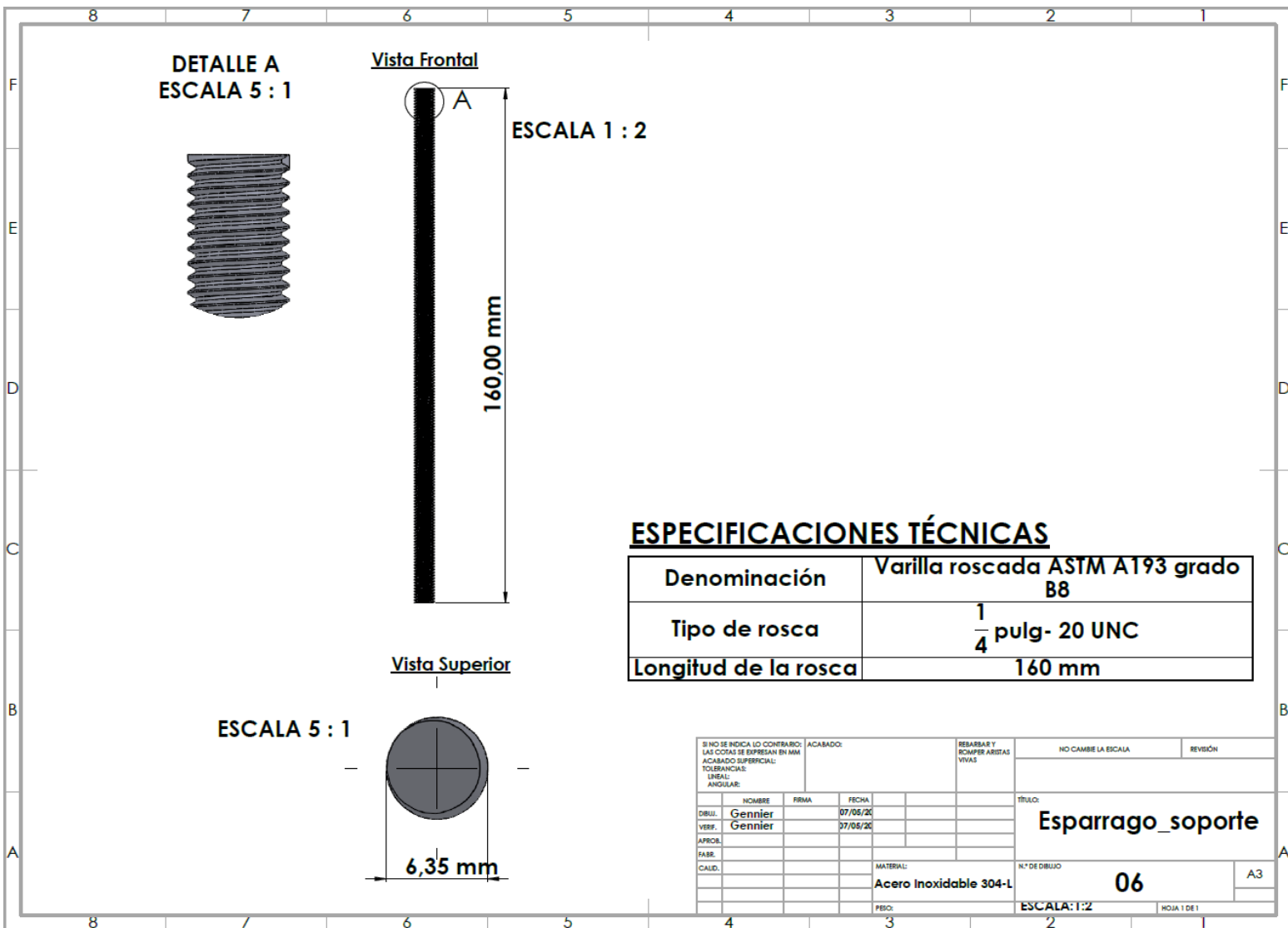
Anexo F: Plano de pieza de Soporte_poste_esparrago

A continuación, se presenta el plano de pieza del soporte_poste_esparrago utilizado como elemento de sujeción entre el poste fijo y los espárragos que conectan a las probetas. Este plano fue generado en el software SolidWorks® en un formato de hoja A3 (297 x 420 mm).



Anexo G: Plano de pieza de Esparrago_soporte

A continuación, se presenta el plano de pieza del esparrago_soporte, el cual cumple la función de elemento conector entre el soporte_poste_esparrago y la camisa eje. Este plano fue generado en el software SolidWorks® en un formato de hoja A3 (297 x 420 mm).



Anexo H: Plano de pieza de Camisa_eje_probeta

A continuación, se presenta el plano de pieza de la camisa_eje_probeta, la cual cumple la función de elemento de sujeción de la pieza Eje_fijo y móvil con las probetas CT, además de soporte del Tornillo_camisa para la aplicación de la pre-carga en la probeta. Este plano fue generado en el software SolidWorks® en un formato de hoja A2 (420 x 594 mm).

