

INSTITUTO TECNOLÓGICO DE PACHUCA

**INFLUENCIA DE LOS ESFUERZOS RESIDUALES EN LA
MORFOLOGÍA DEL CRECIMIENTO DE GRIETA POR
FATIGA EN AL6061-T6**

**TESIS QUE PARA OBTENER EL GRADO DE
MAESTRO EN INGENIERA MECÁNICA
PRESENTA**

ING. JOSÉ LUIS CUEVAS HERNÁNDEZ

**DIRECTOR:
DR. CELERINO RESÉNDIS ROSAS**

**CO-DIRECTOR:
DR. CHRISTIAN JESÚS GARCÍA LÓPEZ**

**SINODALES:
DRA. ERIKA OSIRIS ÁVILA DÁVILA**

122 páginas

Pachuca de Soto, Hidalgo, noviembre del 2017





TECNOLÓGICO NACIONAL DE MÉXICO
Instituto Tecnológico de Pachuca

"Año del Centenario de la Promulgación de la Constitución Política de los Estados Unidos Mexicanos"

Pachuca, Hidalgo, **27/NOVIEMBRE/2017**

OFICIO No. DEPI-202-2017

**C. ING. JOSÉ LUIS CUEVAS HERNÁNDEZ
PRESENTE**

El que suscribe, Jefe de la División de Estudios de Posgrado e Investigación, le comunica que los miembros de la Comisión Revisora, designada por el Consejo de Posgrado de la Maestría en Ingeniería Mecánica para examinar su Tesis:

"Influencia de los esfuerzos residuales en la morfología del crecimiento de grieta por fatiga en AL6061-T6"

se han reunido, y después de intercambiar opiniones manifiestan su aprobación de la Tesis, en virtud que satisface los requisitos señalados por las disposiciones reglamentarias vigentes y en consecuencia, se autoriza su impresión.

Sin otro particular por el momento, quedo de Usted.

ATENTAMENTE

"EL HOMBRE ALIMENTA EL INGENIO EN CONTACTO CON LA CIENCIA"

**DR. MARIO EMIGDIO RODRÍGUEZ CASTILLO
JEFE DE LA DIVISIÓN DE ESTUDIOS DE POSGRADO E INVESTIGACIÓN**

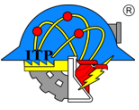


c.c.p: archivo

MERC/lmpp



Carretera México-Pachuca Km. 87.5, Col. Venta Prieta, Pachuca, Hidalgo, C.P. 42080
A. P. 276, Tels. : (01 771) 7113073, 7113596, 7113140, 7115119,
7115538 Fax (01771)7113399
www.itpachuca.edu.mx



**División de Estudios de Posgrado e Investigación
Maestría en Ingeniería Mecánica
ACTA**

Siendo las 13:00 horas del 24 de Febrero de 2017, reunidos en el aula U6, el Consejo de Posgrado en Ingeniería Mecánica manifiesta la APROBACIÓN del trabajo de Tesis titulado: Influencia de los esfuerzos residuales en la morfología del crecimiento de grieta por fatiga en AL6061-T6, con el siguiente contenido:

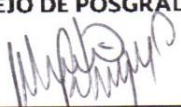
- Resumen/Abstract
- Nomenclatura
- Introducción
- Contenido
- Índice de cuadros, gráficas y figuras.
- 1. Crecimiento de grieta por fatiga
- 2. Esfuerzos residuales
- 3. Aleaciones de aluminio
- 4. Desarrollo experimental
- 5. Análisis y discusión de resultados
- Conclusiones
- Bibliografía
- Apéndices

Para cubrir el requisito correspondiente a la Tesis para que el Ing. José Luis Cuevas Hernández obtenga el grado de Maestría en Ingeniería Mecánica, bajo la dirección del Dr. Celerino Reséndiz Rosas, profesor de la Maestría en Ingeniería Mecánica de la División de Estudios de Posgrado e Investigación.

ATENTAMENTE

"EL HOMBRE ALIMENTA EL INGENIO EN CONTACTO CON LA CIENCIA"

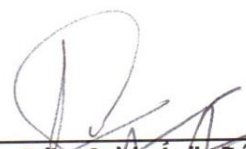
EL CONSEJO DE POSGRADO



**Dr. Mario Emigdio Rodríguez
Castillo**



**Dr. Luis Manuel Palacios
Pineda**



Dra. Erika Osiris Ávila Dávila



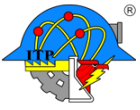
Dr. Ignacio Ramírez Vargas



Dr. Celerino Resendiz Rosas

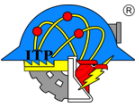
C.p. Archivo
LMPP/Imp





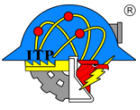
Resumen

En el presente trabajo de investigación se muestra el estudio de componentes de aluminio 6061-T6 con una condición inicial de esfuerzos residuales variables. Los componentes de aluminio con un espesor de 6.35 mm y un orificio al centro con diámetro de 6.35 mm con una expansión del 4% de deformación, fueron sometidos a un ensayo de crecimiento de grieta por fatiga en una máquina servo-hidráulica marca INSTRON y modelo 8801. Se reportan resultados de la longitud de la grieta en función del número de ciclos de carga $a(N)$, así como de la velocidad de crecimiento de la grieta en función de su longitud $da/dN(a)$ y un estudio del frente de grieta reconstruidos gracias a la aplicación de sobrecargas durante los ensayos de crecimiento de grietas por fatiga. Las sobrecargas consistieron en valores de carga cíclica por encima de los valores nominales utilizados en el ensayo y permitieron determinar la evolución del frente de grieta de manera local para así estimar de manera macroscópica la forma en que evolucionaba dicho frente de grieta. Los resultados demuestran que la distribución de los esfuerzos residuales en el componente de aluminio 6061-T6 resultó en un incremento en la vida a la fatiga del componente, además, los esfuerzos residuales modifican el frente de grieta en comparación con componentes que no cuentan con dicho campo de esfuerzos residuales. El efecto producido por el campo de esfuerzos residuales en el frente de grieta genera una forma semicircular retrasando el crecimiento de grieta en la parte posterior de la expansión dentro de los primeros 9 mm de longitud de la grieta.



Abstract

In the present work of investigation shows the study of components of aluminum 6061-T6 with an initial condition of variable tests. The aluminum components with a thickness of 6.35 mm and a center with diameter of 6.35 mm with an expansion of 4 percent of deformation, were subjected to a test of growth of cracks by fatigue in a servo-hydraulic machine brand INSTRON and model 8801. The results of the length of the crack are reported as a function of the number of load cycles $a(N)$, as well as the crack growth rate as a function of its length $da/dN(a)$ and a study of the crack front reconstructed to the application of overloads during fatigue crack growth tests. The overloads consisted of cyclic load values above the nominal values used in the test and allowed determining the evolution of the crack front locally to estimate in a macroscopic way how the crack front evolved. The results show that the distribution of the springs in the aluminum component 6061-T6 resulted in an increase in the fatigue life of the component, in addition, the residual stresses were modified in comparison with other components that do not have this field of diversions. The effect produced by the field of residual stresses in the crack front a semicircular shape delaying the growth of the crack in the posterior part of the expansion within the first 9 mm length of the crack.



Agradecimientos

Agradezco a Instituto Tecnológico de Pachuca, por haberme dado la oportunidad de continuar con mis estudios de posgrado, así como al consejo de posgrado por depositar su confianza en mí y en este proyecto.

Al Consejo Nacional de Ciencia y Tecnología (CONACYT) por brindar respaldo a este proyecto, además del apoyo económico que me brindó durante estos dos años.

A mi asesor el Dr. Celerino Reséndiz por su apoyo incondicional para la realización de este proyecto.

A mi co-asesor el Dr. Christian García por su valioso compromiso mostrado hacia este trabajo, así como su paciencia y dedicación en todo el desarrollo del proyecto.

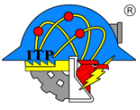
Al Dr. Pablo Arizpe que me abrió las puertas de mi alma mater para la realización de los ensayos experimentales de este trabajo

Al Personal de la Universidad Politécnica Metropolitana de Hidalgo que facilitó mi estancia en dicha institución.

Al Dr. Ricardo Ambriz por su apoyo y facilitación del equipo utilizado en el CIITEC, así como a todo el equipo de investigación que colabora con él.

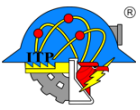
A mis padres Pedro y Cecilia que son mi mayor fuente de inspiración, a mis hermanos con quienes comparto este peldaño que doy profesionalmente, a mi familia (cuñad@s y sobrinas) que forman parte de mi vida.

A quienes no menciono, pero soy consciente que pusieron su granito de arena en el desarrollo de este proyecto.

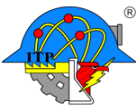


Contenido

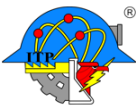
Índice de figuras	11
Introducción.....	16
Objetivo	18
Hipótesis.....	18
Justificación.....	18
1. Crecimiento de grieta por fatiga.....	21
1.1. Breve perspectiva histórica.....	21
1.2. Marco teórico.....	21
1.2.1. Definición y antecedentes.....	21
1.2.2. Factor de intensidad de esfuerzos.....	24
1.2.3. Aspectos fenomenológicos.....	27
1.2.4. Relación entre el rango del factor de intensidad de esfuerzos y la velocidad de crecimiento de grieta por fatiga.....	29
1.3. Interacción del crecimiento de grietas por fatiga en campos de esfuerzos residuales.	31
2. Esfuerzos residuales	33
2.1. Definición de esfuerzos residuales	34
2.2. Clasificación y origen de los esfuerzos residuales.....	34
2.3. Medición de esfuerzos residuales	38



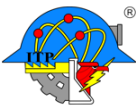
2.3.1.	Métodos destructivos	39
2.3.2.	Métodos no destructivos	41
2.3.3.	Métodos semi-destructivos	43
2.4.	Expansión de orificios en frío: aplicación en la industria aeronáutica.	45
2.4.1.	Expansión directa con mandril	48
2.4.2.	Expansión con balón	49
2.4.3.	Expansión con casquillo.	50
3.	Aleaciones de aluminio	53
3.1.	Características y propiedades físicas, mecánicas y químicas del aluminio	53
3.2.	Aleación de aluminio 6061-T6	56
3.3.	Tratamiento térmico de solubilización y envejecido	57
3.3.1.	Tratamiento de solubilización	58
3.3.2.	Enfriamiento rápido	58
3.3.3.	Endurecimiento por envejecimiento	59
4.	Desarrollo experimental	61
4.1.	Materiales y probetas.	61
4.2.	Expansión del orificio.	63
4.3.	Equipo e instrumentos utilizados	65
4.4.	Pruebas de fatiga en las probetas	69
4.4.1.	Iniciación de la pre-grieta.	72



4.4.2.	Crecimiento de la grieta.....	74
4.4.3.	Sobrecargas.....	76
4.4.4.	Matrix experimental de los ensayos de crecimiento de grieta por fatiga	80
4.5.	Análisis metalográfico de superficies de fractura.....	81
5.	Análisis y discusión de resultados	83
5.1.	Nucleación y condiciones de la pre-grieta.....	83
5.2.	Vida a la fatiga.....	85
5.2.1.	Probeta 1: Ranura al borde del orificio ambos lados (todo el espesor)	86
5.2.2.	Probeta 2: Ranura en esquina ambos lados	88
5.2.3.	Probeta 3: Sin ranura	89
5.2.4.	Probeta 4: Sin ranura	92
5.2.5.	Probeta 5: Sin ranura y sin esfuerzos residuales	93
5.2.6.	Probeta 6: Sin ranura	94
5.3.	Velocidad de crecimiento de grieta por fatiga.....	95
5.3.1.	Probeta 1	96
5.3.2.	Probeta 2.....	98
5.3.3.	Probeta 3 y 4.....	100
5.3.4.	Probeta 5.....	102
5.3.5.	Probeta 6.....	103
5.4.	Superficie de fractura.....	105



5.4.1. Reconstrucción de superficies de fractura	105
5.5. Morfología del frente de grieta en campos de esfuerzos residuales	111
5.6. Comparación de los resultados para componentes con y sin esfuerzos residuales (ER). 113	
Conclusiones.....	117
Recomendaciones	118



Índice de figuras

Figura 1. Representación esquemática de la aplicación de una carga cíclica de onda sinusoidal a una relación de carga constante [18].....	23
Figura 2 Modos de carga sobre una grieta [32]	24
Figura 3. Proceso de crecimiento de grieta. [15]	28
Figura 4. Diferentes etapas de la nucleación y crecimiento de grieta durante el proceso de fatiga y el enfoque utilizado típicamente para el análisis [2]	28
Figura 5. Curva característica de una propagación de grieta en material dúctil [9]	31
Figura 6. Esfuerzos residuales clasificados de acuerdo con una escala de longitud característica l_0 sobre la cual se equilibran: tipo I, σ^I , l_0 , I es equivalente con las dimensiones del componente; tipo II, σ^{II} , l_0 , II es igual a las dimensiones del grano; Tipo III, σ^{III} , l_0 , III es más pequeño que las dimensiones del grano [18].	37
Figura 7. Los esfuerzos residuales surgen de inadaptaciones, ya sea entre diferentes regiones o fases dentro de un material: se ilustran diferentes tipos de macro y micro esfuerzos residuales [6].....	37
Figura 8. Método de Sach para evaluar el campo de esfuerzos residuales en cilindros	40
Figura 9. Terminología y sistema de coordenadas del método de respuesta de grieta aplicado a una viga prismática	41
Figura 10. Relajación de esfuerzos residuales debido al barrenado.....	44
Figura 11. Posición de roseta rectangular a 45° para medir esfuerzos residuales.	44
Figura 12.Principio de método de anillo anular para determinar esfuerzos residuales	45
Figura 13. Distribución típica de esfuerzos residuales tangenciales alrededor de un orificio expandido. [1].....	48

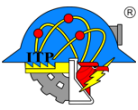


Figura 14. Expansión directa con mandril. [1]	49
Figura 15. Expansión con balín. [1]	50
Figura 16. Expansión con casquillo. [1].....	51
Figura 17. Diagrama de fases Al-Mg ₂ Si, mostrando la secuencia de tratamiento térmico para el endurecimiento por precipitación. [20].....	58
Figura 18. Valores de esfuerzo contra deformación de ingeniería (convencional) y reales para el aluminio 6061-T6. [19].....	61
Figura 19. Dimensiones de probetas ensayadas	62
Figura 20. Representación esquemática del proceso de expansión [19]	64
Figura 21. Distribución de esfuerzos residuales a partir del borde del orificio una probeta de aluminio 6061-T6. [19]	64
Figura 22. Máquina servo-hidráulica utilizada en el ensayo de fatiga de las probetas de aluminio de Al6061-T6.	65
Figura 23. Microscopio utilizado en la medición de longitud de grieta.....	66
Figura 24. Microscopio y sistema telescópico instalado para la medición de las longitudes de grieta.	67
Figura 25. Microscopio electrónico de barrido HITACHI.....	68
Figura 26. Microscopio Electrónico de Barridos del IPN Nanociencias.....	68
Figura 27. Cortadora Struers Labotom-5.....	69
Figura 28. Esquema de sobrecargas	71
Figura 29. Ranuras generadas en la probeta 1	72
Figura 30. Medición de longitud de grieta con líquidos penetrantes. Probeta 1.	74
Figura 31. Medición de la longitud de pre-grieta y grieta con el microscopio Struers®.	76
Figura 32. Sobrecargas utilizadas en la probeta 2 a 3 mm (desde el borde de la entalla)	78

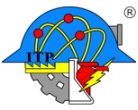


Figura 33 Sobrecargas utilizadas en la probeta 3 a 3 mm (desde el borde del orificio).....	79
Figura 34. Ciclo de sobrecarga en la probeta 4 a 7 mm (desde el borde del orificio).....	80
Figura 35. Vida a la fatiga de la probeta 1.....	87
Figura 36. Vida a la fatiga de la probeta 2.....	89
Figura 37. Vida a la fatiga de la probeta 3.....	91
Figura 38. Vida a la fatiga de la probeta 4.....	92
Figura 39. Vida a la fatiga de la probeta 5.....	94
Figura 40. Comparación de vida a la fatiga: a) probeta 3 vs 5, b) probeta 4 vs 5.	94
Figura 41. Vida a la fatiga de la probeta 6.....	95
Figura 42. Velocidad de crecimiento de grieta en función de la longitud de la grieta $da/dN(a)$ para probeta 1 (Método de la secante).....	97
Figura 43. Velocidad de crecimiento de grieta en función de la longitud de la grieta $da/dN(a)$ para probeta 1 (Método polinomial).....	98
Figura 44. Velocidad de crecimiento de grieta en función de la longitud de la grieta $da/dN(a)$ para probeta 2 (Método de la secante).....	99
Figura 45. Velocidad de crecimiento de grieta en función de la longitud de la grieta $da/dN(a)$ para probeta 2 (Método polinomial).....	100
Figura 46. Velocidad de crecimiento de grieta en función de la longitud de la grieta $da/dN(a)$ para probeta 2 (cercamiento a los primeros milímetros).	100
Figura 47. Velocidad de crecimiento de grieta en función de la longitud de la grieta $da/dN(a)$ para probeta 3.	101
Figura 48. Velocidad de crecimiento de grieta en función de la longitud de la grieta $da/dN(a)$ para probeta 4	101

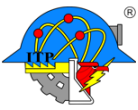


Figura 49. Velocidad de crecimiento de grieta en función de la longitud de la grieta $da/dN(a)$ para probeta 5.	102
Figura 50. Velocidad de crecimiento de grieta en función de la longitud de la grieta $da/dN(a)$ para probeta 5 (zoom).....	103
Figura 51. Velocidad de crecimiento de grieta en función de la longitud de la grieta $da/dN(a)$ para probeta 6	104
Figura 52. Velocidad de crecimiento de grieta en función de la longitud de la grieta $da/dN(a)$ para probeta 4 y 6	104
Figura 53. Reconstrucción de superficie de fractura de probeta 2 lado Derecho (cara de entrada del expansor abajo, izquierda orificio expandido).....	105
Figura 54 Reconstrucción de superficie de fractura de probeta 3 lado Derecho (cara de entrada del expansor abajo, derecha orificio expandido)	106
Figura 55. Reconstrucción de superficie de fractura de probeta 4 lado Derecho (cara de entrada del expansor abajo, derecha orificio expandido)	106
Figura 56. Reconstrucción de superficie de fractura de probeta 5 lado Izquierdo (derecha orificio expandido)	107
Figura 57. Localización puntual de sobrecargas en la probeta 3.....	107
Figura 58. Frente de grieta de manera local en probeta 3.....	108
Figura 59. Superficie de fractura de probeta 1	109
Figura 60. Superficie de fractura de probeta 2	109
Figura 61. Superficie de fractura de probeta 3.	110
Figura 62. Superficie de fractura de probeta 4	110
Figura 63. Superficie de fractura de probeta 5	110
Figura 64. Frente de grieta de probeta 2.....	111

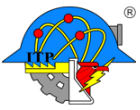
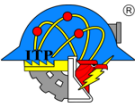


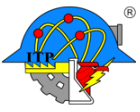
Figura 65. Frente de grieta probeta 3.....	112
Figura 66. Frente de grieta probeta 4.....	113
Figura 67. Velocidad de crecimiento de grieta en función de la longitud de la grieta $da/dN(a)$	113
Figura 68. Comparación entre superficies de fractura. Arriba: probeta 3. Abajo: probeta 5	114
Figura 69. Comparación macroscópica entre probeta 3 y probeta 5	115
Figura 70. Comparación entre frentes de grieta. Arriba: probeta 3. Abajo: probeta 5.	115



Introducción

La fatiga por cargas cíclicas puede conducir a fallas en estructuras y componentes de ingeniería aun cuando los esfuerzos producidos sean mucho menores que el valor de la resistencia de los materiales, causando serias consecuencias [1]. Observaciones experimentales sugieren que el material, la magnitud y dirección de las cargas, condiciones iniciales en la punta de una grieta y los esfuerzos principales afectan el modo de crecimiento de la grieta [2]. Una técnica comúnmente usada por varios años para mejorar la vida de fatiga en componentes estructurales es el proceso de expansión de orificios en frío. Esta técnica afecta significativamente en el tiempo de vida de fatiga [3].

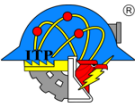
La expansión de orificios en frío es clave en la tecnología de manufactura anti-fatiga para disminuir peso, aumentar resistencia y obtener componentes durables en la industria de la aviación. Se puede mejorar la vida de fatiga por varias veces con la expansión en frío. La tecnología de expansión de orificio en frío ha sido ampliamente utilizada en la fabricación y reparación de aeronaves, y se ha convertido en un tema de investigación en el proceso anti-fatiga, pues como lo menciona McClung [4], dan lugar a mejoras sustanciales en la vida a la fatiga. sin embargo, es difícil de imponer el mismo estado inicial de esfuerzos residuales en todas las partes manufacturadas, y aún más difícil asegurar el control y medición de estado de esfuerzos residuales “propuesto” o “diseñado”. El proceso de expansión en frío, el esfuerzo residual alrededor de los orificios expandidos, el comportamiento de la iniciación de grietas por fatiga y la propagación, y la vida a la fatiga después de la expansión en frío son temas de estudio experimentales, analíticos y simulaciones de elementos finitos [1], sin que exista un consenso en cuanto a la interrelación entre los esfuerzos residuales y el crecimiento de grieta por fatiga.



Investigaciones experimentales y simulaciones de elemento finito han sido creadas para el mejor entendimiento del comportamiento anti-fatiga con la tecnología de expansión en frío. Los esfuerzos residuales (ER) y grietas por fatiga son clave en las áreas de la investigación de expansión en frío [1].

La resistencia a la fatiga es el propósito fundamental del proceso de expansión de orificios. De acuerdo con diferencias en los materiales, métodos y parámetros del proceso de expansión, el coeficiente de ganancia es también diferente entre sí. Entiéndase coeficiente de ganancia como el aumento de la vida a la fatiga de un componente, esto es, la relación de vida a la fatiga entre un componente con el proceso de expansión en frío y uno sin el proceso de expansión en frío. En general la vida de fatiga en las aleaciones de aluminios aumenta más que otros metales debido a su ductilidad. Los resultados de la literatura muestran que la vida de fatiga de la aleación de aluminio de alta resistencia 7050 se puede aumentar 6 veces usando el proceso de expansión en frío, mientras que la de 7B50-T7451 puede aumentarse 28 veces. Sin embargo, los coeficientes de ganancia de materiales metálicos de baja plasticidad son relativamente menores, por ejemplo, la vida a la fatiga de Ti6Al4V y 30CrMnSiNi2A pueden aumentarse 2,8 veces y 1,7 veces [1].

Los esfuerzos residuales a compresión retardan significativamente la velocidad de propagación de grietas por fatiga. Para orificios expandidos en frío regularmente las grietas se originan en los bordes de entrada de la expansión de dichos orificios, mientras que para orificios sin dicha expansión las grietas se originan casi a través de todo el espesor, es de manera casi homogénea, considerando que siempre se generan alrededor de irregularidades o concentradores de esfuerzo [5].



Objetivo

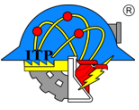
Estudiar la nucleación y crecimiento de grieta por fatiga en componentes de aluminio 6061-T6 con una condición inicial de esfuerzos residuales, producidos mediante el proceso de expansión en frío, y determinar las diferencias en la morfología del crecimiento de la grieta por fatiga bajo condiciones con y sin esfuerzos residuales.

Hipótesis

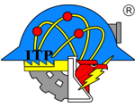
Los esfuerzos residuales se presentan de forma intrínseca en los componentes y estructuras de ingeniería debido a los distintos procesos de manufactura. Los esfuerzos residuales modifican el comportamiento mecánico de un componente en servicio sometido a fatiga independientemente de la naturaleza y distribución de dichos esfuerzos residuales tensión o compresión. Con base en esta premisa es de esperar que de forma cualitativa y cuantitativa se vea modificada la morfología de crecimiento de grieta por fatiga, por lo que el frente de grieta no crecerá de manera uniforme a través del espesor del componente de ingeniería.

Justificación

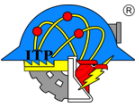
Los esfuerzos residuales (ER) en lo general no son considerados durante la fase del diseño mecánico de los componentes, pues por lo general el componente se diseña con base a las cargas de servicio y utilizando resistencias nominales de los materiales sin verificar el nivel de esfuerzos residuales presentes en el producto terminado. Existen tratamientos térmicos y mecánicos para controlar los esfuerzos residuales, sin embargo, su uso es principalmente empírico, pues como se menciona no se determina el nivel real de los esfuerzos residuales en los componentes manufacturados, pues no se miden de manera física estos esfuerzos residuales y mucho menos se conoce si son a tensión o a compresión. Es deseable incorporar



los ER en el diseño, pero existen varios retos. Se sabe que los ER modifican la integridad estructural de los componentes mecánicos, por esta razón se requiere analizar su efecto en la propagación de grietas por fatiga. Cualitativamente se conoce que los ER a tensión aumentan la velocidad de crecimiento de grieta por fatiga y por el contrario los ER a compresión disminuyen velocidad de crecimiento de grieta. Sin embargo, cuantitativamente se dispone de poca información en cuanto al efecto de ER en el crecimiento de grieta por fatiga (FCG por sus siglas en inglés). Más aún, la información respecto de la influencia de los ER en la morfología de crecimiento de grieta por fatiga es muy escasa. Existen varios casos reportados en donde las fallas mecánicas inesperadas ocurrieron debido a la presencia inadvertida de ER en el componente mecánico, dichos ER se combinaron con las cargas de servicio y provocaron la falla [6].



Capítulo 1



1. Crecimiento de grieta por fatiga

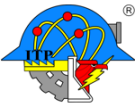
1.1. Breve perspectiva histórica

Los primeros estudios reportados en la literatura indican que el inicio del estudio de la fatiga en materiales comenzó en el siglo XIX, cuando en Alemania, Royal Hannoverian, publicó en Clausthal la primera prueba de fatiga de la que se tiene registro [7]. No fue hasta a mediados del mismo siglo que en investigaciones hechas por Wöhler, se definió el concepto de fatiga como un proceso de agrietamiento gradual donde el material puede fallar al ser sometido a una gran cantidad de repeticiones de esfuerzo, aun estando por debajo del límite de carga estática [7] [8].

1.2. Marco teórico

1.2.1. Definición y antecedentes

Existen procesos capaces de producir el fallo catastrófico de componentes o estructuras, que han soportado satisfactoriamente un cierto tiempo de servicio, sin que en ningún momento se hubiera rebasado la resistencia máxima del material. De entre estos procesos, el más conocido y estudiado es la fatiga y en segundo lugar está la corrosión bajo tensión [9]. La corrosión bajo tensión se refiere a la combinación de los esfuerzos internos, a los que está sometido un componente y a la corrosión debido al medio en el que se encuentra este componente. El presente trabajo se centra en la combinación solamente del proceso de fatiga y esfuerzos residuales. El daño progresivo de los materiales (metálico, compuesto o cerámico) sujetos a cargas cíclicas o deformaciones cíclicas es conocido como fatiga. Dichas cargas o deformaciones pueden conducir a un agrietamiento sucesivo que acaba por producir la fractura [10] [11].



El daño físico progresivo de componentes o estructuras sujetos a cargas o deformaciones cíclicas es conocido como fatiga [10].

Desde el punto de vista del diseño convencional en ingeniería, la fatiga depende de los ciclos aplicados y de la geometría del componente fatigado. Cada ciclo de carga se compone de la amplitud, que es el valor entre el esfuerzo mínimo y el esfuerzo máximo del ciclo de fatiga dividido por dos; frecuencia que se refiere al número de ciclos que se repiten en un segundo y esfuerzo promedio que es la media entre el esfuerzo máximo y mínimo, además de una relación de cargas R que es el cociente entre el esfuerzo mínimo y esfuerzo máximo, o bien la carga mínima entre la carga máxima. Las características del proceso de fatiga mecánica se representan esquemáticamente en la Figura 1. Los principales parámetros cuando se aplica una carga cíclica de fatiga de amplitud constante (las cargas máximas y mínimas no varían con respecto al tiempo) se pueden calcular con las ecuaciones siguientes [8].

Esfuerzo promedio σ_m :

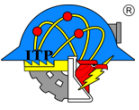
$$\sigma_m = \frac{\sigma_{\max} + \sigma_{\min}}{2} \quad (1)$$

Rango de esfuerzo $\Delta\sigma$.

$$\Delta\sigma = \sigma_{\max} - \sigma_{\min} \quad (2)$$

Amplitud de esfuerzo σ_a

$$\sigma_a = \frac{\Delta\sigma}{2} \quad (3)$$



Relación de cargas R :

$$R = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}} \quad (4)$$

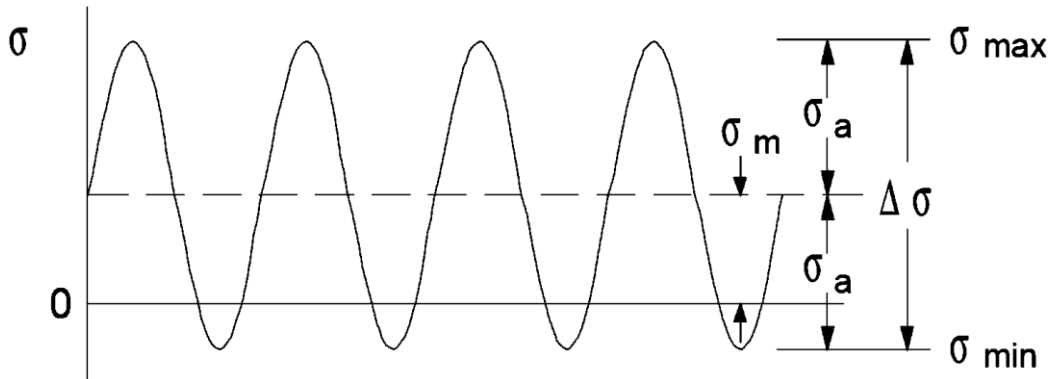
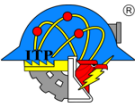


Figura 1. Representación esquemática de la aplicación de una carga cíclica de onda sinusoidal a una relación de carga constante [18]

Los ensayos de fatiga en materiales metálicos a nivel laboratorio pueden llevarse a cabo por control de la deformación (fatiga de bajo número de ciclos, LCF por sus siglas en inglés) y ensayos controlados por fuerza (fatiga de alto ciclaje, HCF por sus siglas en inglés). LCF describe los esfuerzos de fatiga por encima del límite de elasticidad del material y normalmente implica menos de 10,000 ciclos de carga hasta el fallo. Esto ocurre normalmente durante el ciclo controlado por la deformación total impuesta, tal como el ciclo térmico de una estructura justa en dimensiones [12].

Por otra parte, en HCF implica cargas contenidas dentro del rango elástico del material, por lo tanto, las cargas por sí mismo no causarían deformaciones plásticas. En este caso normalmente implica un número en el orden de millones de ciclos hasta el fallo [12].



1.2.2. Factor de intensidad de esfuerzos

Para materiales lineal-elásticos, Irwing [10] sugirió describir el esfuerzo en las cercanías de la punta de grieta por el Factor de Intensidad de Esfuerzo (FIE) designado como K ; ya que para condiciones elasto-plásticas existen otros factores que sustituyen a este factor. Existen básicamente tres diferentes tipos de FIE, cada uno describe un modo de carga como se muestra en la Figura 2 [10] [13]. Una grieta puede ser cargada de tres modos diferentes; Modo I (apertura), Modo II (cortadura en plano o deslizamiento) y Modo III (desgarramiento). En la Figura 2 se muestran estos modos.

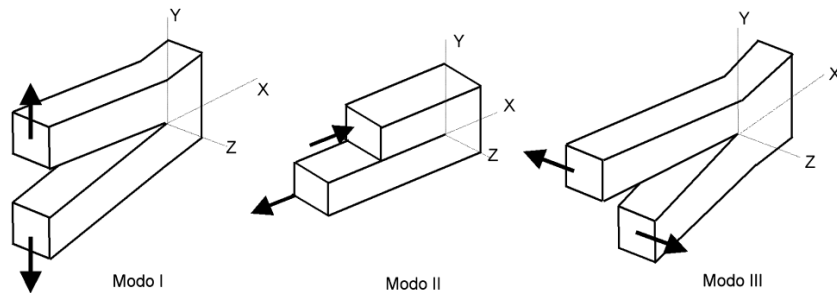
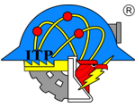


Figura 2 Modos de carga sobre una grieta [32]

Irwin [10] obtuvo en 1951 las siguientes expresiones del estado de esfuerzos para cualquier posición (ángulo θ y radio r) alrededor de la punta de la grieta, para los distintos modos de fractura que se indican a continuación, referidas al Modo I de fractura en placa plana infinita (entiéndase “infinita” a que el largo de la placa es mucho mayor en dimensiones en comparación con la grieta) con grieta pasante (a través de todo el espesor) [9]. Se hace referencia a estas ecuaciones debido a que el Modo I es en el que fueron cargadas las muestras para este trabajo:



$$\begin{aligned}\sigma_{xx} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[1 - \operatorname{sen}\left(\frac{\theta}{2}\right) \operatorname{sen}\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right] \\ \sigma_{yy} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[1 + \operatorname{sen}\left(\frac{\theta}{2}\right) \operatorname{sen}\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right] \\ \tau_{xy} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \operatorname{sen}\left(\frac{\theta}{2}\right) \cos\left(\frac{3\theta}{2}\right)\end{aligned}\quad (5)$$

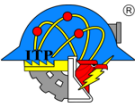
Posteriormente se demostró que estas expresiones, obtenidas en placas infinitas con grieta pasante, eran aproximadamente generalizables a otras configuraciones geométricas. Los factores de intensidad de esfuerzos, K_I , K_{II} , K_{III} hacen referencia a todos los modos posibles de carga del componente agrietado [9].

Para una placa plana de tamaño infinito (∞) sujeta a carga en Modo I, el factor de intensidad de esfuerzos generalizado está dado por:

$$K_I = \sigma\sqrt{\pi a} \quad (6)$$

El factor de intensidad de esfuerzos se puede interpretar como una medida de la severidad en la distribución de esfuerzos en la punta de la grieta debido a la combinación de tres factores: las cargas externas aplicadas, la longitud de la grieta y la geometría del componente.

El fallo en Modo I se produce cuando $K_I = K_{IC}$. En este caso K_I es la fuerza motriz para la fractura y K_{IC} es una medida de la resistencia del material. Si se asume que el material falla localmente bajo una condición crítica de esfuerzos y deformaciones, entonces es probable que ocurra la fractura bajo intensidad de esfuerzos críticos K_{IC} [9]. K_{IC} es la tenacidad a la fractura del material bajo condiciones de deformación plana, la cual es una propiedad del material y mide la resistencia del material agrietado a presentar una fractura frágil.



En la región adyacente al vértice de una grieta contenida en un sólido elásticamente deformado, el esfuerzo se intensifica. Este incremento en el esfuerzo se ha definido como factor de intensidad de esfuerzos (K) [11], y se refiere al parámetro que define la magnitud de los esfuerzos en las cercanías del borde de grieta.

Aunque suelen ocurrir combinaciones de modos de carga, la gran mayoría de los casos prácticos corresponden al Modo I cuya expresión, en su forma más general está dada por:

$$K = \beta \cdot \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \quad (7)$$

Donde β es un factor geométrico, a es el tamaño de la grieta y σ la magnitud del esfuerzo aplicado en el componente en el campo lejano. En este caso la diferencia entre la ecuación 6 de la 7, es que la ecuación 7 se refiere a una placa con dimensiones finitas. Por lo tanto, β es un factor de corrección debido a la geometría del componente.

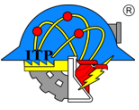
Para este trabajo se empleó la siguiente ecuación que se refiere al factor de intensidad de esfuerzos para una placa finita con un orificio central y dos grietas radiales simétricas [14]:

$$K = \sigma_0 \sqrt{a_n \pi} \sqrt{1 - \lambda} (1 + 0.358\lambda + 1.425\lambda^2 - 1.578\lambda^3 + 2.156\lambda^4) \quad (8)$$

donde

$$\lambda = \frac{r_h}{a_n} \quad (9)$$

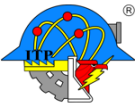
$$a_0 \leq a_n \leq \frac{W}{2} \quad (10)$$



Donde a_0 es la longitud de grieta inicial, a_n es la longitud de grieta n-ésima, W es el espesor del componente y r_n es el radio del orificio

1.2.3. Aspectos fenomenológicos

La vida de fatiga abarca dos períodos de manera general, el período de iniciación de la grieta y el período de crecimiento de la grieta hasta el fallo; la Figura 3 presenta los parámetros, K_t y K relevantes para los dos períodos. K_t es un factor que depende solamente de la geometría del componente y es conocido como el factor de concentrador de esfuerzos. Como ya se mencionó K es el factor de intensidad de esfuerzos y depende tanto de la geometría del componente como de la carga aplicada. La iniciación de la micro-grieta se produce generalmente en las superficies libres del material. Mientras una micro-grieta esté todavía presente en tan solo unos cuantos granos del material, el crecimiento depende de la condición microestructural, incluyendo la orientación cristalográfica de los granos y posibles inclusiones. El crecimiento inicial de la micro-grieta es un fenómeno superficial. En una etapa posterior, la micro-grieta penetrará en los granos circundantes pudiendo presentar coalescencia con otras microgrietas, tanto a lo largo de la superficie del material como en la dirección de la profundidad, alejándose de la superficie del material. Esto implica que el crecimiento de la grieta ocurre a lo largo de un frente de grieta a través de una serie de granos adyacentes. El crecimiento de la grieta entonces ya no depende de las condiciones microestructurales, sino principalmente de la resistencia al crecimiento de la grieta como propiedad a granel del material. Si esto ocurre, la tasa de crecimiento de las grietas puede correlacionarse con factores de intensidad de esfuerzo. En cada ciclo de carga se produce una pequeña extensión de grieta microscópicamente. Esto puede conducir a estrías que se pueden observar en el microscopio electrónico de barrido [15].



En el período de iniciación de la grieta se presenta una micro-grieta, mientras que, en el período subsiguiente de crecimiento de grieta, la grieta de fatiga puede etiquetarse como macro-grieta, aunque puede ser invisible al ojo humano en sus etapas iniciales cuando su longitud es limitada todavía [15].

La iniciación de grieta consiste en la nucleación y crecimiento de micro-grietas hasta una micro-fisura de una longitud típicamente de alrededor de varios cientos de micrómetros (grietas microscópicas) [2], véase Figura 4.

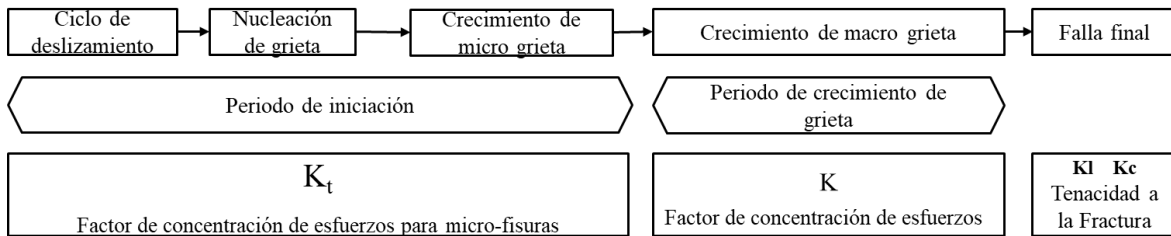


Figura 3. Proceso de crecimiento de grieta. [15]

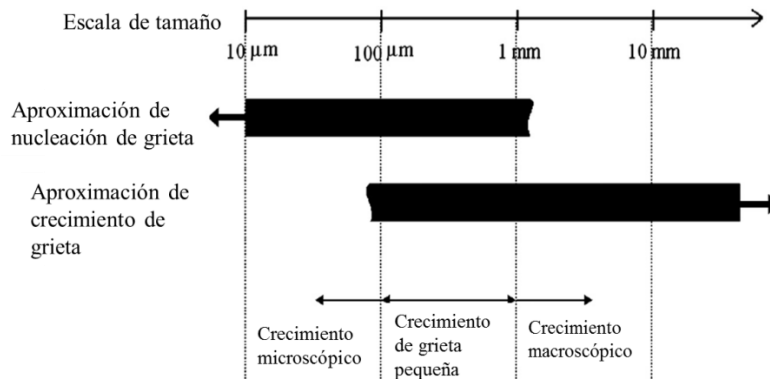
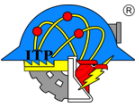


Figura 4. Diferentes etapas de la nucleación y crecimiento de grieta durante el proceso de fatiga y el enfoque utilizado típicamente para el análisis [2]



1.2.4. Relación entre el rango del factor de intensidad de esfuerzos y la velocidad de crecimiento de grieta por fatiga

En 1961 Paris y otros colaboradores sugirieron que, para una variación cíclica de esfuerzos de amplitud constante, la variación del factor de intensidad de esfuerzos caracteriza el crecimiento de grietas por fatiga. Esta variación se expresa por [12]:

$$\Delta K = K_{max} - K_{min} \quad (11)$$

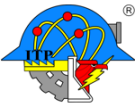
siendo K_{max} y K_{min} los valores máximo y mínimo del factor de intensidad de esfuerzos durante un ciclo de fatiga. Por tanto:

$$\begin{aligned} K_{max} &= \beta \cdot \sigma_{max} \sqrt{\pi a} \\ K_{min} &= \beta \cdot \sigma_{min} \sqrt{\pi a} \\ \Delta K &= \beta \cdot \Delta \sigma \sqrt{\pi a} \\ \Delta \sigma &= \sigma_{max} - \sigma_{min} \end{aligned} \quad (12)$$

siendo β el factor geométrico dependiente de la geometría de la grieta y la pieza o componente agrietado y σ_{max} y σ_{min} son, respectivamente, los valores del esfuerzo máximo y mínimo aplicados en la pieza en cada ciclo [9].

En el año 1961 Paris, Gómez y Anderson [9] propusieron una relación empírica que, utilizando conceptos de la mecánica lineal de la fractura, unificaba todos los datos experimentales de crecimiento de grietas por fatiga. Esta relación conocida como “ecuación de Paris”, se expresa por:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (13)$$



donde da/dN es el incremento de longitud de la grieta por cada ciclo de fatiga y ΔK el rango del factor de intensidad de esfuerzo definido anteriormente.