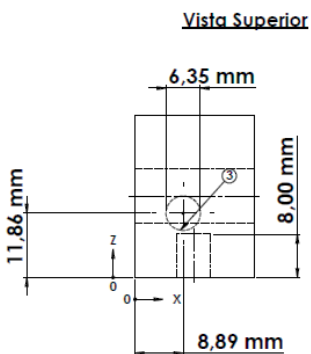
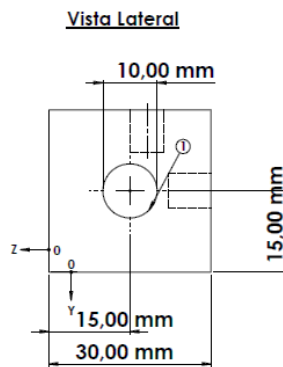
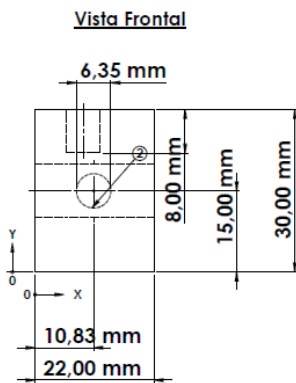


Tabla de taladros y machuelos

Orificio	UBIC Z	UBIC Y	ESPECIFICACIÓN BROCA
1	-15	-15	Broca de 8.50 mm, orificio pasante

Orificio	UBIC X	UBIC Y	ESPECIFICACIÓN BROCA	ESPECIFICACIÓN CUERDA
2	10,83	15	Broca No 3, Profundidad: 8 mm	Cuerda interna 1/4 pulg- 28 NF, Profundidad: 8 mm

Orificio	UBIC X	UBIC Z	ESPECIFICACIÓN BROCA	ESPECIFICACIÓN CUERDA
3	8,89	11,86	Broca 13/64 pulg, Profundidad: 8 mm	Cuerda interna 1/4 pulg- 20 NC, Profundidad: 8 mm

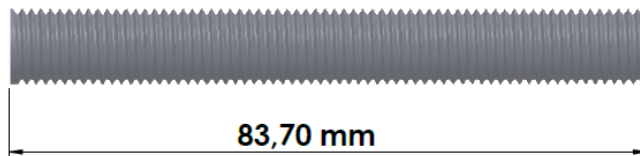
Tolerancias no especificadas: ± 0.1

SE DEBE USAR UN COMBADO LAS COTAS DE BARRAS EN MM ACORDADO SUPLENDO: TOLERANCIAS: USAR: ANGULAR:		ACABADO:	RESUMEN Y CORRE ARRIBA VER:	NO CAMBIE LA ESCALA	REVISIÓN:
DRILL VER:	HOMBRE GENNIER	FECHA 31/05/20	REVISIÓN 31/05/20	REVISIÓN:	
APROB:	MATERIAL: Acero inoxidable 304-L		Nº DE DIBUJO 07	Camisa_Eje_probetas	
CAED:	ESCALA: 2:1	HOJA 1 DE 1	A2		

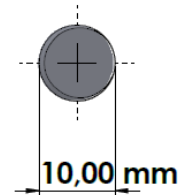
Anexo I: Eje_Fijo_probeta

A continuación, se presenta el plano de pieza del Eje_Fijo_probeta, el cual cumple la función de elemento de sujeción de las probetas CT. Este plano fue generado en el software SolidWorks® en un formato de hoja A3 (297 x 420 mm).

Vista Frontal



Vista Lateral



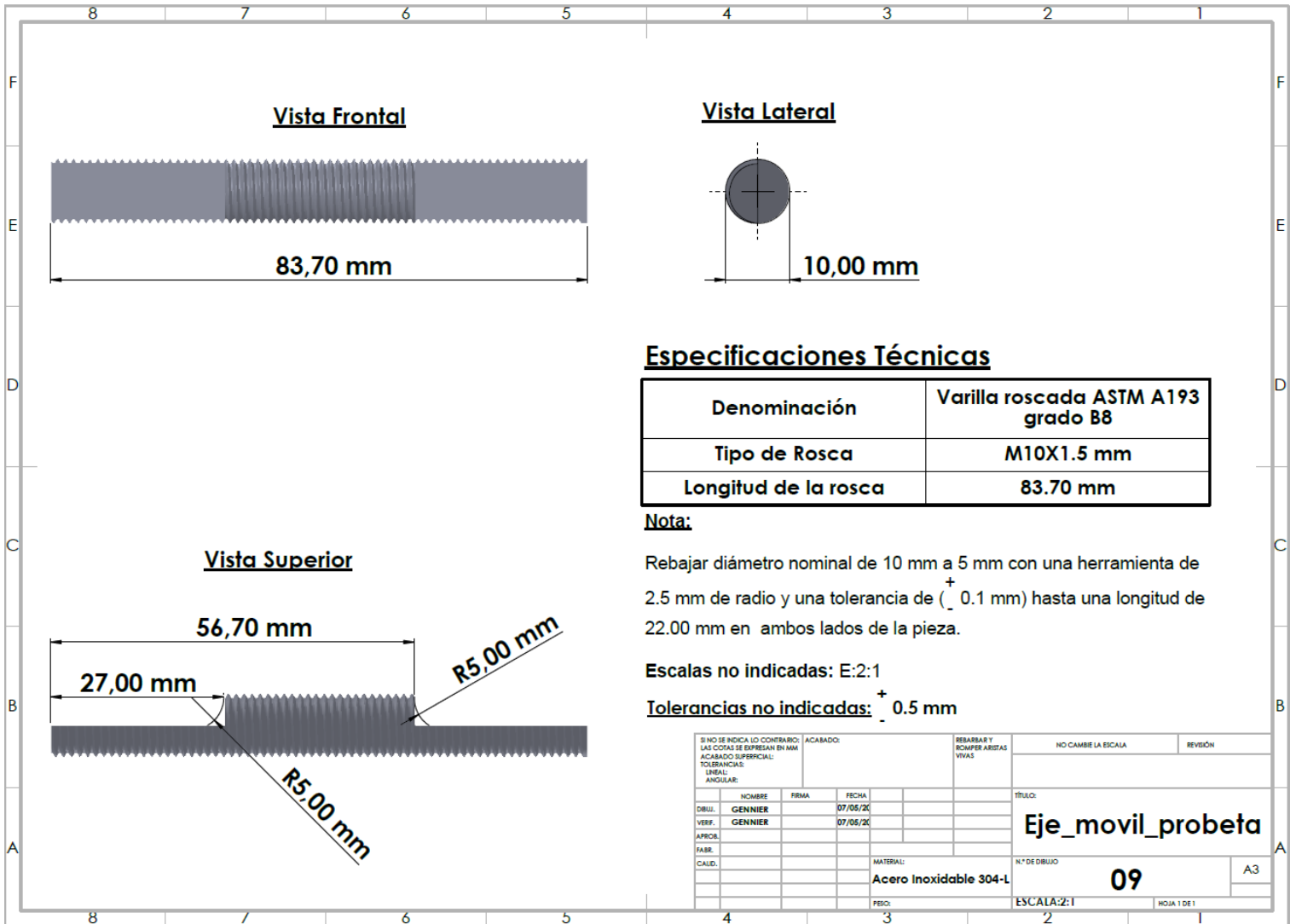
Especificaciones Técnicas

Denominación	Varilla roscada ASTM A193 grado B8
Tipo de Rosca	M10X1.5 mm
Longitud de la rosca	83.70 mm

SI NO SE INDICA LO CONTRARIO, LAS COTAS SE EXPRESAN EN MM			ACABADO:	REBARBAR Y ROMPER ARISTAS VIVAS	NO CAMBIE LA ESCALA	REVISIÓN
ACABADO SUPERFICIAL:						
TOLERANCIAS:						
LINEAL:						
ANGULAR:						
	NOMBRE	FIRMA	FECHA			TÍTULO:
DBUJ.	GENNIER		07/05/20			Eje_fijo_probeta
VERIF.	GENNIER		07/05/20			
APROB.						
FABR.						
CAULD.						
				MATERIAL:	N.º DE DIBUJO	
				Acero Inoxidable 304-L	08	A3
				FECH:	ESCALA: 2:1	HOJA 1 DE 1