C y m son constantes que dependen del material y de la relación de cargas y se determinan experimentalmente. El exponente m está situado entre dos y cuatro para aleaciones dúctiles. Estas constantes dependen de condiciones propias del material, como es la microestructura y de las condiciones ambientales (medios salinos, humedad, etc.). La ecuación 13 que es un modelo matemático para la región lineal del crecimiento de grietas por fatiga (Figura 5), la constante C corresponde con el valor del intercepto con el eje de las ordenadas y la constante m representa la pendiente de la línea.

R también puede ser definida en función del factor de intensidad de esfuerzos máximo y mínimo aplicado en el ciclo de fatiga como:

$$R = \frac{K_{\min}}{K_{\max}} \quad (14)$$

La ecuación de Paris, suele representarse en coordenadas doblemente logarítmicas, dando lugar a una recta de pendiente m como se presenta a continuación:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \Rightarrow \log \frac{da}{dN} = \log C + m \log \Delta K \quad (15)$$

En la Figura 5 se presenta la curva característica de una propagación de grieta en material dúctil.

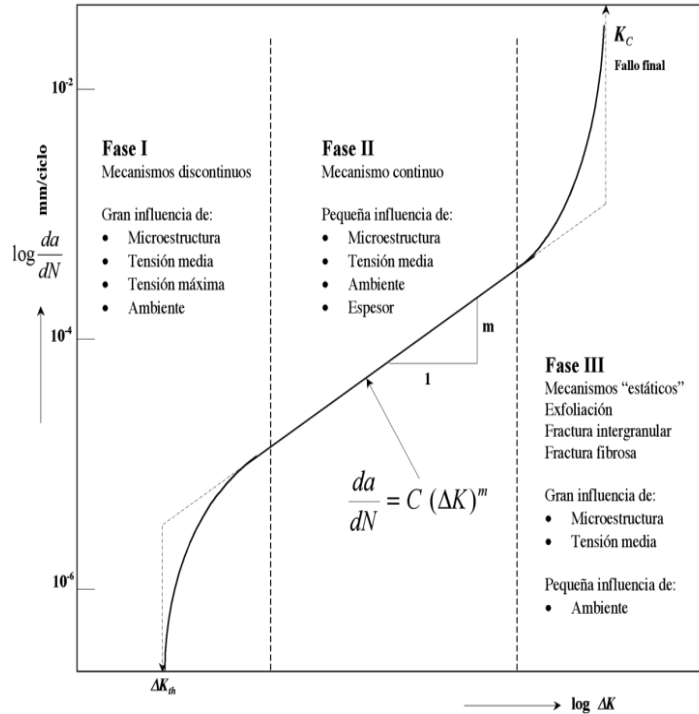
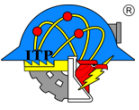
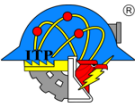


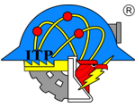
Figura 5. Curva característica de una propagación de grieta en material dúctil [9]

1.3. Interacción del crecimiento de grietas por fatiga en campos de esfuerzos residuales.

En aplicaciones LCF los campos de esfuerzos residuales no se consideran importantes porque debido a la gran amplitud de los esfuerzos de ciclaje, las elevadas deformaciones en el rango de plasticidad ocasionan la relajación de los esfuerzos residuales durante los primeros ciclos. Por otro lado, en aplicaciones de HCF los campos de esfuerzos residuales tienen un impacto significativo, ya que la amplitud de los esfuerzos cíclicos está muy por debajo del límite de elasticidad. Por lo tanto, la tasa de crecimiento de la grieta por fatiga se ve afectada a nivel local por el campo de esfuerzos residuales. El crecimiento de grietas bajo un campo de esfuerzos residuales a tensión se propaga más fácil que a través de un campo de esfuerzos residuales a compresión [5] [15].



Capítulo 2



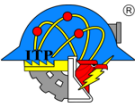
2. Esfuerzos residuales

La fase de diseño mecánico de elementos de estructuras de aviones, carros, máquinas, etc., se realiza por lo general bajo el criterio del comportamiento elástico lineal del material (además de las consideraciones de isotropía, continuidad y homogeneidad). Es decir, que los esfuerzos máximos alcanzados por el componente diseñado, bajo ninguna circunstancia alcanzarán los valores del esfuerzo de cedencia. Lo anterior implica, que, al retirar el agente externo de carga, el material regrese a su forma original [16].

Por lo general se considera que aún por la fabricación, los componentes mecánicos están en un estado de esfuerzos interno nulo. Es decir, en realidad no se toma en cuenta que el elemento paso por diferentes procesos de manufactura, los cuales indujeron en el componente cambios microestructurales e introdujeron un estado de esfuerzos internos. Se puede observar en muchos casos que, aunque los cálculos de diseño sean correctos el comportamiento de los elementos mecánicos no es el esperado por la presencia de esfuerzos internos [16].

Lo que puede resultar que en alguna de las aplicaciones mecánicas del componente diseñado se presente la falla súbita del elemento, o en el mejor de los casos, una inesperada prolongación de la vida útil del componente [16].

Este comportamiento imprevisto, es el resultado de la aplicación de agentes externos debido a los procesos de manufactura, de tal manera que el esfuerzo alcanzado sobrepasó el esfuerzo de cedencia del material. Este agente externo puede haberse aplicado en forma homogénea , lo que produce en el interior del componente un endurecimiento por deformación, o si el agente externo se aplicó en forma no homogénea, quedarán inducidos esfuerzos residuales o internos [16].



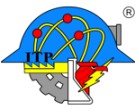
2.1. Definición de esfuerzos residuales

Los esfuerzos residuales inevitablemente se inducen dentro de un material cuando se transforma de materia prima en un objeto útil. Permanecen en un sólido aún en ausencia de cargas externas y gradientes térmicos. Se conocen también como esfuerzos internos, esfuerzos de candado, esfuerzos de formado, esfuerzos inducidos, esfuerzos inherentes, etc. [16].

Diferentes tipos de esfuerzos residuales (tensión y compresión) se forman cuando porciones de un componente experimentan cambios permanentes no uniformes (deformaciones elásticas y deformaciones plásticas) [16]. Los efectos de los esfuerzos residuales pueden ser benéficos o perjudiciales dependiendo de su signo, magnitud y distribución con respecto a los esfuerzos inducidos durante el servicio. Pueden ser benéficos al incrementar la vida de servicio del componente manufacturado, o pueden ser la causa de la falla durante el proceso de manufactura o acortar la vida útil del componente [17]. Esto es, dependiendo de la interacción entre los esfuerzos de servicio y los esfuerzos residuales. Si el esfuerzo residual es de igual dirección y sentido que el esfuerzo de servicio, entonces la combinación resulta en una condición más severa para la operación del componente. Por el contrario, si el esfuerzo residual es de igual dirección y sentido opuesto al esfuerzo de servicio, entonces la combinación resulta en una condición favorable para la operación del componente.

2.2. Clasificación y origen de los esfuerzos residuales

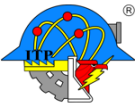
Los esfuerzos residuales son el resultado de incompatibilidades entre diferentes fases, zonas o componentes de un ensamble. Un campo de esfuerzos residuales a tensión que es generado en alguna parte del material debe ser contrarrestado por un campo de esfuerzos residuales a compresión en otra parte del material para generar un campo de fuerzas cero y viceversa. En



una pequeña área, A_0 , sobre la cual se equilibran los esfuerzos residuales a cero describe una longitud característica, l_0 , que define el tipo de esfuerzos residuales. Hay tres tipos de esfuerzo residuales (σ^I , σ^{II} , σ^{III}), llamados también macro- y micro- esfuerzos. Los esfuerzos residuales de tipo II y III son referidos a micro esfuerzos [18] lo cual se muestra en la Figura 6.

Los esfuerzos residuales de tipo I, σ^I se equilibran a cero en grandes distancias y en el nivel microestructural son constantes; la longitud característica, l_0 , tiene el mismo orden que las dimensiones del componente; un ejemplo clásico es la flexión inelástica de una barra. Los esfuerzos residuales de tipo II, σ^{II} se equilibran a cero en distancias cortas (unos pocos granos) y en el nivel microestructural no son constantes; la longitud característica, l_0 tiene el mismo orden que la dimensión del grano; un ejemplo son los esfuerzos en los materiales compuestos debido a los coeficientes de expansión térmica entre la matriz y el refuerzo de la fibra. Los esfuerzos residuales de tipo III, σ^{III} se equilibran a cero dentro de un solo grano y a nivel microestructural son despreciables, un ejemplo son los esfuerzos debidos a defectos puntuales, dislocaciones y coherencia en las interfaces [18]. El presente trabajo se centrará en los esfuerzos residuales tipo I, de escala macro.

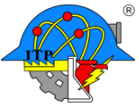
Un componente que es sometido a un agente externo (si la carga es lo suficientemente grande para producir deformación permanente), tiende a deformar la geometría del elemento y este no se recupera en su totalidad después de retirada la carga. Si la aplicación de la carga se realizó de manera no homogénea o bien si existen cambios en el área de la sección transversal sujeta al esfuerzo, el fenómeno que presenta es la inducción de esfuerzos residuales que de alguna manera modifican la geometría del componente. El origen de los esfuerzos residuales no está totalmente entendido. Además, su medición es difícil y a menudo incierta. Raramente



se puede suponer que los esfuerzos residuales están uniformemente distribuidos, considerando que el esfuerzo es continuamente variable de punto a punto sobre una sección [17].

Los esfuerzos residuales son causados por varios mecanismos inherentes en el procesamiento de materiales, su origen puede ser térmico, químico o mecánico, como a continuación se describe [17]. En la Figura 7 se muestran algunos de estos orígenes.

- *Origen térmico.* Se deben a una deformación plástica originada por una expansión o contracción térmica no homogénea, lo que produce esfuerzos residuales en ausencia de transformación de fase.
- *Origen químico.* Se debe a cambios de volumen producidos por reacciones químicas, como formación de precipitados, la cual produce esfuerzos residuales de varias maneras, por ejemplo: el nitrurado, que produce esfuerzos de compresión en la región de difusión debido a la precipitación de nitruro, la carburización causa cambios de volumen por la transformación de austenita a martensita durante el enfriamiento en combinación con esfuerzos debidos a los gradientes térmicos, determinado durante el templeado la distribución de esfuerzos residuales. En estos procesos, el objetivo es producir un nivel benéfico y controlado de esfuerzos residuales en la superficie.
- *Origen mecánico.* En la mayoría de los procesos de manufactura, los esfuerzos residuales pueden crearse en una manera no controlada, esto se debe a la deformación plástica no uniforme, por ejemplo: rolados, torneado, granallado, expansión en frío, etc.



A pesar de que el origen de los esfuerzos opera a niveles microestructurales, usualmente se investigan y se reportan sobre una macro escala, es decir, son esfuerzos promedio sobre varios centímetros o milímetros. No obstante, esos macro esfuerzos se componen de la suma y promedio de los micro esfuerzos.

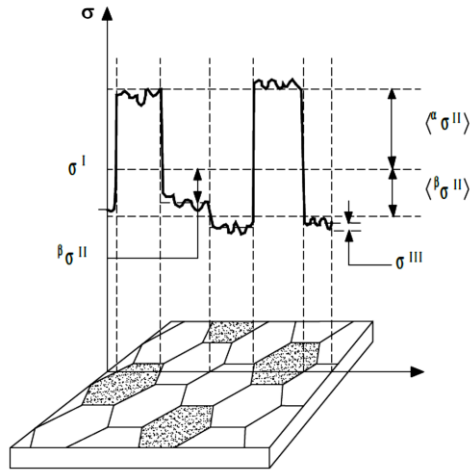


Figura 6. Esfuerzos residuales clasificados de acuerdo con una escala de longitud característica l_0 sobre la cual se equilibran: tipo I, σ^I , l_0 , I es equivalente con las dimensiones del componente; tipo II, σ^{II} , l_0 , II es igual a las dimensiones del grano; Tipo III, σ^{III} , l_0 , III es más pequeño que las dimensiones del grano [18].

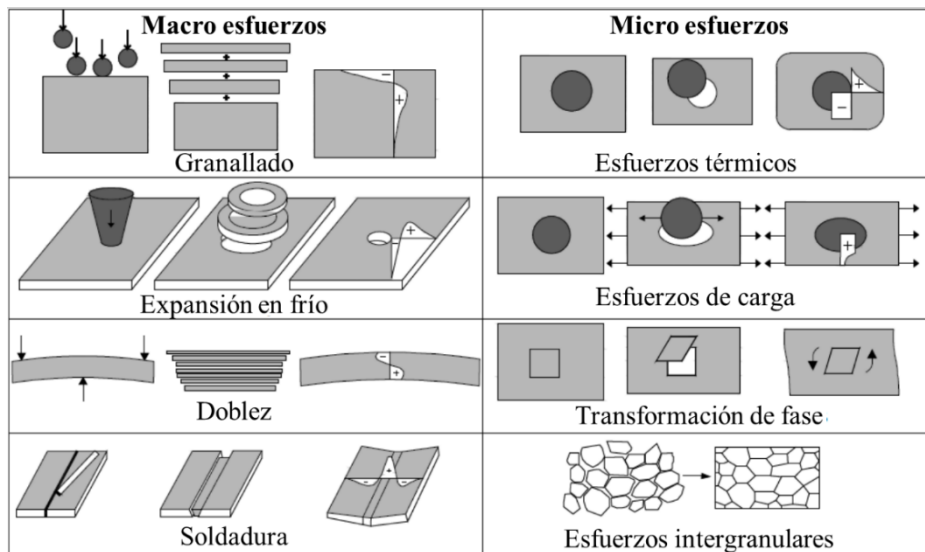
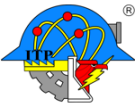


Figura 7. Los esfuerzos residuales surgen de inadaptaciones, ya sea entre diferentes regiones o fases dentro de un material: se ilustran diferentes tipos de macro y micro esfuerzos residuales [6]



2.3. Medición de esfuerzos residuales

En las últimas décadas se han desarrollado diversas técnicas para la evaluación y medición de los esfuerzos residuales, tanto cualitativas como cuantitativas.

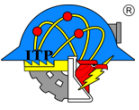
La primera serie de métodos, probablemente más empleada, se basa en la destrucción del estado de equilibrio del esfuerzo residual después de seccionar el componente mecánico, ya sea maquinando o removiendo capas del material. El esfuerzo residual se deduce mediante la deformación producida por el reacomodo del campo de esfuerzos residuales y utilizando la teoría elástica. Este tipo de metodologías se conoce como métodos destructivos y los más comunes son: [16]

- El método de Sachs
- El método de respuesta de grieta

La segunda serie de métodos es con base en la relación existente entre los parámetros físicos y cristalográficos, contra los esfuerzos residuales. Estos métodos son conocidos como no destructivos y los más empleados son: [16]

- Las técnicas ultrasónicas o acústicas
- Los métodos magnéticos
- El método de difracción de rayos X
- Método de difracción de neutrones

Existe una serie de métodos denominados semi destructivos, los cuales actualmente han empezado a cobrar una gran importancia. Su operación se fundamenta en la inducción de una muy pequeña perforación o ranura (la cual no pone en riesgo la operación de componente, es



decir, no lo destruye) que permite la relajación del campo de esfuerzos residuales locales en una zona determinada. Los más empleados son: [16]

- El método del barrenado
- El método del barrenado profundo
- La técnica del anillo anular
- El método de la viga a flexión

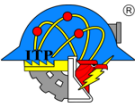
A continuación, se muestra una breve explicación sobre las metodologías y técnicas más usuales: [16]

2.3.1. Métodos destructivos

Los métodos mecánicos para la medición de macro esfuerzos residuales son los más empleados y son conocidos como destructivos. Estos dan resultados confiables; típicamente se requieren equipos de medición relativamente baratos y sencillos. Existen básicamente dos técnicas utilizadas para la medición de macro esfuerzos residuales. El método consiste en la remoción de grandes cantidades de material, lo cual produce un cambio estructural y de forma, la medición de este cambio estructural y de forma permite calcular el campo de esfuerzos residual original. Estos métodos se describen a continuación:

2.3.1.1. El método de Sach

Este método fue desarrollado por *G. Sach* y *G. Espey* [16]. Permite la determinación de la distribución de esfuerzos en la dirección circunferencial y longitudinal en barras circulares y/o anulares. Si las capas se remueven desde la parte interna, las deformaciones axiales y tangenciales se miden en el exterior de la superficie, si las capas se remueven desde el exterior las deformaciones se miden en el interior del tubo, tal como se muestra en la Figura 8. Este



método se usa en casos donde en los elementos se tiene simetría rotacional y son uniformes en la dirección axial. El procedimiento incluye la determinación de la variación progresiva del cambio de deformación sobre la superficie, al removerse las capas superficiales, causando así relajación parcial. Además, es un método relativamente simple, se aplica en un amplio rango de materiales y puede ser combinado con otras técnicas. Por otra parte, está limitado a formas circulares, es destructivo y solo se puede aplicar en laboratorio

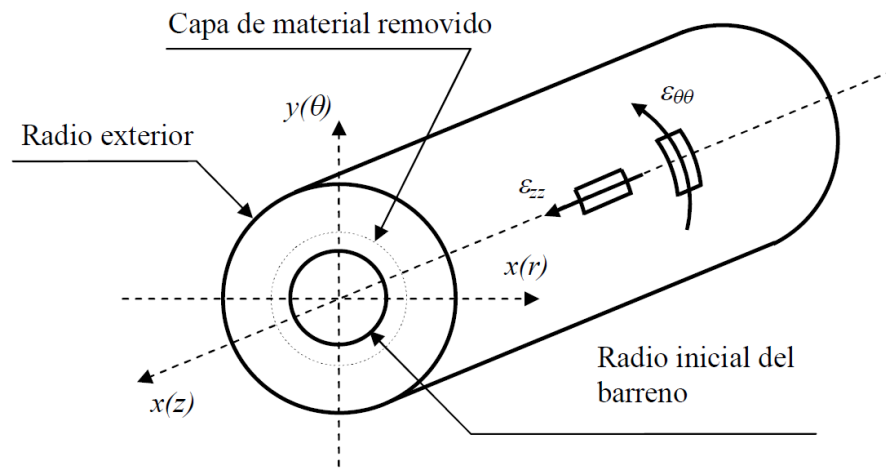
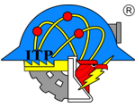


Figura 8. Método de Sach para evaluar el campo de esfuerzos residuales en cilindros

2.3.1.2. Método de respuesta de grieta

Consiste en la inducción de una pequeña ranura en el componente a estudiar, lo cual produce una relajación parcial del campo de esfuerzos residuales en la vecindad de la grieta. Además, se utiliza una galga extensométrica para medir la relajación en cuanto a deformación se produce en el auto acomodo del campo de los esfuerzos residuales al introducir el corte. El



principio de operación del método se muestra en la Figura 9. Incrementando en forma controlada la profundidad del corte, es posible evaluar el campo de esfuerzos residuales.

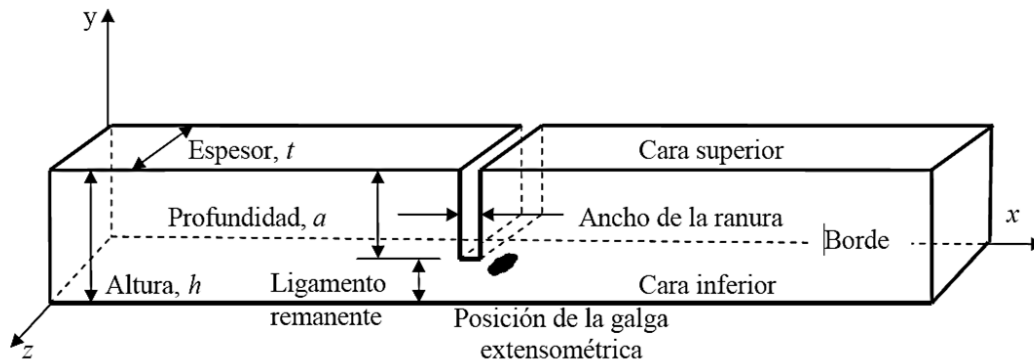


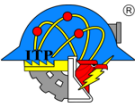
Figura 9. Terminología y sistema de coordenadas del método de respuesta de grieta aplicado a una viga prismática

2.3.2. Métodos no destructivos

Estos métodos se aplican para evaluar el campo de esfuerzos residuales en un componente sin que este sufra daño alguno. Consiste en la medición de la distribución de la deformación de las redes intergranulares. Tienen la desventaja de ser métodos indirectos y las cantidades determinadas están influenciadas no solo por los esfuerzos, también por los parámetros del material, tales como la estructura metalúrgica y sus defectos. Su problema más complicado es la interpretación de resultados y la certeza de los resultados obtenidos. A continuación, se presentan algunos de éstos.

2.3.2.1. Método de difracción de rayos X

Cuando un metal o material cerámico policristalino se encuentra bajo esfuerzos, las deformaciones elásticas del material se manifiestan en la red cristalina de los granos individuales. Las técnicas de difracción de rayos X son capaces de medir realmente los espacios interatómicos los cuales indican la macro deformación sufrida por el espécimen.

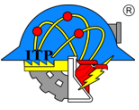


Los valores de esfuerzo se obtienen de las deformaciones elásticas en los cristales conociendo las constantes elásticas del material y suponiendo que el esfuerzo es proporcional a la deformación, lo cual es una suposición razonable para materiales homogéneos e isotrópicos, como la mayoría de los metales y aleaciones que nos conciernen en la práctica. Es importante reconocer que la descripción anterior del método de la medición de esfuerzos por difracción de rayos X se aplica para la medición de macro esfuerzos. La variación de las micro deformaciones es causada por varias fuentes, las cuales causan deformaciones no homogéneas dentro de cada grano o entre los granos sobre los cuales los macro esfuerzos están siendo determinados. [16]

2.3.2.2. Método de difracción de neutrones

La técnica por difracción de neutrones es capaz de hacer mediciones de esfuerzos residuales en forma no destructiva a varios centímetros dentro de la superficie de muchos metales. Debido a estas características es particularmente conveniente para aplicaciones de ingeniería. La técnica de difracción de neutrones para medir esfuerzos residuales se fundamenta en la precisa medición de la separación de planos similarmente orientados en un policristal. Esto se alcanza por la interacción de la dispersión de ondas, las cuales producen picos de difracción máximos, donde la posición de estos picos esta dado por la ley de Bragg [16].

Las mediciones se llevan a cabo de manera similar a las realizadas con la difracción de rayos X, con un detector que se mueve alrededor de la muestra, ubicando la posición de haces difractados de alta intensidad. La gran ventaja que este método ofrece sobre el método de rayos X es la profundidad de penetración que se obtiene es mayor con los neutrones. Es posible medir volúmenes de 100 mm^3 en aluminio o 25 mm^3 en acero. Con resolución espacial alta, la difracción de neutrones puede proveer mapas completos de deformaciones



en tres dimensiones para componentes de ingeniería. Esto se logra a través de movimientos de rotación y traslación del componente. Este método de evaluación de esfuerzos residuales tiene la capacidad de recabar grandes cantidades de datos, sobre la superficie y profundidad del componente (dependiendo del espesor de la muestra), lo que hace de la difracción de neutrones una técnica particularmente usada para la validación de modelos teóricos y numéricos. Sin embargo, comparado con otras técnicas tales como la difracción de rayos X, el costo relativo es mucho más alto y la disponibilidad es mucho menor [16].

2.3.3. Métodos semi-destructivos

La característica principal de estos métodos es que requieren cierto grado de destrucción del componente a medir, por lo que una vez aplicados, la capa del material que fue removida puede ser reparada y el componente puede ser utilizados. La relajación de las deformaciones debido a la remoción del material ocurre en la superficie del objeto a medir, las cuales se miden usando galgas extensométricas, con lo que estos datos posteriormente se transforman a esfuerzos. A continuación, se enlistan algunos métodos [16]

2.3.3.1. Método de barreno

La técnica más comúnmente empleada en la práctica es la del barreno (hole-drilling) y se muestra esquemáticamente en la Figura 10.

Esta técnica consiste en colocar un conjunto de galgas extensiométricas alrededor del barreno, como se muestra en la Figura 11, y medir los cambios de deformación causados por la remoción del material que se encuentra bajo el efecto de esfuerzos residuales cuando se hace el barreno. Este método tiene la ventaja de ser muy rápido sencillo y se puede hacer con equipo portátil. Se aplica a un amplio rango de materiales. Su desventaja es la interpretación de datos y tiene limitada sensibilidad a la deformación [16]

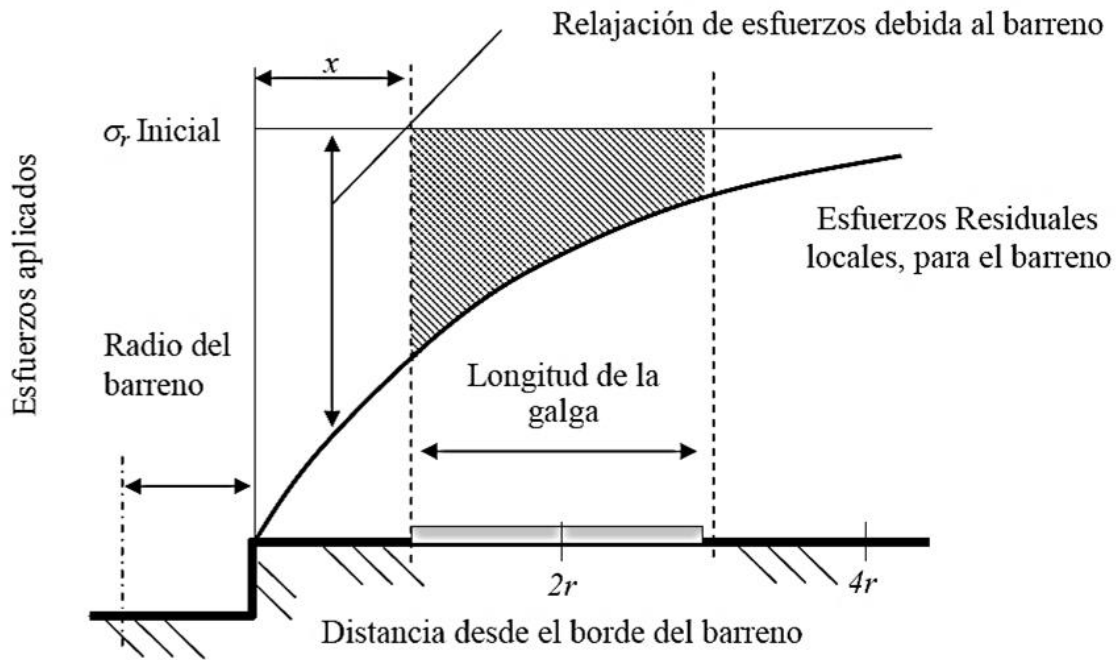
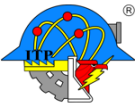


Figura 10. Relajación de esfuerzos residuales debido al barreno

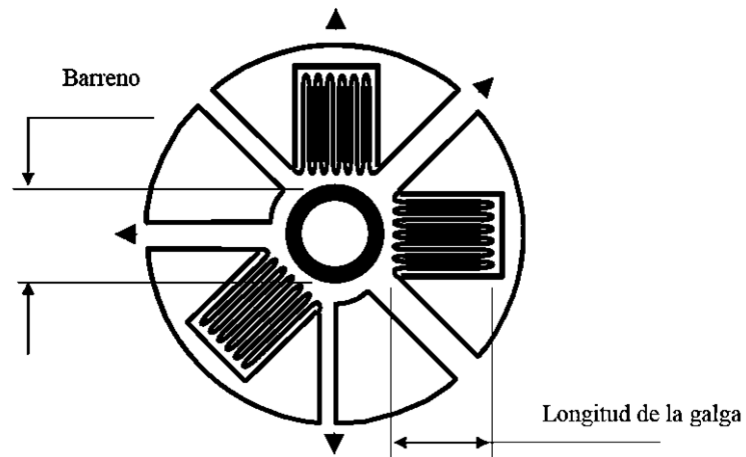
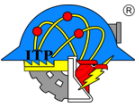


Figura 11. Posición de roseta rectangular a 45° para medir esfuerzos residuales.



2.3.3.2. Método del anillo anular

El método del anillo es ampliamente usado dado que mientras con los experimentos convencionales solo se accede a esfuerzos biaxiales, la extensión del método por un transductor adicional en la dirección del desplazamiento vertical, permite la determinación del esfuerzo residual triaxial [16].

Con este método se maquina una ranura en forma anular en la superficie del objeto a ser examinado, dejando la parte superior del núcleo central separado del material de alrededor. Esta separación causa la liberación de una parte de los esfuerzos residuales presentes en el núcleo. La deformación que ocurre sobre el lado de la cara del núcleo puede medirse con galgas extensiométricas. La roseta empleada para este método es una combinación de tres rejillas superpuestas, cada una desplazada por 45° . La Figura 12 muestra la roseta vista desde una vista superior y un corte longitudinal del material [16].

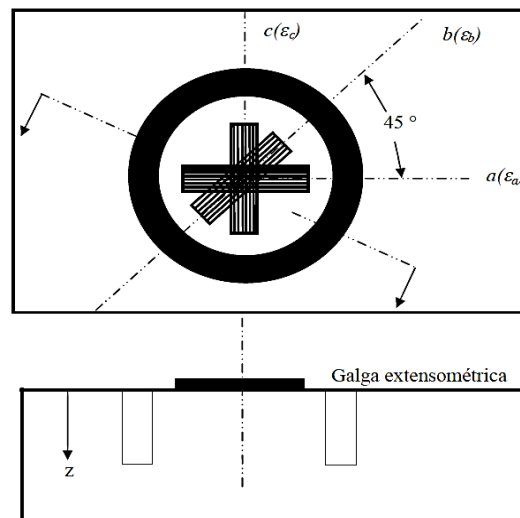
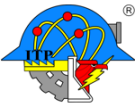


Figura 12. Principio de método de anillo anular para determinar esfuerzos residuales

2.4. Expansión de orificios en frío: aplicación en la industria aeronáutica.

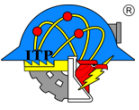
En la industria aeronáutica, los métodos de unión por remaches o pernos son ampliamente utilizados para la fabricación de estructuras. Este procesamiento, genera la necesidad de



realizar orificios, que actúan como concentradores de esfuerzos, lo cual promueve la nucleación de grietas. Es por esto, que la expansión en frío se ha utilizado como un método para la inducción de esfuerzos residuales alrededor de los orificios para retardar la nucleación y propagación de grietas, pero no en todos los casos se llegan a obtener esfuerzos residuales benéficos, también se obtienen esfuerzos residuales perjudiciales lo cual permite una rápida nucleación y propagación de grietas, debido a la heterogeneidad de la deformación inducida [19].

El peso ligero y la durabilidad se han convertido en las metas comunes de los ingenieros de diseño y de manufactura, para aeronaves avanzadas de combate y comerciales modernas. Las cargas de fatiga pueden llevar a fallas de estructuras y componentes incluso cuando el nivel de carga es mucho más bajo que la resistencia mecánica de los materiales, causando serias consecuencias. Las fallas por fatiga se convierten en uno de los modos de falla más importantes en las estructuras de los aviones. Para mejorar la vida de la fatiga de las estructuras de los aviones, se han hecho una gran cantidad de investigaciones sobre dos aspectos principalmente: materiales avanzados y procesos de fabricación; éstas han sido investigados por académicos y empresas de manufactura de aviación [1]

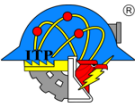
En las estructuras de los aviones, se utilizan tres tipos de uniones: uniones sujetas mecánicamente, uniones pegadas con adhesivo y uniones soldadas. Con los requisitos especiales en seguridad y durabilidad, la unión mecánica incluyendo atornillados y remachados sigue siendo el mecanismo dominante de la unión en componentes primarios estructurales de la aeronave. Sin embargo, la implementación de uniones remachadas o atornilladas necesita que los componentes sean taladrados para crear orificios de sujeción, lo que causa discontinuidades geométricas y conlleva una concentración local de esfuerzos (o



deformación) durante la carga. Diversos análisis de falla demostraron que había un número de accidentes causados por fallas de fatiga que iniciaban en las uniones sujetas. Según las estadísticas, las fracturas por fatiga de los orificios de sujeción representan el 50% al 90% de las fracturas [1]

Con el fin de contrarrestar el efecto desfavorable de los orificios en la vida de fatiga de los componentes con muescas, se han propuesto diversas técnicas para mejorar la vida de fatiga, tales como choque con láser, granallado, expansión en frío y ajuste de interferencia [1].

Una técnica ampliamente utilizada para los orificios de sujeción es la expansión en frío, la cual fue desarrollada por la compañía de Boeing a principios de los años 70 y primero fue utilizada en el avión tipo caza F/A-18 y otros componentes de la estructura de avión [1]. En la técnica de expansión en frío (el término "coldworking" fue utilizado por el inventor y los primeros investigadores), un mandril de tamaño mayor pasa a través de un orificio. Durante este proceso, se genera una deformación elasto-plástica y se produce un esfuerzo residual de compresión alrededor del orificio (esfuerzo tangencial σ_θ). En la Figura 13 se muestra lo descrito anteriormente. Este esfuerzo residual puede contrarrestar los esfuerzos de servicio y retrasar la iniciación y propagación de las grietas por fatiga. Este proceso es altamente efectivo en la temprana prevención de fallos de fatiga bajo cargas cíclicas. La técnica se ha aplicado a los orificios críticos en zonas estructurales altamente cargadas, como los trenes de aterrizaje y las regiones de montaje del motor. La técnica de expansión en frío puede utilizarse no sólo para el diseño de nuevos aviones, sino también para la reparación de aeronaves en servicio. Con estudios adicionales de la tecnología de expansión en frío, se han



realizado muchas mejoras en dicho proceso en la industria de la aviación y se han propuesto y estudiado nuevos enfoques en los últimos años [1].

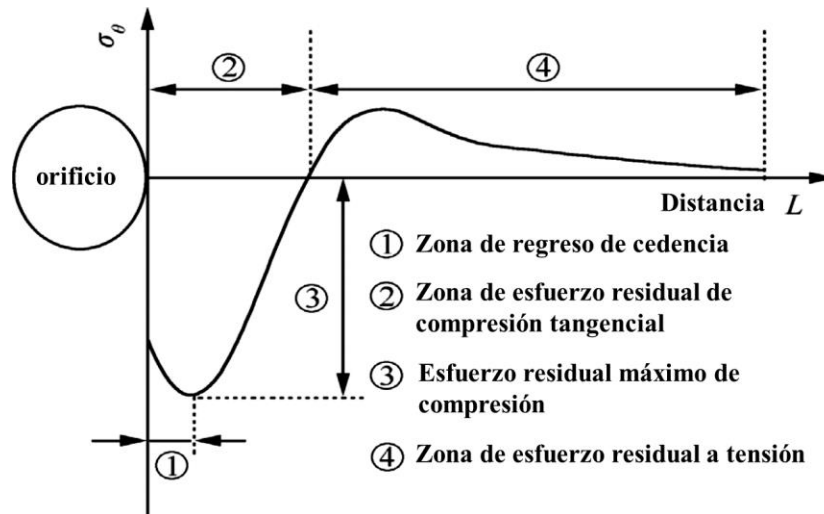
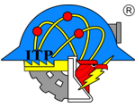


Figura 13. Distribución típica de esfuerzos residuales tangenciales alrededor de un orificio expandido. [1]

Muchos enfoques de expansión en frío han sido desarrollados e investigados de acuerdo con las diversas herramientas de expansión. Algunos métodos utilizados en la práctica son: expansión directa con mandril (sin casquillo), expansión con esfera y expansión con casquillo [1].

2.4.1. Expansión directa con mandril

El proceso de expansión directa con mandril es uno de los primeros métodos desarrollados de fabricación anti-fatiga en la industria de la aviación como la compañía Douglas Company [1]. El proceso de expansión en frío consiste en empujar un mandril cónico pre-lubricado a través del agujero desde el lado de entrada de un espécimen y retirarlo del otro lado. La Figura 14 ilustra el método de expansión directa del mandril. El agujero se expande hasta un grado suficiente para causar una deformación plástica permanente. Al retirar el mandril, el



material elástico circundante intenta regresar a su estado no deformado, produciendo una distribución apropiada de esfuerzos residuales de compresión alrededor del orificio. Estos esfuerzos residuales pueden retardar la iniciación y propagación de grietas por fatiga, y contribuyen a mejorar la vida a la fatiga. Además, debido al contacto directo entre el mandril y la superficie del orificio, este método tiene ventajas de pulir y alisar la superficie del orificio. Debido a que el método de expansión directa con mandril es de fácil operación, ha sido ampliamente utilizado en la manufactura anti-fatiga de partes estructurales de aeronaves.

[1]

2.4.2. Expansión con balín

El proceso de expansión de balín (esfera) se lleva a cabo insertando una esfera de acero duro pre-lubricada y sobredimensionada desde un lado de la placa perforada y seguida por la

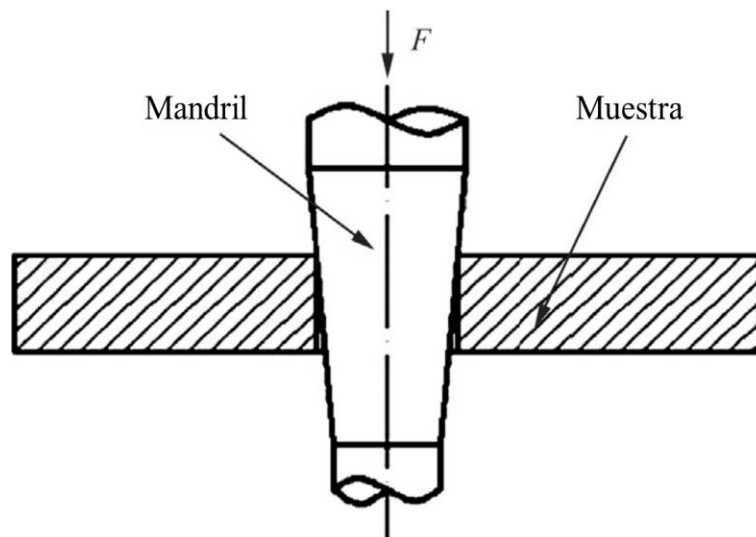
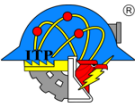


Figura 14. Expansión directa con mandril. [1]

remoción de la misma por el lado contrario. El proceso de expansión se representa en la Figura 15. Debido a la creación de un anillo de interferencia localizado entre el balín de acero y la superficie del orificio, la fricción es menor en comparación con el método de expansión



del mandril. Por lo tanto, este método puede ser utilizado en la fabricación anti-fatiga de pequeños orificios en placas de acero aleado. [1]

Debido a la obtención de un anillo de esfuerzo residual localizado en el lado de entrada del orificio, el efecto beneficioso sobre la vida de fatiga de este método es menor en comparación con otros métodos de expansión. Para superar este problema, se investiga un proceso de expansión de doble balón. [1]

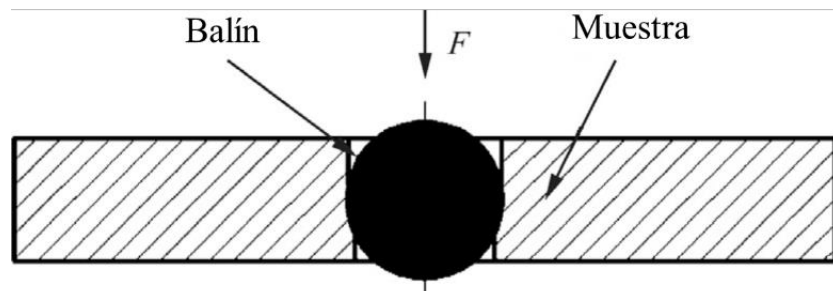
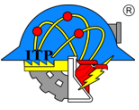


Figura 15. Expansión con balón. [1]

2.4.3. Expansión con casquillo.

Un impedimento importante para el uso de un balón o un mandril en la expansión de un orificio en frío es el daño superficial introducido en la interfase durante el proceso de expansión en frío; es decir, ya que existe el contacto directo entre la muestra y el expansor se genera un ligero daño en la muestra debido a la fricción que se presenta. Para superar esta dificultad, se utiliza el proceso de expansión con casquillo. Un dibujo esquemático de este proceso se muestra en la Figura 16. En esta técnica, se utiliza un mandril cónico sólido y un casquillo de separación de acero inoxidable lubricado internamente. El casquillo se coloca sobre el mandril, y el conjunto mandril / casquillo se inserta entonces en un orificio de tamaño preciso. La deformación plástica del material se genera cuando la parte del mandril de mayor diámetro se mueve a través del casquillo. Cuando el mandril es retirado del casquillo, puede producirse cierta recuperación elástica y el casquillo se retira del barreno después de la expansión en frío, dejando un ensanchamiento permanente del orificio y un esfuerzo residual



de compresión y se genera un pequeño relieve sobre la superficie del orificio. Una operación de fresado para dimensionar el orificio con precisión se lleva a cabo después del trabajo en frío que elimina el relieve y también evita la aparición de grietas cerca éste. [1]

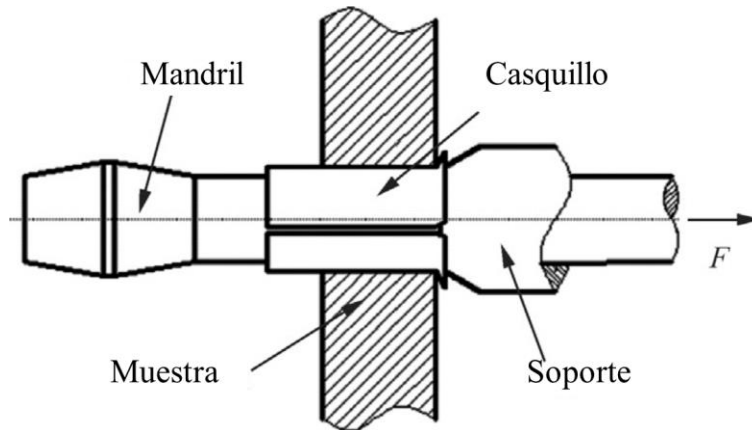
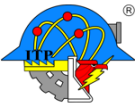
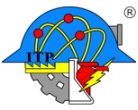


Figura 16. Expansión con casquillo. [1]



Capítulo 3

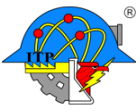


3. Aleaciones de aluminio

El aluminio es un elemento químico de símbolo Al y número atómico 13 en la tabla periódica de elementos. Se trata de un metal no ferromagnético, por lo que el aluminio puro y sus aleaciones no son magnéticas. Como metal se extrae únicamente del mineral conocido con el nombre de bauxita ($\text{AlO}_x(\text{OH})_{3-2x}$, donde x puede ser un número entre 0 y 1). El aluminio se extrae por transformación primero de alúminas mediante el proceso de Bayer, en el cual se involucra una solución de polvos de bauxita en solución acuosa de sosa cáustica (NaOH) bajo presión, seguida de precipitación de alúmina (Al_2O_3) pura en solución y a continuación en aluminio metálico mediante electrólisis, en donde la alúmina es disuelta dentro de una cuba electrolítica revestida interiormente de carbón en un baño electrolítico. El aluminio posee una combinación de propiedades que lo hacen muy útil en aplicaciones de ingeniería, tales como su baja densidad ($2700 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$), su alta resistencia a la corrosión y sus buenas propiedades mecánicas. Mediante aleaciones y procesamientos adecuados se puede aumentar su resistencia a la tensión por encima de 600 MPa pues el aluminio en estado puro cuenta con una resistencia a la tensión aproximada de 45 MPa.