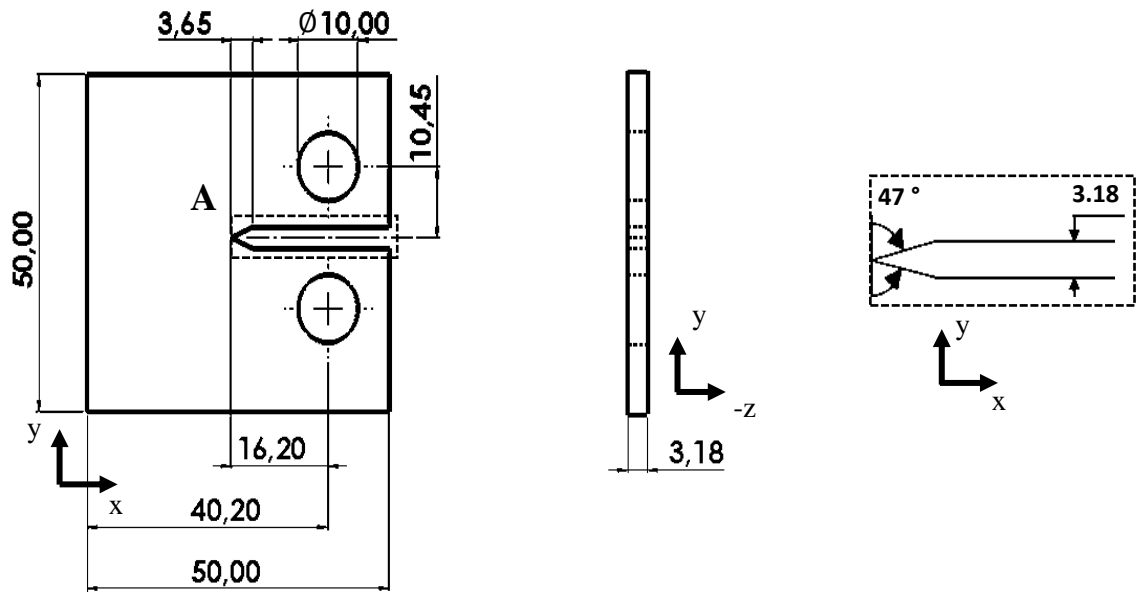
Anexo J: Eje_Movil_probeta

A continuación, se presenta el plano de pieza del Eje_Movil_probeta, el cual cumple la función de elemento de sujeción, así como de soporte para aplicar la pre-carga en las probetas CT. Este plano fue generado en el software SolidWorks® en un formato de hoja A3 (297 x 420 mm).



Anexo K: Probeta_CT-40

A continuación, se presenta el plano de pieza de la probeta_CT-40, la cual es la geometría y material de estudio en esta tesis. Este plano fue generado en el software SolidWorks® en un formato de hoja A3 (297 x 420 mm).



Cotas en mm

Anexo L: Programa en Labview® para la adquisición de temperatura

A continuación, se presenta el programa en Labview® elaborado para la adquisición de temperatura durante los ensayos de fatiga térmica realizados en instalaciones del CIATEQ. A.C. Este programa consta de dos interfaces, un panel frontal en donde se muestran controles e indicadores de temperatura y de tiempos, y un diagrama de bloques en donde se programa cada una de estos controles o indicadores y se interconectan entre sí.