3.1. Características y propiedades físicas, mecánicas y químicas del aluminio

Se trata de un metal ligero, su color es blanco y refleja bien la radiación electromagnética del espectro visible y térmico. Es buen conductor eléctrico y térmico, y además es un metal blando y maleable. Todo ello la hace adecuado para la fabricación de cables eléctricos y laminas delgadas, pero como elemento estructural. Para mejorar estas propiedades se alea con otros metales, lo que permite realizar sobre él operaciones de fundición y forja, así como la extrusión del material. Reacciona con el oxígeno de la atmósfera formando con rapidez



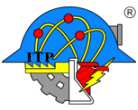
una fina capa gris mate de alúmina (Al_2O_3), que recubre al material, aislándolo de ulteriores corrosiones. [8]

En estado puro tiene un límite de resistencia a la tensión de 40-50 MPa, con módulo de elasticidad de 68.9 GPa y un bajo punto de fusión (660 °C). [8]

La capa de valencia del aluminio está poblada por 3 electrones, por lo que su estado de oxidación es III y su estructura cristalina es cubica centrada en las caras. [8]

Dado que en estado puro carece de una adecuada resistencia mecánica, es necesario alearlo con otros elementos como el Si, Mg, Cu, Zn, Cr, y Mn lo que aumenta las propiedades mecánicas y por lo tanto su utilidad y aplicabilidad. Por ello, la principal característica de las aleaciones de aluminio es su buena relación peso-resistencia. Dichas aleaciones se desarrollaron a partir de la segunda guerra mundial y siguen siendo utilizadas hasta nuestros días siendo de gran importancia en la industria automotriz, así como en la industria aeronáutica. [8]

Las aleaciones de aluminio según la American National Standards Institute (ANSI) y la American Society of Metals (ASM) se clasifican en aleaciones de aluminio de colada y de forja. A su vez estas aleaciones se dividen en tratables y no tratables térmicamente. En la Tabla 1 se muestran las aleaciones de forja para diferentes familias. Cada serie consta de cuatro dígitos, el primero indica el grupo de aleación, el segundo el cambio de la aleación original o límite de impurezas, el cero hace referencia a la aleación original y los enteros del uno al nueve las modificaciones de la aleación. A partir de la designación 2xxx a la 8xxx, los dos últimos dígitos son las diferentes aleaciones de aluminio en cada grupo. [8].



Además, existe una clasificación en función del tratamiento térmico a la cual fue sometida la aleación de aluminio. Esta clasificación se muestra en la Tabla 2 [20]

Tabla 1. Clasificación de aleaciones de aluminio.

Serie	Designación	Elementos	Aplicaciones
		Aleantes	
1000	1xxx	Al	Componentes Eléctricos
2000	2xxx	Al-Cu-Mg	Estructuras Aeronáuticas
3000	3xxx	Al – Mn	Recipientes a presión
4000	4xxx	Al – Si	Material de aporte en soldadura
5000	5xxx	Al – Mg	Material de aporte en soldadura
6000	6xxx	Al - Si - Mg	Estructuras de media resistencia
7000	7xxx	Al - Zn - Mg	Estructuras Aeronáuticas y Aeroespaciales
8000	8xxx	Otros elementos	Aplicaciones diversas

Tabla 2. Designación básica de algunos tratamientos térmicos.

Clasificación	Descripción
O	Recocido (O puede ser seguida por un dígito para especificar recocido con características específicas).
H	Endurecido por deformación (H siempre es seguido por dos o más dígitos).
T	Técnicamente tratada térmicamente para producir tratamientos más estables que los anteriores, (T siempre es seguida por uno o más dígitos).

A la designación T, se pueden aplicar diferentes procesos de conformado o tratamiento térmico, como se indica en la Tabla 3. [20]

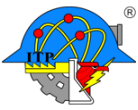


Tabla 3. Definiciones cortas de las subdivisiones del tratamiento térmico. [20]

Tratamiento	Significado
T1	Enfriado desde un proceso de fabricación realizado a una temperatura elevada (solubilización) y envejecido de forma natural.
T3	Solución tratada térmicamente, trabajada en frío y envejecida naturalmente.
T4	Solución tratada térmicamente y envejecida naturalmente
T5	Enfriado desde un proceso de fabricación realizado a alta temperatura (solubilización) y envejecido artificialmente.
T6	Tratamiento térmico de solución y envejecimiento artificial.
T7	Solución tratada térmicamente y sobreenvejecida para su completa estabilización.
T8	Tratada térmicamente por solución, trabajada en frío y envejecida artificialmente
T9	Solución tratada térmicamente, envejecida artificialmente y trabajada en frío.
T10	Envejecida artificialmente y trabajada en frío

3.2. Aleación de aluminio 6061-T6

La aleación 6061-T6 se compone principalmente de aluminio, magnesio y silicio, entre otros elementos que se encuentran en menor proporción [20]. La Tabla 4 presenta la composición química para dicha aleación utilizada en este trabajo (porcentaje en peso) y la

Tabla 5 muestra las propiedades mecánicas más importantes de esta aleación. Se ocupó una aleación de aluminio 6061-T6, debido a que se utiliza de manera habitual en la industria del transporte, además, a diferencia de otras aleaciones de aluminio, la 6061-T6 es de amplia comercialización en México, y sus propiedades mecánicas y microestructurales se encuentran ampliamente reportadas en la literatura [21]; además de que ha sido ampliamente caracterizada por nuestro grupo de investigación.

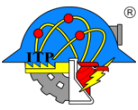


Tabla 4. Composición química de la aleación de aluminio 6061-T6

Al	Si	Mg	Cu	Fe	Mn	Zn	Ti	Cr
96.45	0.6	1.0	0.3	0.7	0.15	0.25	0.15	0.4

Tabla 5. Propiedades mecánicas más importantes de la aleación 6061-T6

Módulo de elasticidad (E)	68.9 GPa
Relación de Poisson (ν)	0.3
Esfuerzo de fluencia (σ_{YS})	276 MPa
Esfuerzo máximo (σ_u)	310 MPa
Alargamiento (%)	12
Dureza Vickers (HVN)	107
Límite de resistencia a la Fatiga (σ_f)	97 MPa
Tenacidad a la fractura (K_{IC})	29.1 MPa·m ^(1/2)

3.3. Tratamiento térmico de solubilización y envejecido

El tratamiento térmico para incrementar la resistencia en aleaciones de aluminio consiste en tres etapas las cuales están referenciadas en la Figura 17, que muestra el diagrama de fases de AlMg₂Si. Las tres etapas se muestran en este diagrama. [20]

1. Tratamiento de solubilización: disolución de los elementos solubles en la matriz de aluminio.
2. Enfriamiento rápido: obtención de una solución sólida sobresaturada.
3. Endurecimiento por envejecimiento: precipitación de fases meta-estables a partir de la solución sobresaturada a temperatura ambiente (envejecido natural) o a temperaturas superiores al ambiente (envejecido artificial).

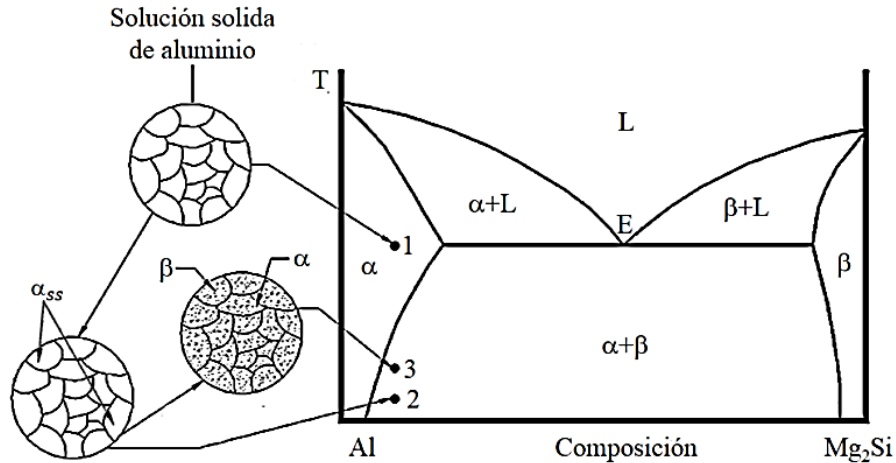
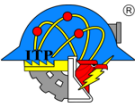


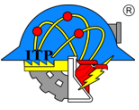
Figura 17. Diagrama de fases Al-Mg₂Si, mostrando la secuencia de tratamiento térmico para el endurecimiento por precipitación. [20]

3.3.1. Tratamiento de solubilización

Para realizar una reacción de endurecimiento por precipitación es necesario producir una solución sólida sobresaturada. El proceso por el cual se lleva a cabo es un tratamiento de solubilización. El objetivo es solubilizar cantidades máximas disponibles de los elementos aleantes que permitan incrementar la dureza en la aleación. El proceso consiste en calentar la aleación a una temperatura de aproximadamente 500°C, por un tiempo determinado para establecer una homogeneidad en la solución sólida. Los intervalos normalmente listados permiten una variación de $\pm 6^\circ\text{C}$ de la temperatura de solubilizado que debe ser controlada estrictamente para controlar la dureza y la alta resistencia. [20]

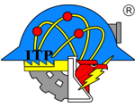
3.3.2. Enfriamiento rápido

La solución sólida formada durante el tratamiento de solubilizado debe ser enfriada muy rápidamente, sin interrupción para producir una solución sólida sobresaturada a temperatura ambiente, que es la óptima condición para el endurecimiento por precipitación. [20]

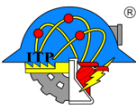


3.3.3. Endurecimiento por envejecimiento

Después de un tratamiento de solubilizado y enfriamiento rápido, el endurecimiento se realiza a temperatura ambiente (envejecido natural) o elevando la temperatura para favorecer la precipitación (envejecido artificial) a un valor de 200°C aproximadamente [20]



Capítulo 4



4. Desarrollo experimental

4.1. Materiales y probetas.

Se maquinaron 6 probetas a partir de una placa de 6.35 mm (1/4 de pulgada) de espesor de la aleación de aluminio 6061-T6, la cual fue utilizada como el metal base para todas las pruebas experimentales reportadas en esta de tesis de maestría. La Figura 18 presenta las curvas de esfuerzo-deformación de ingeniería (convencional) y la verdadera (real) para el aluminio 6061-T6 obtenida mediante ensayos de tensión realizados por compañeros de nuestro grupo de investigación [19]. Las propiedades mecánicas del aluminio 6061-T6 son un módulo de elasticidad de 70 GPa, una relación de Poisson de 0.3, una resistencia a la cedencia de 276 MPa y una resistencia a la tensión de 310 MPa. Estos valores experimentales de las propiedades mecánicas para el metal base estudiado (Al6061-T6) corresponden a valores estándar reportados en la literatura [22]

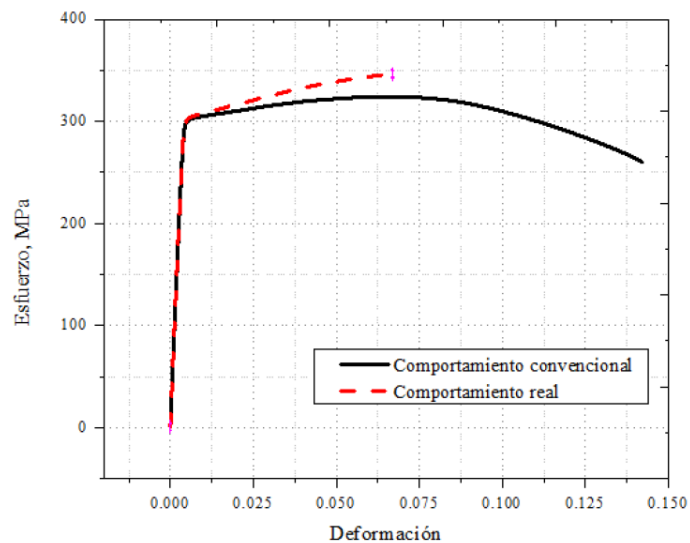
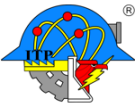


Figura 18. Valores de esfuerzo contra deformación de ingeniería (convencional) y reales para el aluminio 6061-T6. [19]



Las probetas maquinadas tienen forma rectangular con dimensiones de 100×200 mm, las cuales fueron barrenadas con broca de material de alta velocidad y diámetro de 6.35 mm (1/4 pulgada), para introducir un orificio al centro de la probeta como se muestra en la Figura 19. En esta figura se indica la superficie de la probeta especificada como cara de entrada, la cual corresponde a zona de contacto inicial con la herramienta utilizada para realizar la expansión en frío. La cara de salida corresponde con la zona de contacto final de la herramienta de expansión, esto es la cara por donde sale la herramienta después de la expansión.

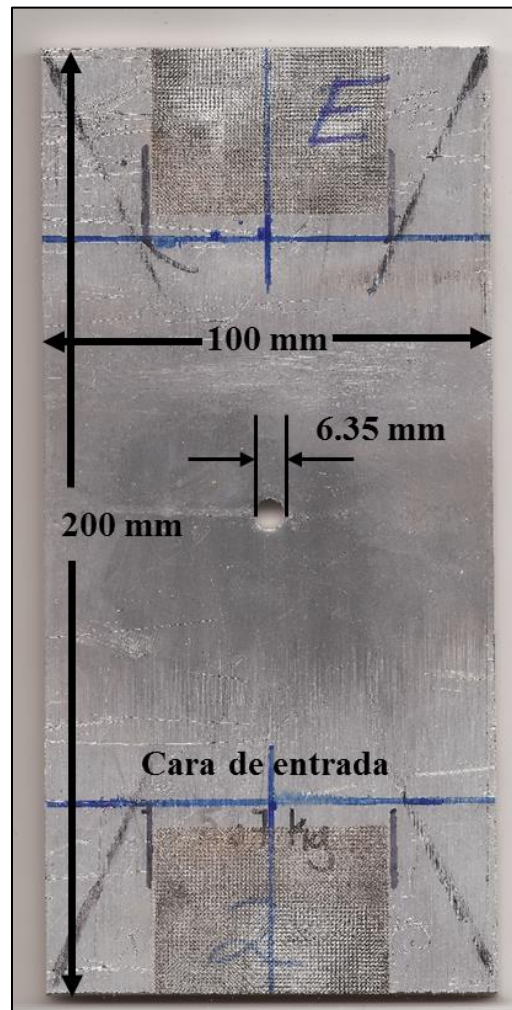
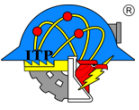


Figura 19. Dimensiones de probetas ensayadas



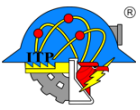
4.2. Expansión del orificio.

La probeta (Figura 19) se sometió al procesamiento mecánico de expansión en frío (expansión directa con mandril) [1]. La expansión en frío se realizó para generar de forma controlada una condición inicial de la distribución de esfuerzos residuales en las probetas. Sin embargo, cabe destacar que al igual que la determinación de las propiedades mecánicas del metal base, definir las condiciones y parámetros de operación óptimos del sistema mecánico para la expansión del orificio no fueron parte de los objetivos de esta tesis de maestría. El procedimiento de la expansión en frío se realizó utilizando un sistema mecánico desarrollado por nuestro grupo de investigación, y siguiendo un procedimiento estándar idéntico para todas las probetas. En total fueron cinco las probetas con la condición inicial de los esfuerzos residuales generada mediante la expansión en frío. A continuación, se describe brevemente la expansión del orificio realizada. Para más información en relación con el sistema mecánico y la expansión en frío, el lector puede consultar en la literatura a Reséndiz [19].

La expansión en frío consistió en hacer pasar un expansor de acero D2 templado y revenido con una dureza de 60 HRC con un diámetro de 6.61 mm como se muestra en la Figura 20. Aproximadamente el orificio se llevó a una expansión del 4 % de su dimensión original.

A consecuencia de la expansión en frío del material adyacente al orificio, la probeta experimental (Figura 19) presenta una condición inicial de esfuerzos residuales. La Figura 21 presenta la distribución de esfuerzos residuales determinados de forma experimental y numérica [19].

Como se observa en la Figura 21, la condición inicial de la probeta de aluminio 6061-T6 presenta una distribución a compresión de los esfuerzos residuales existentes al borde del



orificio barrenado. Los esfuerzos residuales compresivos son de mayor intensidad para la cara de salida en la probeta de aluminio 6061-T6. Los resultados mostrados en esta figura son de una probeta que fue sometida a la prueba Hole-Drilling y es representativa de las probetas utilizadas para este trabajo.

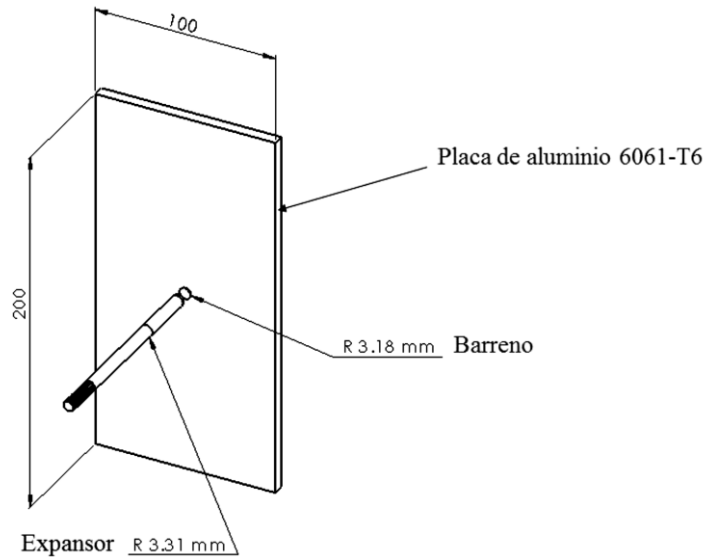


Figura 20. Representación esquemática del proceso de expansión [19]

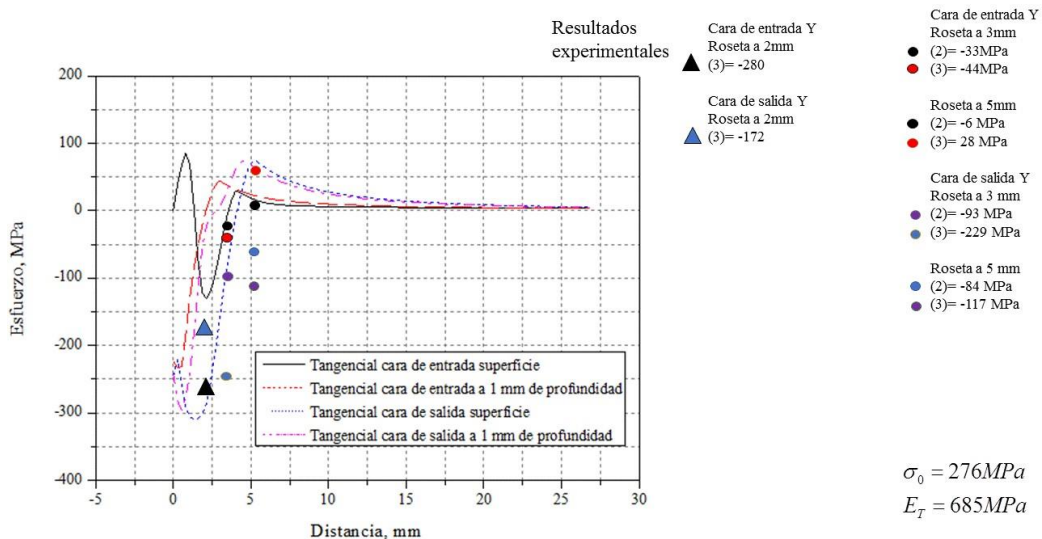
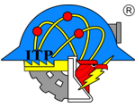


Figura 21. Distribución de esfuerzos residuales a partir del borde del orificio una probeta de aluminio 6061-T6. [19]



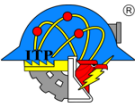
4.3. Equipo e instrumentos utilizados

Para realizar el ensayo de fatiga fue utilizada una máquina servo-hidráulica modelo 8801 con gabinete de control modelo 8800 de la marca Instron™. La capacidad máxima de la celda de carga en la máquina servo-hidráulica es de 100 kN. Las probetas de aluminio 6061-T6 fueron sujetadas por sus extremos en las mordazas de la máquina Instron™ con una presión de aproximadamente 15 MPa, la cual se muestra en la Figura 22.



Figura 22. Máquina servo-hidráulica utilizada en el ensayo de fatiga de las probetas de aluminio de Al6061-T6.

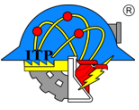
La medición de la grieta se realizó mediante un microscopio óptico Struers® modelo PSM-10 (Figura 23), utilizando un objetivo de 10X y un ocular de 40X, el cual se montó de la siguiente manera (Figura 24):



- Se fabricó una base hecha de ángulos de 1 pulgada y media unidos por soldadura de arco. En dicha base se maquinó un orificio en uno de sus extremos y se soldó una tuerca para después introducir un tornillo que sujetaría al microscopio. En otro de sus extremos se soldó una “extensión de tornillo” para que pudiera ser unida al riel y darle algunos milímetros de libertad (que pudiera ajustarse en caso de que fuera necesario).
- Posteriormente se utilizó un conjunto “riel” y “base de riel” para poder desplazar el microscopio y seguir el crecimiento de la grieta. En el riel se maquinó un orificio al centro en el cual se introdujo un tornillo y se sujetó por medio de una tuerca; esto unió al riel y a la base anteriormente descrita. Los extremos del riel se recortaron algunos centímetros, y en los extremos de la “base del riel” se soldaron tuercas en donde posteriormente se introdujeron tornillos para así poder controlar el avance del riel y así tener mayor precisión en las mediciones de la longitud de las grietas.
- Después se unieron 2 tramos de ángulo de 2 pulgadas y de una longitud de 45 centímetros, cada uno a una bisagra que fue fabricada de un tubo de 4 pulgadas de diámetro y de 15 centímetros de longitud las cuales sirvieron como soporte entre la “base de riel” y los vástagos de la máquina Instron™. En estos ángulos se maquinaron 2 ranuras en cada uno para poder hacer el ajuste de distancia entre el microscopio y la placa sometida a prueba.



Figura 23. Microscopio utilizado en la medición de longitud de grieta



Se utilizó un Microscopio Electrónico de Barrido(MEB) HITACHI modelo TM3000 para hacer el mapeo de la superficie de fractura de cada una de las probetas ensayadas el cual se muestra en la Figura 25.

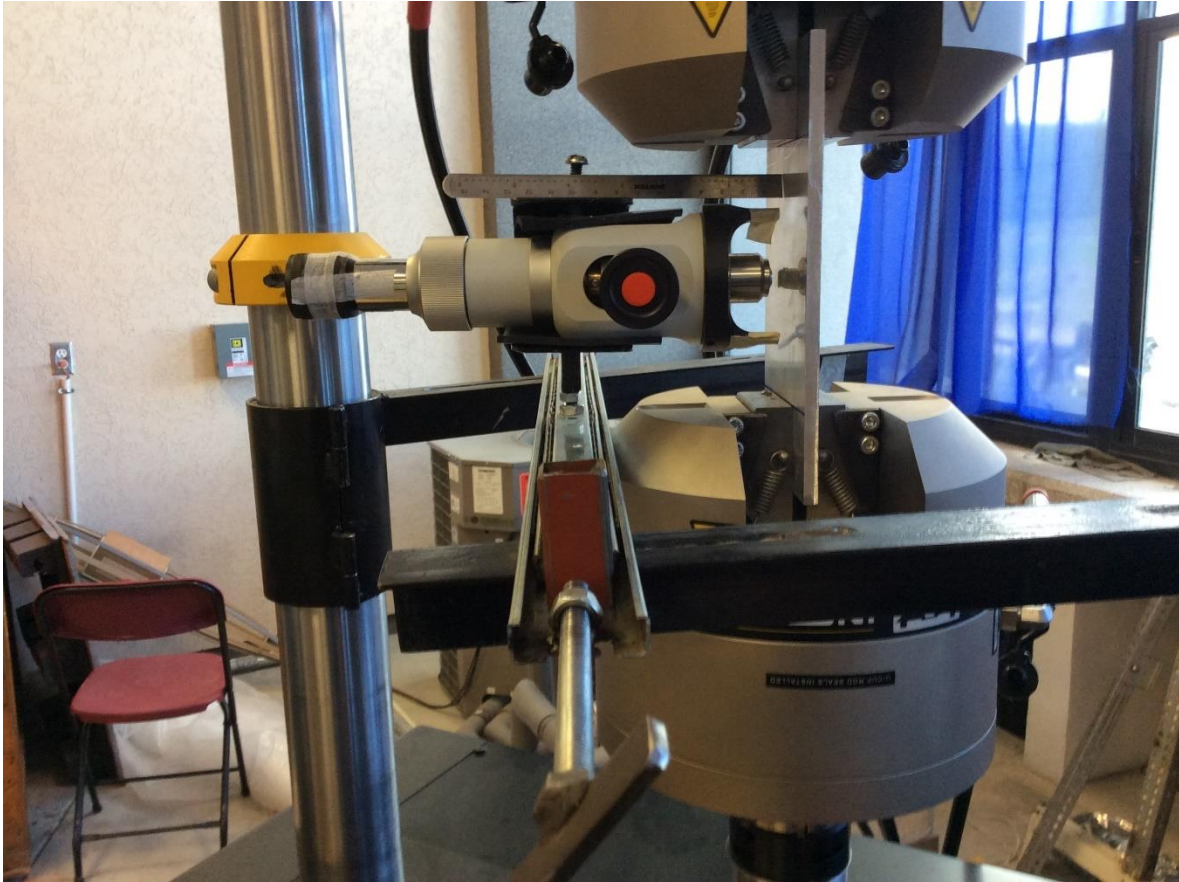
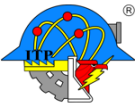


Figura 24. Microscopio y sistema telescópico instalado para la medición de las longitudes de grieta.

También se utilizó el microscopio Electrónico de Barrido con el que cuenta el Centro de Nanociencias y Micro y Nanotecnologías del Instituto Politécnico Nacional, que es de la marca JEOLy el modelo JSM-7800F como se muestra en la Figura 26. Este microscopio fue utilizado para hacer mediciones puntuales sobre las superficies de fractura.



Además, se utilizó una cortadora marca Struers® modelo Labotom-5 con la que se hicieron los cortes a las piezas para extraer las superficies de fractura (Figura 27).



Figura 25. Microscopio electrónico de barrido HITACHI



Figura 26. Microscopio Electrónico de Barridos del IPN Nanociencias.

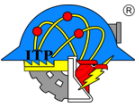


Figura 27. Cortadora Struers Labotom-5

4.4. Pruebas de fatiga en las probetas

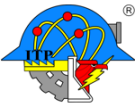
Debido a que no se tiene un procedimiento estándar para realizar los ensayos de fatiga para este tipo de probetas se tomaron en cuenta a algunos autores y normas para poder establecer los parámetros de los ciclos de carga a los que fueron sometidas las probetas. Para realizar los ensayos de fatiga fue necesario considerar lo siguiente:

Consultando la literatura de Pasta [23] se eligieron algunos parámetros aproximados que él utilizó en dichos experimentos. Por lo que se inició proponiendo un valor de esfuerzo máximo al cual estarían sometidas las probetas en el ciclo de fatiga (σ_0):

$$\sigma_0 = 0.3\sigma_{YS} \quad (16)$$

Lo que nos dio como resultado $\sigma_0 = 82.2$ MPa, este valor de esfuerzo máximo para los ciclos de carga representa solo el 30% de la resistencia a la fluencia del material.

Posteriormente con el resultado del esfuerzo anterior y el área efectiva (en la parte media de la probeta, donde se encuentra el orificio barrenado) se obtuvo como primera aproximación que la fuerza máxima a la que estaría sujeta la probeta sería de $F_0 = 49.14$ kN.

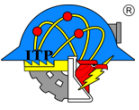


Otro de los parámetros que consideramos para definir el ciclo de carga fue utilizando la solución del factor K para una grieta central en una placa finita. Donde ingresando la longitud inicial de la grieta y el valor del esfuerzo, calculamos K a partir de las ecuaciones 8 y 9. Esto es que considerando una longitud de grieta inicial de $a_n = 4.5$ mm, $r_h = 3.25$ mm se obtuvo un valor de $K = 7.785$ MPa*m^{1/2}. Este valor está por debajo de la tenacidad a la fractura $K_{Ic} = 29.1$ MPa*m^{1/2}.

Considerando el valor anterior y los utilizados por Pasta [23], se decidió utilizar el valor de 30 kN como carga máxima del ciclo, tomado esto como base, ya que no se contaba con valores experimentales utilizados dentro de nuestro equipo de trabajo, además que aseguraríamos que el esfuerzo al cual sería sometida la probeta no se acercara a los límites de resistencia de fluencia del aluminio 6061-T6

Además, para llevar a cabo el proceso de pre-agrietamiento se tomó como referencia la norma ASTM E647 que es el Método de prueba estándar para la medición de velocidad de crecimiento de grietas por fatiga [24]. Esta norma define que, si entre la carga de la pre-grieta y la carga de ciclo de fatiga existe una diferencia mayor a 20% entre ellas, es necesario hacer varios pasos hasta llegar al valor de carga del ciclo de fatiga en el que se correrá la prueba. Tomando lo anterior en cuenta se decidió que solo se llevara a cabo un paso de descarga por lo cual el valor de carga para la pre-grieta se definió en 36 kN. Así mismo tomando en cuenta las condiciones que especifica la norma ASTM E647 en el punto 8.3.2, se estableció el valor mínimo que debería tener la pre-grieta, el cual debería de 1 mm.

Schijve [25], realizó pruebas experimentales de fatiga en donde marcó el frente de grieta durante el crecimiento por fatiga con base en la aplicación de sobrecargas con un valor de entre 23% y 38% por arriba del esfuerzo máximo utilizado en el ciclo base de fatiga



manteniendo una relación de cargas R siempre positiva. La Figura 28 muestra un esquema de la aplicación de sobrecargas con respecto a un ciclo base de fatiga. Analizando este procedimiento de Shijve se decidió realizar algo similar durante los ensayos de crecimiento de la grieta de esta tesis de maestría, con la finalidad de poder identificar el frente de la grieta y caracterizar su morfología.

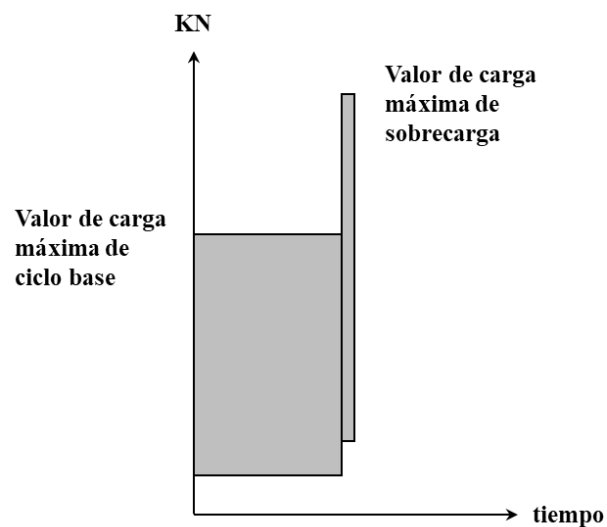
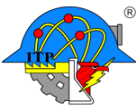


Figura 28. Esquema de sobrecargas

Las cinco probetas con la condición inicial de los esfuerzos residuales, y una adicional (probeta 6) sin la expansión del orificio, se sometieron al ensayo de crecimiento de grieta por fatiga. Estas pruebas fueron realizadas bajo condiciones estándar de laboratorio para la temperatura y humedad. El ensayo de crecimiento de grieta por fatiga incluyó tres etapas:

- i) La primera etapa fue el periodo correspondiente a la iniciación de la pre-grieta.
- ii) La segunda etapa fue el periodo correspondiente al crecimiento de la grieta.
- iii) La tercera etapa corresponde a la aplicación de sobrecargas.



La etapa i y ii fueron secuenciales y todas las probetas fueron sujetas a ambas etapas, mientras que la etapa iii se utilizó de forma intermitente combinándola con la etapa ii y solo se aplicó a las probetas 2, 3, 4 y 5.

A continuación, se describe cada una de las etapas.

4.4.1. Iniciación de la pre-grieta.

4.4.1.1. Probeta 1

Esta probeta fue sometida al proceso de expansión y posteriormente se generaron un par de ranuras en la parte media de la probeta a través de todo el espesor como muestra en la Figura 29. Las ranuras se maquinaron de forma manual mediante una segueta de uso en aplicaciones de joyería. La longitud inicial de la grieta (2a) fue: 8.9 mm. Como se mencionó

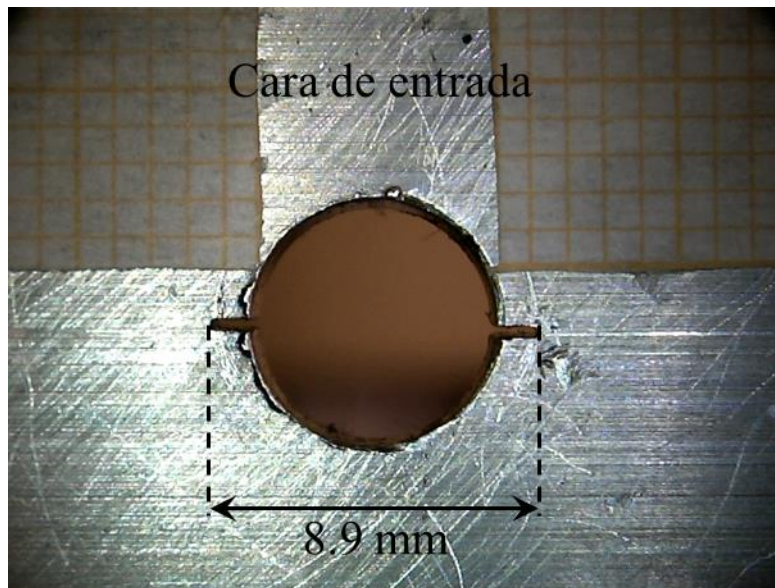
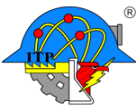


Figura 29. Ranuras generadas en la probeta 1 anteriormente, para poder generar la pre-grieta en la probeta 1 se aplicó una carga cíclica sinusoidal de 36 kN con una relación de cargas constante de $R = 0.1$, además de una frecuencia de 15 Hertz (Hz). Y el valor mínimo que debía tener la pre-grieta fue de aproximadamente 0.77 mm.



Ya que para esta prueba no se contaba con el microscopio Struers® se decidió medir la longitud de grieta con una cámara web. Desafortunadamente era poco visible la longitud de grieta debido a que la probeta reflejaba mucho la luz de la cámara. Además, para esta probeta se implementó la inspección no destructiva por líquidos penetrantes; desafortunadamente al aplicar el revelador, el líquido penetrante se extendía más allá de la verdadera dimensión de la grieta por lo que las mediciones tenían de incertidumbre de entre 0.5 mm a 1.5 mm.

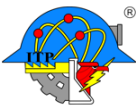
4.4.1.2. Probeta 2.

Esta probeta fue sometida al proceso de expansión mencionado anteriormente, además, se generaron un par de ranuras en la parte media de la probeta en las esquinas del borde de entrada y de salida del expansor (la figura se muestra en el siguiente capítulo). La longitud inicial de la grieta ($2a$) fue: 6.76 mm. Tomando como referencia la probeta 1 y los ciclos de carga necesario para producir la nucleación de la grieta, se decidió realizar algunos cambios. Para la probeta 2 se aplicó una carga cíclica sinusoidal de 44 kN con una relación de cargas constante de $R = 0.1$, además de una frecuencia de 15 Hz. El valor mínimo aproximado que debía de tener la pre-grieta fue de 0.46 mm.

Para esta prueba se utilizó el microscopio Struers® y el sistema telescópico para medir la longitud de la pre-grieta, teniendo así una mayor precisión en las medidas obtenidas.

4.4.1.3. Probeta 3, 4, 5 y 6

Debido a que en las probetas anteriores se generaron ranuras se decidió cambiar la relación de cargas pues en las siguientes probetas no habría ranuras y el tiempo necesario se extendería para llegar a una longitud de pre-grieta de alrededor de 1 mm. Además, en las probetas 1 y 2 las pre-grietas de manera inicial (sin someterse al ciclo de fatiga) ya tenían determinada longitud (ranuras generadas). Para las probetas 3, 4, 5 y 6 (las probetas 3, 4 y 6 con la



expansión y la 5 sin expansión) se utilizó una carga cíclica sinusoidal de 36 kN con una relación constante de $R = -1.0$ y una frecuencia de 5 Hz. La medición de longitudes de grieta se realizó con el microscopio Struers® y el sistema telescópico desarrollado para poder seguir el crecimiento de la grieta.

4.4.2. Crecimiento de la grieta

4.4.2.1. Probeta 1

Obtenida la longitud de la pre-grieta se detuvo la prueba y se procedió a cambiar las condiciones preestablecidas anteriormente. Para la probeta 1 se le aplicó una carga cíclica con un valor máximo de 30 kN con una relación de cargas de $R = 0.1$ y una frecuencia de 15 Hz. Las mediciones de las longitudes de grieta fueron hechas en la superficie correspondiente a la cara de entrada del expansor. Para realizar las mediciones de la longitud de la grieta, la prueba de crecimiento de grieta por fatiga fue pausada en intervalos de entre 3,000 y 1,000 ciclos. La variación de este rango de ciclos de carga dependía de la velocidad de crecimiento de la grieta, pues entre mayor era la longitud de la grieta, mayor era la velocidad de crecimiento de la grieta. Además, que el monitoreo de la longitud de grieta se efectuaba aplicando líquidos penetrantes (Figura 30).

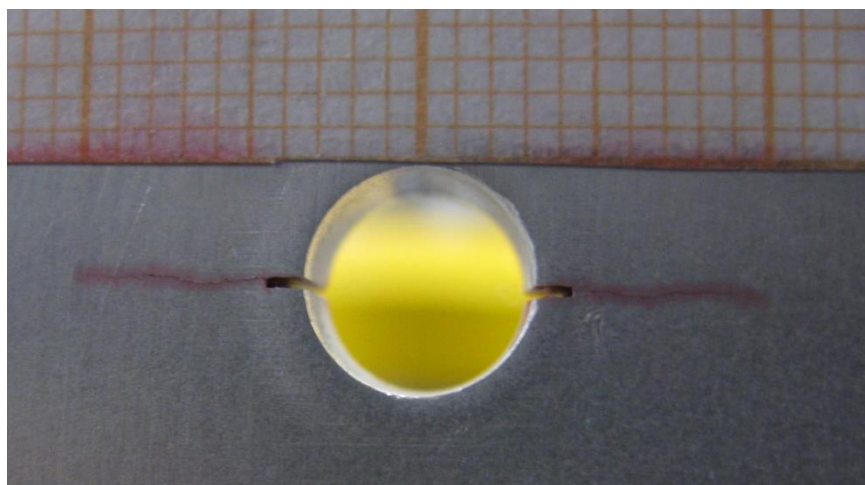
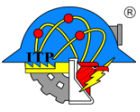


Figura 30. Medición de longitud de grieta con líquidos penetrantes. Probeta 1.

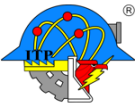


4.4.2.2. Probeta 2

Efectuada la prueba de crecimiento de grieta por fatiga de la primera probeta y tomando en cuenta cómo es que se llevó a cabo dicha prueba, se decidió cambiar la fuerza máxima del ciclo de fatiga a 36 kN, la relación de carga a $R = 0.1$ se mantuvo además se ocupó una frecuencia de 15 Hz. Para realizar las mediciones de la longitud de la grieta, la prueba de crecimiento de grieta por fatiga fue pausada en intervalos de entre 30,000 ciclos y los 1,000 ciclos. La variación de este rango de ciclos de carga dependía de la velocidad de crecimiento de la grieta, pues como ya se comentó entre mayor era la longitud de la grieta, la velocidad de crecimiento de grieta aumentaba por lo que se tenía que disminuir el rango de ciclos para mantener un incremento de la longitud de grieta de aproximadamente 0.3 mm entre cada medición.

4.4.2.3. Probetas 3, 4, 5 y 6.

Con la experiencia que se obtuvo de las dos probetas anteriores y como se mencionó anteriormente que se había generado ranuras en los orificios, las probetas 3, 4, 5 y 6, se sometieron a la prueba de ciclo de fatiga con una fuerza de 36 kN, una relación de cargas de $R = 0.1$ y una frecuencia de 20 Hz. . El sistema servo-hidráulico y la máquina de ensayos de la marca Instron fueron capaces de mantener el rango del esfuerzo cíclico con la frecuencia de 20 Hz, por lo que se decidió utilizar esta frecuencia para el resto de las probetas a partir de la número 3. El incremento en la frecuencia permitió disminuir los tiempos del ensayo de crecimiento de la grieta por fatiga. Ya que fue necesario aplicar un número de ciclos de aproximadamente 3.5 millones de ciclos, lo cual a una frecuencia de 15 Hz resulta en 65 horas efectivas de carga cíclica de la máquina servo-hidráulica. Al aumentar a 20 Hz las horas de efectivas de cargas cíclicas se redujo a 49 hrs aproximadamente. Para realizar las



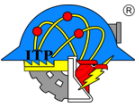
mediciones de la longitud de la grieta, la prueba de crecimiento de grieta por fatiga fue pausada en intervalos de entre 50,000 ciclos y los 1,000 ciclos. En la Figura 31 se muestra cómo se observaba la grieta en las probetas.