Panel Frontal

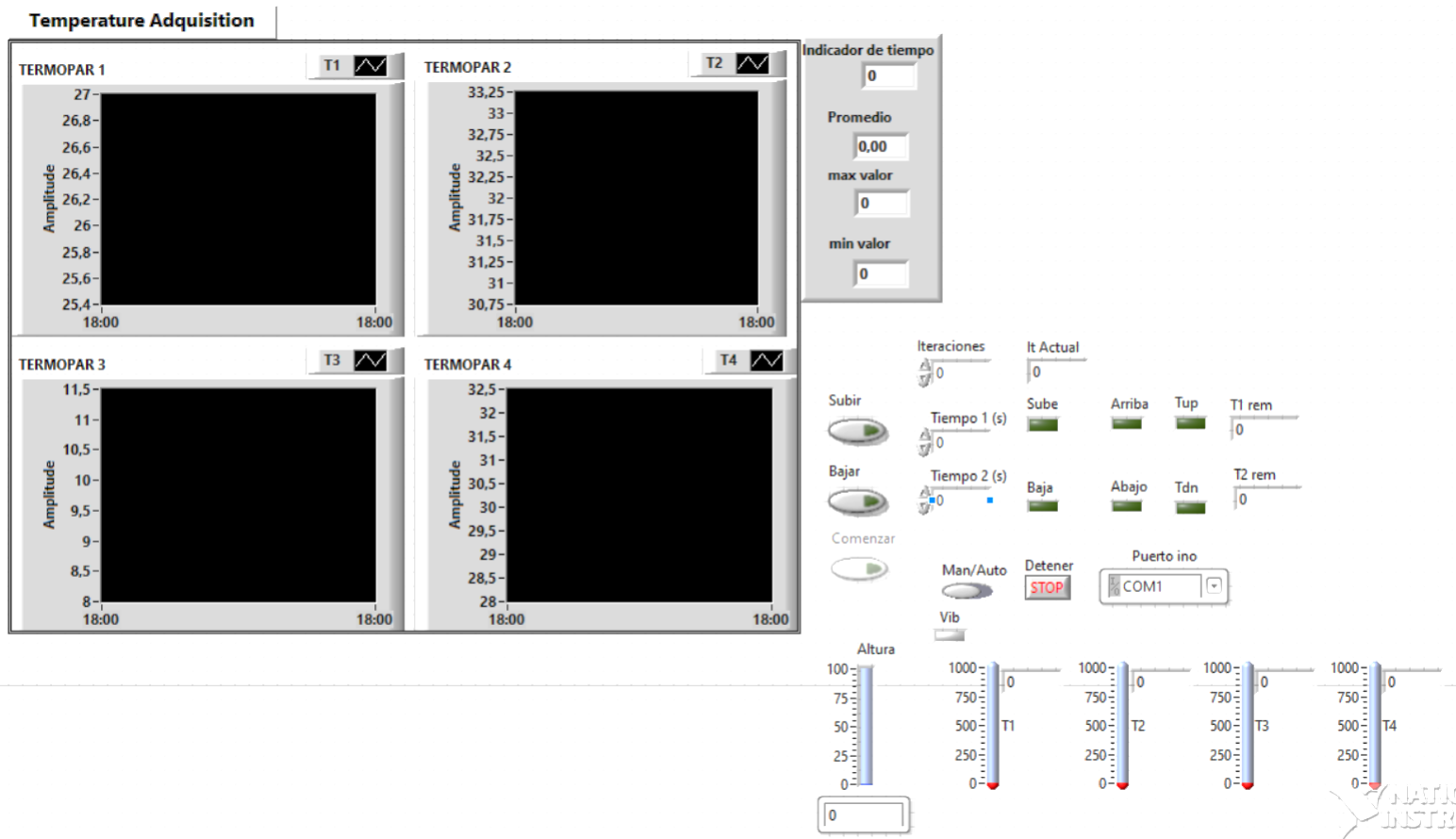
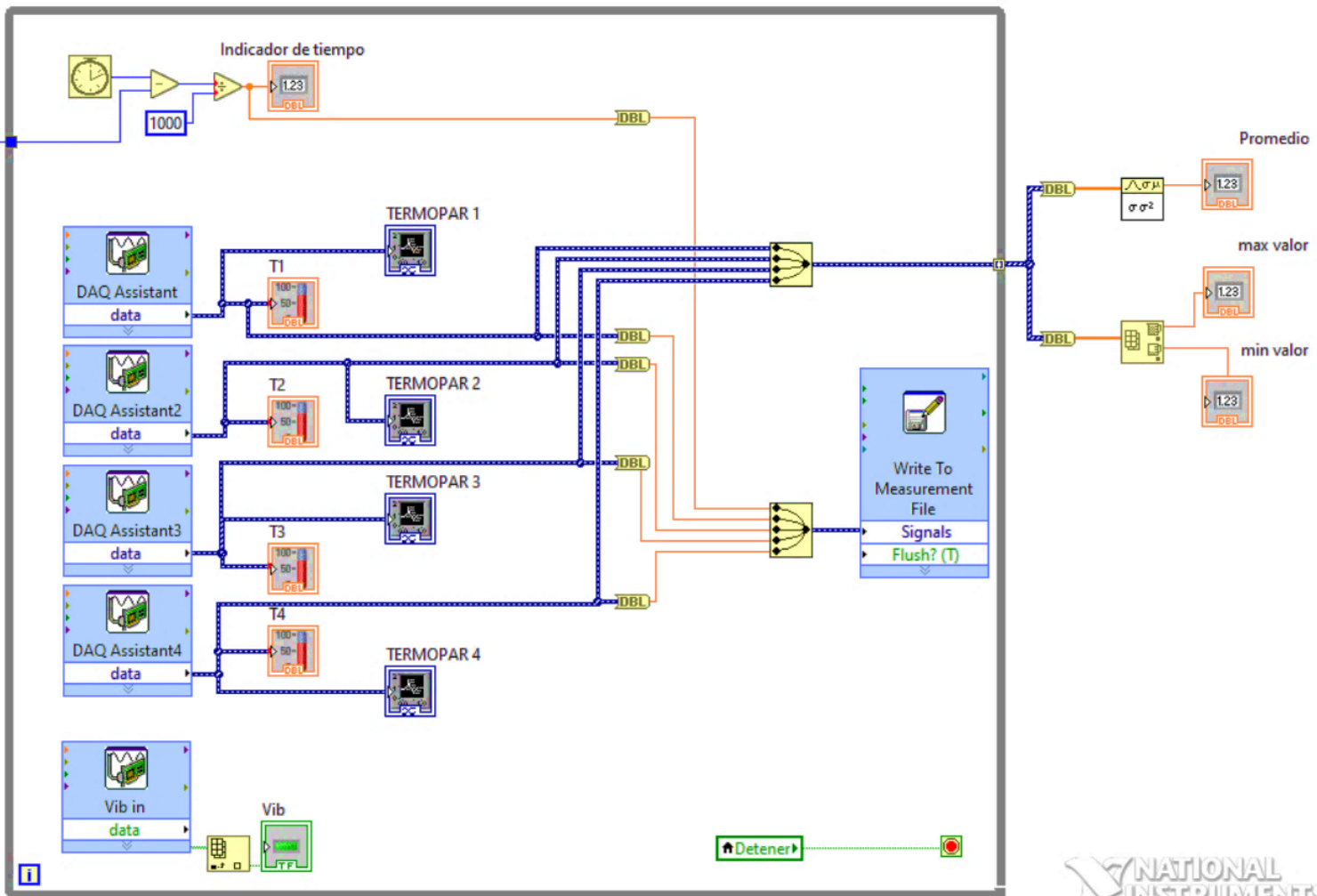


Diagrama de Bloques



Anexo M: Procedimiento de fijación de la galga extensométrica en la probeta CT

A continuación, se presenta el procedimiento de pegado de la galga extensométrica en las probetas CT, así como la soldadura de los terminales de la galga a los cables conductores y posterior recubrimiento de todo el conjunto.