4.4.3. Sobrecargas

Para esta sección la aplicación de sobrecargas se realizó sobre las probetas 2, 3, 4 y 5. El objetivo de una aplicación de sobrecargas fue marcar el frente de grieta para poder observar cómo es que evoluciona físicamente dicho frente de grieta en presencia y ausencia de un campo de esfuerzos residuales. Como se mencionó anteriormente, la aplicación de sobrecargas consiste en aumentar el esfuerzo máximo durante los ciclos de carga con referencia a los ciclos base como se muestra esquemáticamente en la Figura 28. Estas sobrecargas se aplican cuando la grieta tiene una longitud específica, por lo que las sobrecargas corresponden a posiciones específicas de la longitud de la grieta.



Figura 31. Medición de la longitud de pre-grieta y grieta con el microscopio Struers®.



4.4.3.1. Probeta 2

Para la probeta 2 se definió que se realizaran cinco sobrecargas en las siguientes posiciones aproximadas tomando como referencia el borde de la entalla generada previamente: a 3 mm, a 5 mm, a 10 mm, a 15 mm y a 22 mm. O bien medidas desde el centro del orificio las posiciones son: a 6.18 mm, a 8.18 mm, a 13.18 mm, a 18.18 mm y a 25.18 mm (lado izquierdo). Todos los valores de referencia para las sobrecargas son nominales, pues presentan alguna ligera variación en su valor real debido al uso de intervalos de medición fijos.

El ciclo de sobrecarga para 3 mm, 5 mm y 10 mm se muestra en la Figura 32, en el cual se propuso de acuerdo con los experimentos de Schijve [25] un valor 25% por arriba de la carga máxima del ciclo de fatiga (ciclos de carga base), lo cual resulta en una carga cíclica con un P_{max} de 45 kN con una relación de cargas de $R = 0.1$ y una frecuencia de 2 Hz. El número de ciclos base aplicados entre las sobrecargas fue de 10,000 ciclos.

Para las sobrecargas a 15 mm se redujo el número de ciclos base aplicados entre cada sobrecarga pues la velocidad de crecimiento de grieta aumentó a esa longitud de grieta. La reducción fue a 5,000 ciclos.

Y por último para la probeta 2 a una longitud de grieta de 22 mm, el número de ciclos base aplicados se redujo a 1,000 ciclos entre cada sobrecarga debido a que, como ya se mencionó, la velocidad de crecimiento de grieta aumentó a esa longitud de grieta.

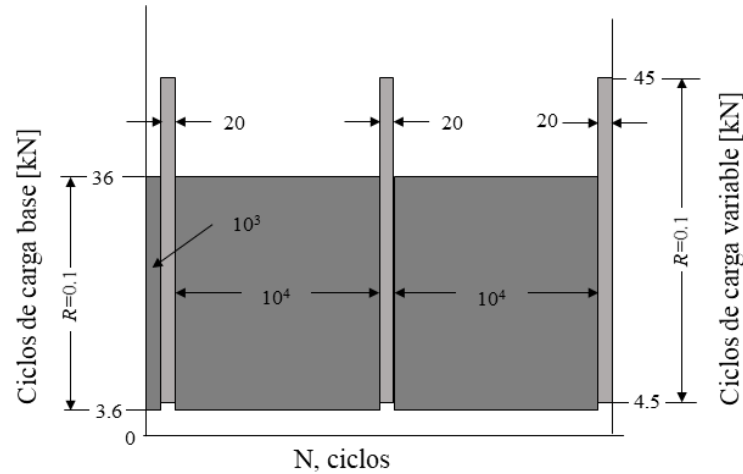
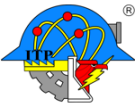


Figura 32. Sobrecargas utilizadas en la probeta 2 a 3 mm (desde el borde de la entalla)

4.4.3.2. Probeta 3

De acuerdo a la observación de los resultados de la probeta 2 se decidió modificar la cantidad de sobrecargas, así como las magnitudes de éstas. Para la probeta 3 se las sobrecargas se hicieron para cuando la longitud de la grieta fue de 3 mm, 7 mm y 15 mm (6.18 mm 10.18 mm y 18.18 mm medidos desde el centro del orificio, respectivamente) pues, según Reséndiz [19], más allá de los 20 mm el efecto de los esfuerzos residuales se reduce siendo casi cero. Por otra parte, debido a que no se logró observar el frente de grieta en el microscopio que se encuentra en el Centro de Investigación e Innovación Tecnológica CIITEC, del Instituto Politécnico Nacional con las condiciones de sobrecarga propuestas en la probeta 2, el valor de la sobrecarga se modificó a 60 kN, con una relación de cargas de $R = 0.1$ como se muestra en la Figura 33. Este ciclo de sobrecarga se aplicó a 3 mm y 7 mm. Para la longitud de grieta de 15 mm (medida desde el borde del orificio) después de los 1,000 ciclos de carga base se aplicaron 100 sobrecargas de una magnitud de 45kN y una relación de cargas de $R = 0.1$.

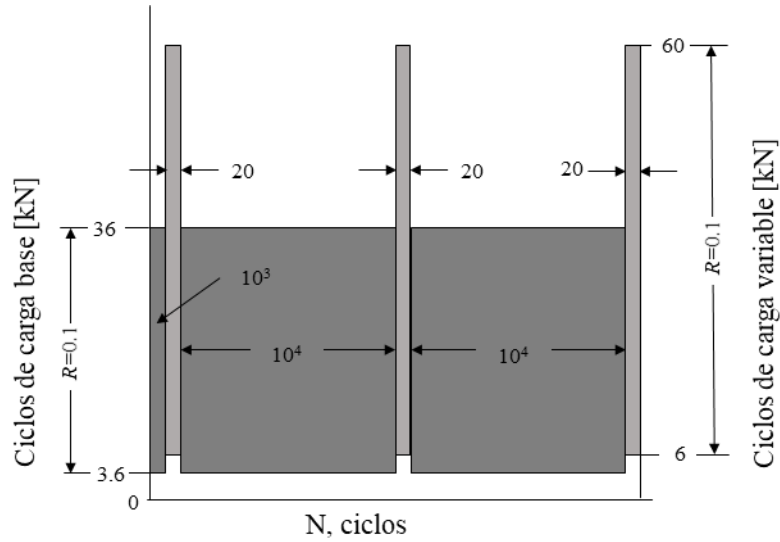
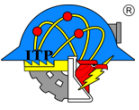


Figura 33 Sobrecargas utilizadas en la probeta 3 a 3 mm (desde el borde del orificio)

4.4.3.3. Probeta 4

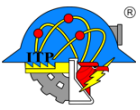
En la probeta 4 al igual que la anterior se realizaron 3 sobrecargas: a 3 mm, a 7 mm y a 15 mm (6.18 mm 10.18 mm y 18.18 mm medidos desde el centro del orificio, respectivamente). Para la sobrecarga a 3 mm se empleó el mismo esquema que la probeta 3 (Figura 33).

Para la sobrecarga a 7 mm se utilizó una carga de 36kN con una relación de cargas negativa de $R=-0.8$, y una frecuencia de 1 Hz como se muestra en la Figura 34.

Por último, para la sobrecarga a 15 mm se aplicaron 100 ciclos con una carga de 36 kN y una relación de cargas de $R = -0.8$.

4.4.3.4. Probeta 5

En la probeta 5 también se efectuaron 3 sobrecargas a 3 mm, a 7 mm y a 15 mm. En la primera sobrecarga (3 mm desde el borde del orificio) se empleó una carga de 45 kN con una relación de cargas de $R = 0.1$ como se muestra en la Figura 32. Para la sobrecarga a 7 mm se empleó una carga de 36 kN con una relación de cargas de $R = -0.8$ (Figura 34). y por último a 15 mm se aplicaron 100 ciclos de carga de 36 kN con una relación de cargas de $R = -0.8$.



4.4.4. Matrix experimental de los ensayos de crecimiento de grieta por fatiga

En la Tabla 6 se muestra un resumen de las variables utilizadas en cada probeta durante los ensayos de crecimiento de la grieta por fatiga.

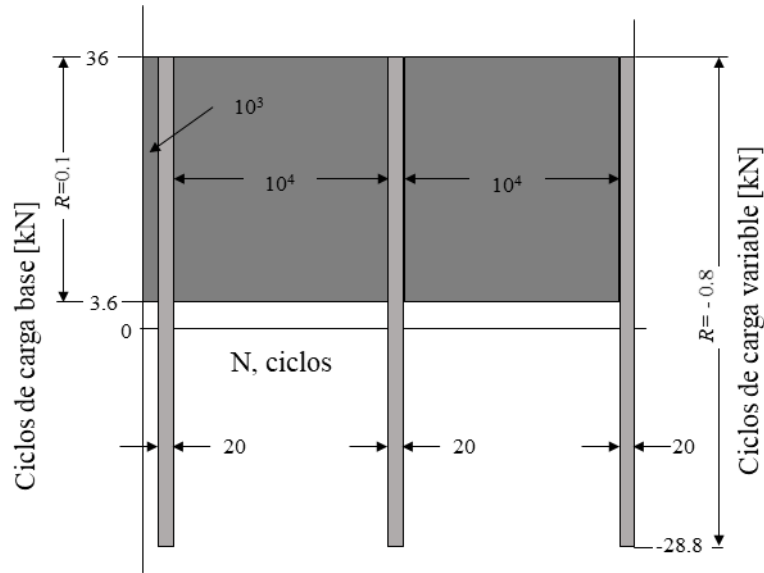
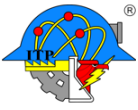


Figura 34. Ciclo de sobrecarga en la probeta 4 a 7 mm (desde el borde del orificio)

Tabla 6. Matrix experimental

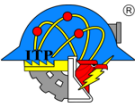
Matriz Experimental	probeta 1	probeta 2	probeta 3	probeta 4	probeta 5	probeta 6
Condición inicial	Orificio expandido	Orificio expandido	Orificio expandido	Orificio expandido	Orificio simple	Orificio expandido
Diámetro nominal ¹ (mm)	6.35	6.34	6.34	6.34	6.34	6.34
Diámetro ² (mm)	6.4	6.4	6.4	6.4	6.4	6.4
Ranura ³ (mm)	1.275	0.25	No	No	No	No
R pre-grieta (relación de cargas)	0.1	0.1	-1	-1	-1	-1
Carga máx pre-grieta (kN)	36	44	36	36	36	36
Frecuencia de ciclo pre-grieta (Hz)	15	15	5	5	5	7
R de ciclo (relación de cargas)	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1
Carga máx ciclo (kN)	30	36	36	36	36	36
frecuencia de ciclo (Hz)	15	15	20	20	20	17



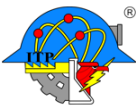
Sobrecargas ⁴	N/A	1: 6.28, 5.43. Fig 32	1: 6.25. Fig 33.	1: 6.225. Fig 33	1: 6.125, 5.89. Fig 32	N/A
		2: 8.58, 6.58. Fig 32	2: 10.35. Fig 33.	2: 10.225. Fig 34	2: 10.445, 9.23. Fig 34	
		3: 13.15, 10.67. Fig 32	3: 18.28.	03:18.7	3: 18.47, 18.47	
		4: 18.46, 15.62. Fig 32	-	-	-	
		5: 25.53, 23.08. Fig 32		-	-	
<p>1 Después de maquinado. 2 Después de la expansión. 3 Medida desde el borde del orificio. 4 Id.: Posición nominal con respecto al centro del orificio (mm). La referencia a la Figura indica el esquema de la sobrecarga (Carga máxima (kN), relación de carga, frecuencia, ciclos de sobrecarga). Izquierda y derecha respectivamente.</p>						

4.5. Análisis metalográfico de superficies de fractura

Una vez fatigados los componentes y que la grieta se propagó hasta una longitud mayor a los 25 mm medida desde el centro del orificio, se procedió a fracturarlos completamente y seccionarlos mediante discos de corte (Figura 27), y posteriormente analizar las superficies de fractura. A continuación, se llevaron al Microscopio Electrónico de Barrido (MEB) y se hizo la reconstrucción de la superficie de fractura. En primera instancia el equipo que se ocupó fue el Microscopio electrónico de barrido HITACHI (Figura 25) que se encuentra en el CIITEC. Posteriormente se utilizó el que se encuentra en el Centro de Nanociencias y Micro y Nanotecnologías - IPN, el equipo JSM-7800F (Figura 26) para obtener las imágenes de los frentes de grieta puntuales con mayor resolución. Para la microscopía de las muestras fue utilizado un voltaje de 10kV



Capítulo 5

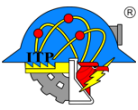


5. Análisis y discusión de resultados

Como se mencionó en capítulos previos, los procesos de crecimiento de grieta por fatiga pueden dividirse en dos etapas: Iniciación y crecimiento de la grieta. La etapa de iniciación está más relacionada con las condiciones microestructurales, mientras que la etapa de crecimiento de la grieta por fatiga depende en menor medida de las condiciones microestructurales y en cambio el o los modos de carga y condiciones geométricas se vuelven más dominantes en el proceso de fatiga. Una vez realizados los ensayos de fatiga se procedió a realizar el procesamiento matemático de los resultados obtenidos, para así determinar las condiciones de nucleación e iniciación de la pre-grieta, las gráficas de comportamiento para vida a la fatiga y velocidad de crecimiento de la grieta por fatiga. A continuación, se presentan cada una de las condiciones analizadas.

5.1. Nucleación y condiciones de la pre-grieta

La nucleación de la grieta se presentó de forma preferencial en el borde del orificio expandido debido a la concentración de esfuerzos, pero solo en una de las caras de la probeta (grieta en esquina) y no a través de todo el espesor. La nucleación de la grieta para la cara opuesta se presentó a un número de ciclos de carga mucho más elevado. La cara de la probeta en donde se presentó en primera instancia la nucleación de la grieta correspondió a la cara de entrada en relación al proceso de expansión del orificio en el componente. En el capítulo 4, se explicó que la cara de entrada corresponde a la superficie del componente de aluminio que tuvo el primer contacto con el mandril que se forzó a desplazarse a través del orificio barrenado en el componente de aluminio 6061-T6. En el caso de la probeta 1, el número de ciclos de carga requeridos para la nucleación inicial de la grieta fue de 99,202 aproximadamente. El número de ciclos requeridos para la nucleación de la grieta en la cara opuesta correspondiente a la



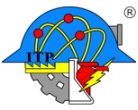
salida del mandril fue de 130,793 ciclos aproximadamente. Lo cual representa una diferencia de 31,591 ciclos entre la nucleación inicial de la grieta en la cara de entrada y la nucleación de la grieta en la cara de salida. Los datos en la tabla 6 son aproximados para la probeta 1 pues como ya se mencionó en el capítulo 4, la toma de lecturas se realizó con una cámara, líquidos penetrantes y a simple vista durante el ensayo de crecimiento de la grieta por fatiga en la máquina servo-hidráulica de ensayos universales

Por otra parte, para la probeta 2 fueron requeridos 626,317 ciclos para generar las pre-grietas izquierda y derecha con un valor de 4.28 mm y 4.23 mm respectivamente. En este caso la longitud de pre-grieta final fue más controlado debido a que ya se contaba con el sistema de medición descrito en el capítulo anterior.

Debido a que en las probetas 1 y 2 fueron maquinadas ranuras en ambos extremos del orificio, el crecimiento de la grieta por fatiga fue aproximadamente similar en tamaño en ambos lados (izquierdo y derecho). El efecto del campo de esfuerzos residuales inducido por la expansión del orificio es efectivo dentro de los primeros milímetros vecinos al borde del orificio expandido, por lo que para las probetas posteriores se decidió no generar ranuras para no modificar el campo de esfuerzos residuales.

La Tabla 7 muestra el número de ciclos empleados para generar las pre-grietas en las probetas.

El sistema de referencia para la medición de la grieta que se registra en este trabajo es desde el centro del orificio del barreno generado al centro de las probetas. Es decir, que para la probeta 1 la dimensión del orificio fue de 6.53 mm y el de las ranuras generadas fue de 1.185 mm tanto en izquierda como derecha; para la probeta 2 el diámetro del orificio fue de 6.4 y la dimensión de las ranuras fue de 0.25 en ambos lados; y para las probetas siguientes el a_0



es el radio que tuvo el orificio después de la expansión, por lo que $2a_0$ que corresponde a la suma de los radios más las ranuras según sea el caso.

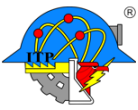
Tabla 7. Ciclos de carga requeridos para la pre-grieta en las probetas.

	probeta 1		probeta 2		probeta 3		probeta 4		probeta 5 s/ER		probeta 6	
	Izq	Der	Izq	Der	Izq	Der	Izq	Der	Izq	Der	Izq	Der
a_0 (mm)	4.5	4.5	3.38	3.38	3.25	3.25	3.23	3.23	3.2	3.2	3.2	3.2
Ciclos totales pre-grieta	99,202		626,317		977,261		654,702		218,111		56,635	
Δa real (mm)	1.8	2.6	0.9	0.85	0	1	0.7	0	0.7	0.88	0.75	
a_f (mm)	6.5	7	4.28	4.23	3.25	4.25	3.93	3.23	3.94	4.08	3.95	3.2

El Δa real se refiere a la longitud real que creció la pre-grieta medida a partir del borde de la ranura u orificio, según sea el caso, y a_f a la longitud final de las pre-grietas medida con respecto al centro del orificio al finalizar la etapa de iniciación de la pre-grieta dentro de los ensayos de crecimiento de grieta por fatiga.

5.2. Vida a la fatiga

La vida a la fatiga de las probetas de Al6061-T6 con la pre-grieta se representa mediante el gráfico de la longitud de la grieta contra el número de ciclos de carga aplicada. La longitud de la grieta corresponde a la medición realizada con el sistema óptico descrito previamente en el capítulo 4 del desarrollo experimental, salvo para la probeta 1. Los números de ciclos corresponden al valor registrado por la máquina servo-hidráulica de ensayos universales utilizada. La máquina y sus características se presentaron en el capítulo previo de desarrollo experimental. A continuación, se presentan los resultados para todas las probetas ensayadas, las cuales corresponden a un total de 6. La probeta 6 fue ensayada para corroborar si las sobrecargas tenían cierta influencia sobre las gráficas que se generaron.



5.2.1. Probeta 1: Ranura al borde del orificio ambos lados (todo el espesor)

El orificio de la probeta 1 se sometió al proceso de expansión, por lo que la condición inicial para la probeta 1 correspondió a una distribución de esfuerzos residuales similar a la Figura 21.

El procedimiento de expansión en frío para el orificio generó una distribución de los esfuerzos residuales muy similar entre el extremo izquierdo y derecho del orificio en la cara de entrada de la probeta 1 de aluminio 6061-T6, pues como se muestra en la Tabla 7 fue de 6.53 mm y el de las ranuras generadas fue de 1.185 mm tanto en izquierda como derecha; para la probeta 2 el diámetro del orificio fue de 6.4 y la dimensión de las ranuras fue de 0.25 en ambos lados; y para las probetas siguientes el a_0 es el radio que tuvo el orificio después de la expansión, por lo que a_0 que corresponde a la suma de los radios más las ranuras según sea el caso.

Para la probeta 1 el crecimiento de la pre-grieta fue similar en longitud para ambos extremos. La longitud inicial para la grieta del extremo izquierdo fue de 6.5 mm y creció hasta una longitud final de 19.1 mm. En el caso de la grieta en el extremo derecho, la longitud inicial fue de 7 mm y la longitud final fue de 19.5 mm,

Los resultados de la vida a la fatiga para la probeta 1 de aluminio 6061-T6 con esfuerzos residuales demuestran una diferencia muy baja en la longitud de la grieta entre el extremo izquierdo y derecho. Pues como se muestra en la Figura 35 las lecturas registradas tienen una variación de aproximadamente 0.5 mm o menos durante el crecimiento de la grieta. En la figura se muestra una imagen haciendo referencia a las longitudes finales de la pre-grieta (las dimensiones con las que se inició la etapa de ensayo de fatiga de crecimiento de la grieta)

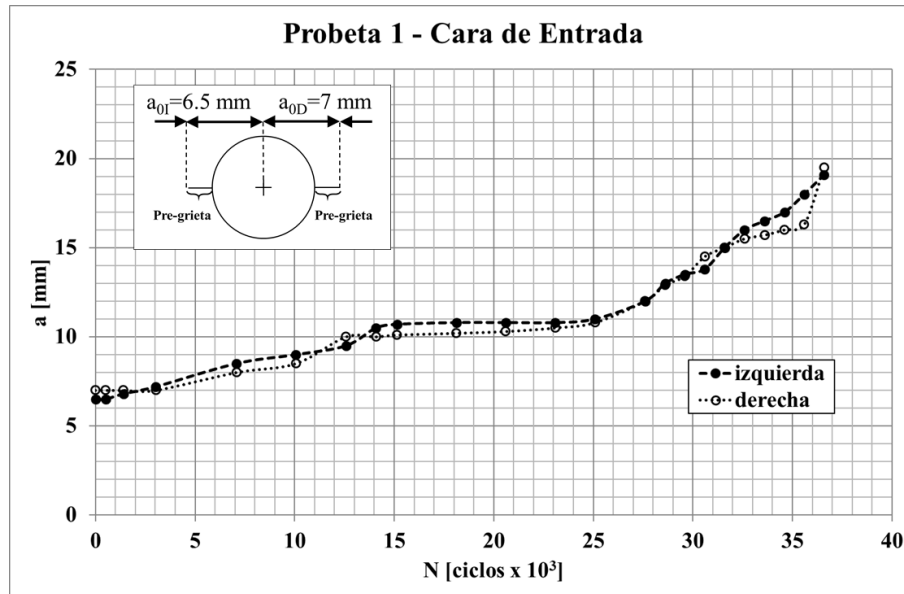
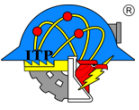
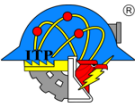


Figura 35. Vida a la fatiga de la probeta 1.