Procedimiento de pegado de galgas extensométricas CEA-13-240UZ-120 en Probeta CT con pre-grieta

Preparación de la superficie

- 1. Desengrasar:** Aplicar solvente CSM-Degreaser en el área donde se pegará la galga. Luego secar con una gaza tipo esponja GSP-1 en un solo sentido hasta que la gaza no tenga manchas.
- 2. Líneas guías:** Con un lápiz 4H hacer las marcas necesarias en la probeta para posteriormente posicionar las galgas y los terminales auxiliares.
- 3. Condicionar:** Luego aplicar M-Prep Conditioner A y con un aplicador con punta de algodón CSP-1 limpiar la superficie marcada previamente hasta que se vea limpio el aplicador. Luego remover todo el residuo con gaza tipo esponja GSP-1 en un solo sentido.
- 4. Neutralizar:** Aplicar una cantidad pequeña de M-Prep Neutralizer 5A y limpiar con un aplicador CSP-1. Luego secar la superficie lentamente en un solo sentido con una gaza tipo esponja GSP-1.

Pegado de la galga CEA-13-240UZ-120 con adhesivo M-Bond 610

- 1. Mezclar el adhesivo:** Se debe vaciar todo el contenido del Agente curador M-Bond 610 dentro del adhesivo M-Bond 610 y agitarlo durante 10 segundos. Se debe anotar la fecha de mezclado. El mezclado del adhesivo se debe hacer al menos 1 hora antes de comenzar el procedimiento de pegado.
- 2. Preparación de la galga:** Deben estar limpias las manos, la superficie de trabajo, pinzas y demás herramientas a utilizar. Luego se retira la galga de su sobre protector y se coloca en la superficie de trabajo con el lado a pegar hacia abajo. Se corta un tramo corto de cinta adhesiva MJG-2 y se utiliza para cubrir los terminales de la galga, dejando la superficie de la rejilla libre. Posteriormente se retira esta unión de la superficie de trabajo con un ángulo de 30° y se coloca en la probeta con la ayuda de las líneas guías que se hicieron previamente.
- 3. Aplicación del adhesivo:** Para la aplicación del adhesivo se retira hacia un lado la cinta adhesiva con la galga y los terminales auxiliares con un ángulo de 30° y se enrolla sobre si misma

dejando expuesto el lado de la galga y los terminales auxiliares que se va a pegar. Se remueve varias veces en las paredes del recipiente el exceso de adhesivo en la brocha y se cubre con una capa fina el lado a pegar de la galga, de igual forma también se cubre la superficie de la probeta donde se va a pegar la galga. Posteriormente se deja reposar de 5 a 30 min. Luego de pasado este tiempo se recoloca la cinta con la galga sobre la probeta sin ejercer demasiada presión.

4. Sujeción y requisitos de curado: Luego de poner el adhesivo y reposicionar los componentes en la probeta, estos se cubren con una película de teflón TFE-1 y esta a su vez se asegura con dos pequeñas secciones de cinta adhesiva MJG-2. Luego se posiciona una sección de almohadilla de goma de silicona junto a una placa de aluminio de respaldo GT-14 sobre la galga para aplicar una presión de 275 a 350 $\frac{\text{kN}}{\text{m}^2}$ con unas pinzas de presión HSC-2. Antes de comenzar el curado se debe verificar que la placa de respaldo está paralela a la superficie de la probeta. Luego se posiciona todo el conjunto en un horno a temperatura ambiente y se aplica una rampa de calentamiento de 10 $^{\circ}/\text{min}$ hasta llegar a una temperatura de 125 $^{\circ}$ en base a recomendaciones del fabricante. Una vez la temperatura se mantiene estable se deja todo el conjunto dentro del horno durante dos horas.

5. Retiro de cinta y post-curado: Luego de enfriar todo el conjunto que estuvo dos horas en el horno, se retiran las pinzas, seguido de las placas de respaldo, las almohadillas de goma de silicona y la película de teflón, finalizando con la cinta adhesiva. Para el post-curado se posiciona solo la probeta con la galga y los terminales auxiliares ya pegados en el horno a temperatura ambiente. Para este caso se aplica la misma rampa de temperatura que en el curado, pero luego se mantiene dos horas a una temperatura de 30 a 40 $^{\circ}$ por encima de la temperatura máxima de operación o la de curado. En este caso se escogió la temperatura de operación que es de 120 $^{\circ}$ y al sumarle 30 $^{\circ}$, se tiene una temperatura de 150 $^{\circ}$ durante dos horas, estos valores se tomaron de acuerdo a recomendaciones del fabricante. Cuando pasan las dos horas, se deja enfriar el conjunto probeta-galga hasta la temperatura ambiente.

Procedimiento de cableado, soldadura y recubrimiento de la roseta CEA-13-240UZ-120

Luego de finalizar el procedimiento de pegado de la galga en la probeta CT, se procede a el cableado y soldadura de los cables de conexión para posteriormente recubrir la zona de las galgas, así como fijar con el mismo recubrimiento el cable a la probeta. A continuación, se explica cada etapa.

Cableado: La selección del cable a usar se hizo en base al rango de temperatura de trabajo fundamentalmente. En este caso se utilizó un cable de 3 conductores 326-FTE. Este es un cable trenzado con recubrimiento de teflón, lo que permite que soporte temperaturas desde -269 hasta 260 ° C. El cable tiene cierta flexibilidad, lo que permite hacer dobleces que permitan guiarlo en la probeta por zonas donde no interfiera con otros elementos. Como se mencionó anteriormente, el cable tiene 3 conductores con un código de colores(rojo/blanco/negro). El cable necesita ser preparado en un extremo para posteriormente soldarlo a los terminales de la galga. Esta preparación consiste en pelar una sección relativamente pequeña de los 3 conductores del cable, luego se une el conductor negro junto con el blanco y se deja el conductor rojo libre. Posteriormente los conductores se estañan con la propia soldadura que se utilizará(570-28R). Luego se cortan los conductores ya pelados y estañados a una longitud adecuada para que quede justo en el terminal de la galga. Ya que el cable está pelado y estañado se le realiza un pequeño doblez justo después de la sección que se peló, de forma tal que, si por alguna razón se tensara este, la fuerza no se ejerza en el terminal soldado, sino que exista una sección adicional de la cual ejercer fuerza. Además de este doblez, también se realizan otros dobleces para guiar el cable por zonas donde no existan otros elementos en la probeta y se fijan temporalmente con cinta PCT-2M hasta que se aplique el recubrimiento. A continuación, se explica el proceso de soldadura de los cables a los terminales de la galga.

Soldadura: Una vez que los cables están preparados, se procede a soldar estos a los terminales de la galga. La soldadura que se utilizó fue 570-28R, esta soldadura está compuesta principalmente de plomo (93.5%), estaño (5%) y plata (1.5%) y es recomendada para conexiones a temperaturas elevadas, tiene un punto de fusión de 296/301 ° C y presenta una muy buena resistencia mecánica. El equipo de soldar utilizado fue una estación Weller® WE 1010 con una temperatura máxima de 450 ° C. Es recomendable antes de soldar, lijar los terminales de la galga con una lija, en este caso se utilizó una lija SCP-1 220 para facilitar la adherencia de la soldadura. Posteriormente se cubre la zona de la rejilla de la galga con cinta PCT-2M para evitar que la escoria producto de la soldadura llegue a dañar la galga. A continuación, se aplica un punto de soldadura a cada terminal de la galga y se posiciona el cable correspondiente a una galga y se termina de soldar a los terminales de la galga. Una vez terminado de soldar los cables a los terminales de la galga, se aplica M-Line Rosin Solver en las uniones soldadas y también en la galga propiamente, ya que puede haber quedado impurezas de la soldadura. Luego se limpia con una gaza. Este proceso se repite 3 veces hasta que quede libre de impurezas la unión soldada y zonas alrededor. Una vez soldados los cables a los terminales de la roseta, se pasa a la etapa de recubrir y fijar la zona de la galga y cables respectivamente.

Recubrimiento: El recubrimiento que se utilizó para proteger la roseta es un epóxico que está compuesto por una resina y un endurecedor. Este recubrimiento es el M-Bond GA-61, el cual posee una excelente resistencia mecánica y química a temperaturas elevadas en un rango de operación de -75 a 260 ° C. También se utilizó para el anclaje o fijación de los cables en la probeta, una de las características de este recubrimiento es que necesita ser curado a una temperatura elevada. Una vez que se destapan los dos recipientes del recubrimiento (resina y endurecedor), se calienta la resina hasta una temperatura de 38 ° C aproximadamente para facilitar la mezcla con el endurecedor. Se vierte el contenido del endurecedor dentro del frasco de resina y con una espátula se mezclan ambos hasta que se tenga una mezcla lo más homogénea posible. Posteriormente esta mezcla se aplica en una capa fina a la zona de la unión soldada, así como a la propia rejilla de la galga. También se aplica este recubrimiento alrededor de todo el cable que está en contacto con la probeta con el objetivo de fijarlo y evitar que se ejerza algún tipo de fuerza en este, lo cual que puede afectar la integridad de la unión soldada y consecuentemente algún error en la medición.

Anexo N: Código en Matlab® para el cálculo de vida a la fatiga mediante el método Coffin-Manson y SWT Parameter.

```
clear
close all
clc

%-----Constantes para el Material (Al-6063-T5)-----%

sigmaced=145;           % Esfuerzo de cedencia, MPa
sigmauts=186;          % Esfuerzo último, MPa
E=68900;               % Módulo de Elasticidad, MPa.
sigmafprime=175;      % Fatigue strength coefficient, MPa.

%-----Constantes para el Material (Al-6061-T6)-----%

epsilonfprime=0.207;   % Fatigue ductility coefficient.
b=-0.053;              % Fatigue strength exponent.
c=-0.628;              % Fatigue ductility exponent.
nprime=0.089;         % Cyclic hardening exponent. (n' = b/c).

%-----Resultados mediciones experimentales (Al 6063-T5)-----%
%-----%

epsilonmaxexp=0.00129525;
epsilonminexp=0.00120825;
deltaepsilonexp=epsilonmaxexp-epsilonminexp
epsilonampexp=deltaepsilonexp/2
epsilonmeanexp=(epsilonmaxexp+epsilonminexp)/2

%-----Cálculos a partir de resultados experimentales (Al 6063-T5)-----%
```

```

sigmaamp=epsilonampexp*E           % Amplitud del esfuerzo,epsilonamp*E, MPa
sigamean=epsilonmeanexp*E         % Esfuerzo promedio calculado a partir de la
deformación promedio, MPa.

```

```

%--Cálculo de la vida a la fatiga--%

```

```

%---Inicialización de las matrices elástica, plástica y total y ciclos---%

```

```

Nmatrix=[];
elasticmatrix=[] ;
plasticmatrix=[] ;
totalmatrix=[] ;

NmatrixSWT=[];
elasticmatrixSWT=[] ;
plasticmatrixSWT=[] ;
totalmatrixSWT=[] ;
productoSWT=[];
sigmamaxSWT=sigamean+sigmaamp;

```

```

%----Método Coffin-Manson (Sigamean = 0, R= -1)----%

```

```

for N=0:1:1e5
    deltaepsilonNlife=(2*((sigmafB/E)*(2*N)^(b)+ epsilonfprime*(2*N)^(c)));
    deltaepsilonelastic=(sigmafB/E)*(2*N)^(b);
    deltaepsilonplastic=epsilonfprime*(2*N)^(c);
    elasticmatrix=[elasticmatrix;deltaepsilonelastic];
    plasticmatrix=[plasticmatrix;deltaepsilonplastic];
    totalmatrix=[totalmatrix;deltaepsilonNlife/2];
    Ni=N;
    Nmatrix=[Nmatrix;2*N];
end
InitiationLifeCoffin=Ni;

```

```

%----Método SWT Parameter (Sigamean != 0)----%

```

```

for N=0:1:1e5
    deltaepsilonNlifeSWT=(2*((sigmafB^2)/E*(2*N)^(2*b)+
sigmafB*epsilonfprime*(2*N)^(b+c)))/sigmamaxSWT;
    deltaepsilonelasticSWT=((sigmafB^2)/E)*(2*N)^(2*b)/sigmamaxSWT;
    deltaepsilonplasticSWT=((sigmafB*epsilonfprime*(2*N)^(b+c)))/sigmamaxSWT;
    elasticmatrixSWT=[elasticmatrixSWT;deltaepsilonelasticSWT];
    plasticmatrixSWT=[plasticmatrixSWT;deltaepsilonplasticSWT];
    totalmatrixSWT=[totalmatrixSWT;deltaepsilonNlifeSWT/2];
    NiSWT=N;
    NmatrixSWT=[NmatrixSWT;2*N];
end
InitiationLifeSWT=NiSWT;

```

```

figure(1)
loglog(Nmatrix,elasticmatrix,'m',Nmatrix,plasticmatrix,'r',Nmatrix,totalmatrix,'k',Nmatr
ixSWT,elasticmatrixSWT,'--ms',NmatrixSWT,plasticmatrixSWT,'--
rs',NmatrixSWT,totalmatrixSWT,'--ks','MarkerSize',4,'LineWidth',0.5)
title('Gráfico de Vida a la Fatiga')
legend({'deformación elástica (epsilon el Coffin)', 'deformación plástica (epsilon pla
Coffin)', 'deformación total (epsilon total Coffin)', 'deformación elástica (epsilon el
SWT)', 'deformación plástica (epsilon pla SWT)', 'deformación total (epsilon total
SWT)'}, 'Location', 'southwest')

```