En la Figura 35 se observa una etapa entre los 15,000 y 23,000 ciclos en donde el crecimiento de la grieta se ralentiza, ya que la longitud de la grieta se mantiene estable. Este comportamiento se asocia a la influencia que tiene el campo de esfuerzos residuales generados al borde del orificio por la expansión, pues el frente de grieta no crece de manera uniforme, es decir el frente de grieta no es uniforme a lo largo del espesor de la probeta. Además, como se mencionó, dentro de este rango de ciclos se generó la grieta en la cara de salida de la probeta, por lo que entre este rango de ciclos la grieta en el borde de salida avanzó en mayor longitud que en la cara de entrada. En la sección 5.5 se amplía esta discusión. Conjuntamente a esto el método de medición de la longitud de grieta fue por líquidos penetrantes y por lo tanto longitudes menores a 0.5 mm no podían ser observados. El total de numero de ciclos fue de 36,588 con una longitud de grieta final de 19.1 y 19.5 mm de lado izquierdo y derecho, respectivamente.

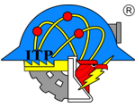


5.2.2. Probeta 2: Ranura en esquina ambos lados

La probeta 2 presentó una condición inicial de la distribución de esfuerzos residuales similar a la mostrada en la Figura 21, como resultado de la operación de expansión en frío.

La Figura 36 presenta el gráfico de longitud de grieta en función del número de ciclos de fatiga (a vs N) para la probeta de aluminio 6061-T6 con esfuerzos residuales. Los resultados corresponden al extremo izquierdo y derecho del borde del orificio en la probeta de aluminio 6061-T6. Ambas curvas de a vs. N son para la cara de entrada en la probeta 2.

El número de ciclos aplicados para la propagación de la grieta izquierda desde su longitud inicial de 4.28 mm hasta su longitud final de 28.48 mm fue de 2.816 millones; en el lado derecho la longitud inicial de la grieta fue de 4.23 mm y la final de 26.18 mm. Los resultados de la vida a la fatiga para la probeta de aluminio 6061-T6 con esfuerzos residuales demuestran una diferencia muy baja en la longitud de la grieta entre el extremo izquierdo y derecho. Por ejemplo, la longitud de la grieta del extremo izquierdo después de 1 millón de ciclos aplicados fue de aproximadamente 6 mm, mientras que para la grieta del extremo derecho fue de aproximadamente 5 mm. Esta diferencia se asocia con características locales de la microestructura, pues se sabe que la microestructura tiene una influencia mayor en la etapa inicial del proceso de crecimiento de grietas por fatiga en comparación con su etapa de propagación estable [26]. En general, los resultados demuestran que el crecimiento de grieta por fatiga se presentó de forma muy similar entre el extremo derecho y el izquierdo, lo cual tiene varias implicaciones. En relación con la condición inicial de esfuerzos residuales, los resultados de longitud de grieta en función del número de ciclos $a(N)$ implican que el procedimiento de expansión en frío para el orificio generó también una distribución de los esfuerzos residuales muy similar entre el extremo izquierdo y derecho del orificio en la cara



de entrada de la probeta 2. La distribución anular uniforme de los esfuerzos residuales es una característica benéfica para el comportamiento mecánico de la probeta de aluminio 6061-T6, ya que no restringe la orientación de la carga aplicada con respecto a un ángulo de aplicación específico. Por el contrario, una distribución anular uniforme de los esfuerzos residuales a compresión permite aplicar cargas de servicio para cualquier posición angular con respecto al orificio. En relación con el modo de propagación de la grieta, los resultados indican que la aplicación de la carga y la distribución de esfuerzos residuales fue muy simétrica entre el extremo izquierdo y derecho del orificio, por lo que la grieta se propagó bajo condiciones de carga modo I.

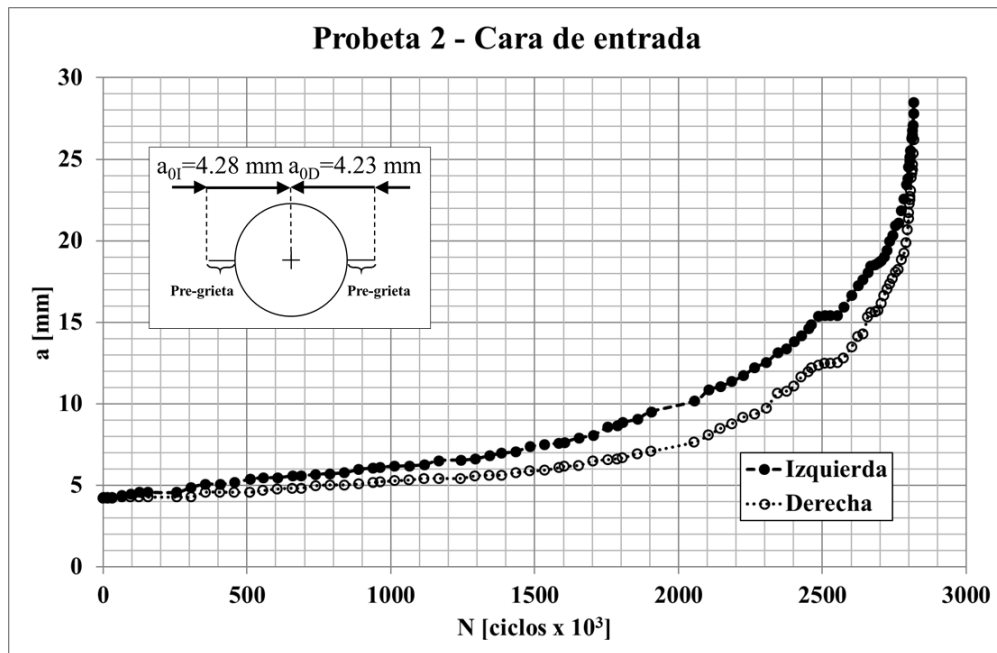
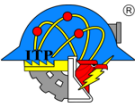


Figura 36. Vida a la fatiga de la probeta 2.

5.2.3. Probeta 3: Sin ranura

Como ya se mencionó, en la probeta 3 y subsiguientes no se manufacturó la ranura para no modificar el campo de esfuerzos residuales resultado de la expansión del orificio.

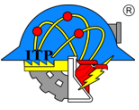
La Figura 37 muestra la vida a la fatiga de la probeta 3. El crecimiento de la grieta fue del lado derecho sobre la cara de entrada de la expansión. Esto se relaciona con características



locales de la microestructura, pues cuando se realiza la expansión se sabe que no es completamente homogéneo el campo de esfuerzos residuales, es decir que existen pequeñas variaciones dentro del mismo campo de esfuerzos en la periferia del borde del orificio, lo que permite la nucleación de la grieta en un lado antes que del otro [27]. Adicionalmente, la condición superficial del orificio barrenado y expandido tampoco fue homogénea pudiendo existir irregularidades superficiales que actuaron como concentradores de esfuerzo y a su vez impidieron una nucleación simétrica de la grieta en ambos lados del orificio. Para este caso la combinación de los esfuerzos residuales y las irregularidades locales propiciaron que la grieta se nucleara y creciera primero en el lado derecho.

Para la probeta 3 la longitud inicial de la grieta sobre la cara de entrada fue de 4.45 mm y la final fue de 28.58 mm. El número de ciclos requeridos para esta prueba fue de aproximadamente 3.5 millones de ciclos.

Analizando el comportamiento de la vida a la fatiga de la Figura 41, se pueden observar 2 zonas en donde el incremento en la longitud de la grieta se detiene o ralentiza, produciendo un incremento adicional en la vida a la fatiga. Los números de ciclos de carga N en donde se detiene el crecimiento de la grieta fueron de entre 1.1 a 1.3 millones de ciclos y en una segunda zona fueron de 2.3 a 2.55 millones de ciclos. La longitud aproximada de la grieta correspondiente a los dos periodos en donde se detiene el proceso de crecimiento de la grieta por fatiga fue de 3 y 7 mm. La etapa de sobrecargas del ensayo de crecimiento de grieta por fatiga fue realizada a las longitudes de 3 y 7 mm, por lo que parece que las sobrecargas aplicadas tuvieron algún efecto en el crecimiento de grieta en la cara de entrada de la probeta. Probablemente, la ralentización en la velocidad de crecimiento de la grieta se asocie con la



aplicación de las sobrecargas. Por otro lado, existe también la posibilidad del crecimiento de la grieta a través del espesor, mientras en la superficie se ralentiza.

En la Figura 41, también se observa que alrededor de los 3.47 millones de ciclos de carga (casi al final de la prueba), la grieta en la cara de entrada se propagó hasta la cara de salida de la probeta de Al6061-T6 con esfuerzos residuales. Al solo contar con un sistema óptico de medición, realizar la detección y monitoreo de la grieta en la cara de salida de las probetas representaba desarmar el sistema telescópico y montarlo en la parte posterior del marco de carga Instron para realizar las mediciones de la grieta en la cara de salida. Esto prolongaba excesivamente el tiempo de realización de los ensayos de crecimiento de la grieta, por lo que el número de mediciones de la grieta en la cara de salida fue muy limitado. Sin embargo, en el caso de la probeta 3 fue necesario una diferencia de ciclos de alrededor de 3.47 millones para que la grieta se propagara a través de todo el espesor de la probeta.

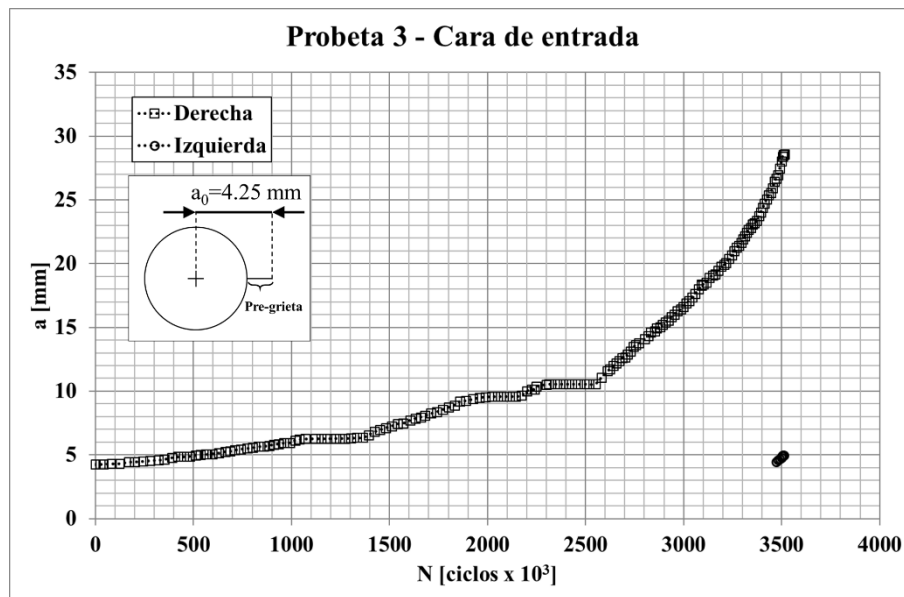
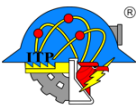


Figura 37. Vida a la fatiga de la probeta 3.



5.2.4. Probeta 4: Sin ranura

Continuando con las pruebas de fatiga, en el caso de la probeta 4, y contrario al caso de la probeta 3, la nucleación y propagación de la grieta se propició en el lado izquierdo. Lo cual confirma que las variaciones locales en las inmediaciones del orificio expandido llevaron a que la grieta generara y extendiera de lado izquierdo, ya sea por el campo de esfuerzos residuales a compresión menos severo o por irregularidades locales que actuaron como concentradores de esfuerzos adicionales, o bien una combinación de ambos [27].

En la Figura 38 se muestra la vida a la fatiga de la probeta 4. La longitud inicial de la grieta fue de 3.93 mm y la final de 27.73 mm; el número de ciclos requeridos para esta prueba fue de aproximadamente 3.92 millones de ciclos.

En la Figura 38 se pueden observar que entre 1.87 y 2.15 millones de ciclos, se presenta nuevamente una ralentización en el avance de la grieta en la superficie de la probeta.

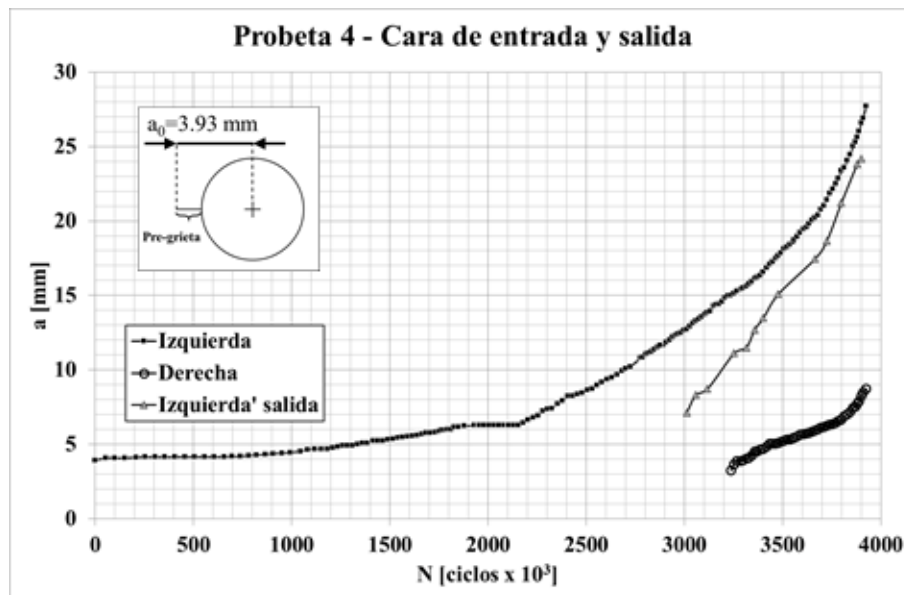
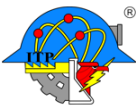


Figura 38. Vida a la fatiga de la probeta 4.



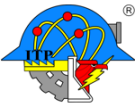
La nucleación de la grieta en el lado derecho se presentó a los 3.25 millones de ciclo con una longitud de 3.66 mm y terminó con una longitud de 8.72 mm. El retraso en el crecimiento de la grieta hacia la cara de salida se asocia con la distribución de esfuerzos residuales a compresión, los cuales son más severos en la cara de salida. Como se muestra en la Figura 38 dicho retraso.

5.2.5. Probeta 5: Sin ranura y sin esfuerzos residuales

La probeta 5 no fue sometida a la expansión ya que se requería hacer la comparación de las probetas anteriores con una que no estuviera sometida a las condiciones de expansión tanto en datos como morfológicamente.

En la Figura 39 se muestra la vida a la fatiga de la probeta 5. La longitud inicial de la grieta fue de 3.94 mm y 4.08 para el lado izquierdo y derecho, respectivamente, y las longitudes finales de 26.4 mm para el lado izquierdo y 27.92 mm para el derecho. El número de ciclos requeridos para esta prueba fue de aproximadamente 960 mil ciclos. El cual fue un orden de magnitud más bajo en relación con las probetas previas con esfuerzos residuales, lo cual demuestra que existe una interacción relevante entre los esfuerzos residuales y el crecimiento de grieta por fatiga. Adicionalmente, el crecimiento de la grieta por fatiga se presentó en ambos lados del orificio (izquierda y derecha, condiciones simétricas) y además en las dos caras de la probeta, (frontal y trasera). La nucleación y crecimiento de la grieta por fatiga en las dos caras de la probeta 5 sin esfuerzos residuales confirma, que el retraso en la propagación de la grieta hacia la cara de salida en las probetas previas se asocia directamente con la distribución de esfuerzos residuales generada por la expansión del orificio.

Al hacer la comparación entre las imágenes de vida a la fatiga entre las probetas sometidas a la expansión en frío es notorio que al realizar dicha expansión en frío se aumenta la vida a la



fatiga [1] , como se muestra en la Figura 40. La vida a la fatiga aumenta 2.9 veces, 3.6 veces y 4 veces para las probetas 2, 3 y 4, respectivamente, en comparación con la probeta 5.

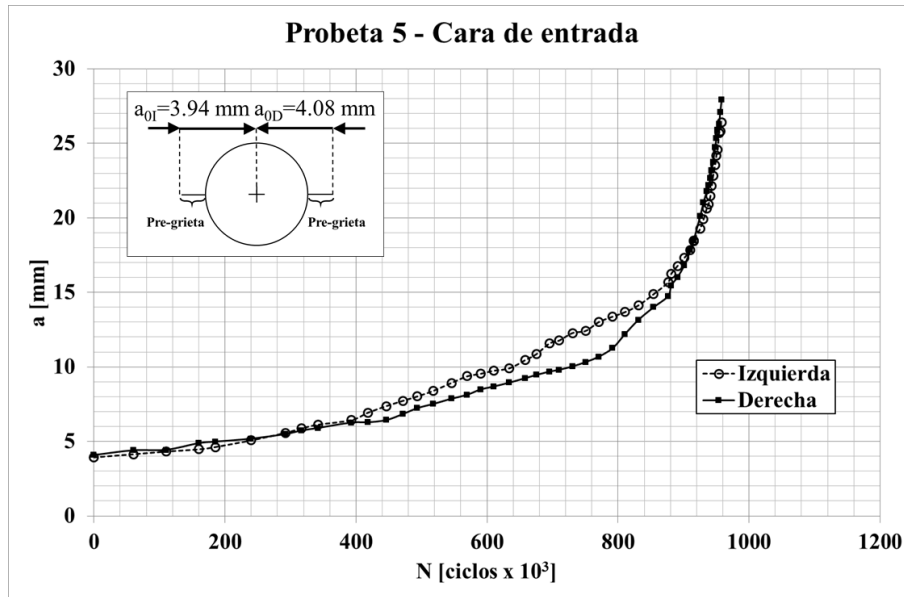


Figura 39. Vida a la fatiga de la probeta 5.

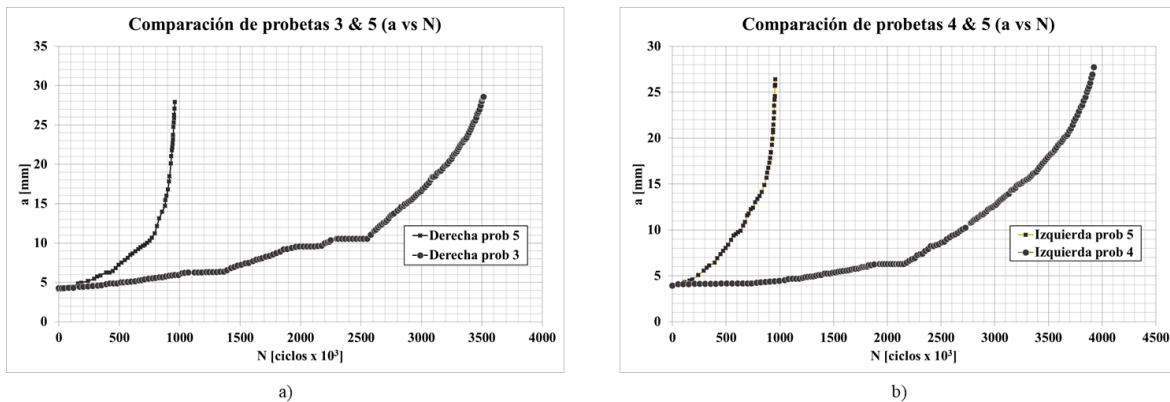
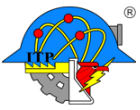


Figura 40. Comparación de vida a la fatiga: a) probeta 3 vs 5, b) probeta 4 vs 5.

5.2.6. Probeta 6: Sin ranura

Finalizando con las pruebas de fatiga, en el caso de la probeta 6, la nucleación y propagación de la grieta se propició en el lado izquierdo. Lo cual confirma que las variaciones locales en las inmediaciones del orificio expandido llevaron a que la grieta generara y extendiera de



lado izquierdo, ya sea por el campo de esfuerzos residuales a compresión menos severo o por irregularidades locales que actuaron como concentradores de esfuerzos adicionales, o bien una combinación de ambos [27]

En Figura 41 se muestra la vida a la fatiga de la probeta 6. La longitud inicial de la grieta fue de 3.93 mm y la final de 26.78 mm. El número de ciclos requeridos para esta prueba fue de aproximadamente 1.5 millones de ciclos.

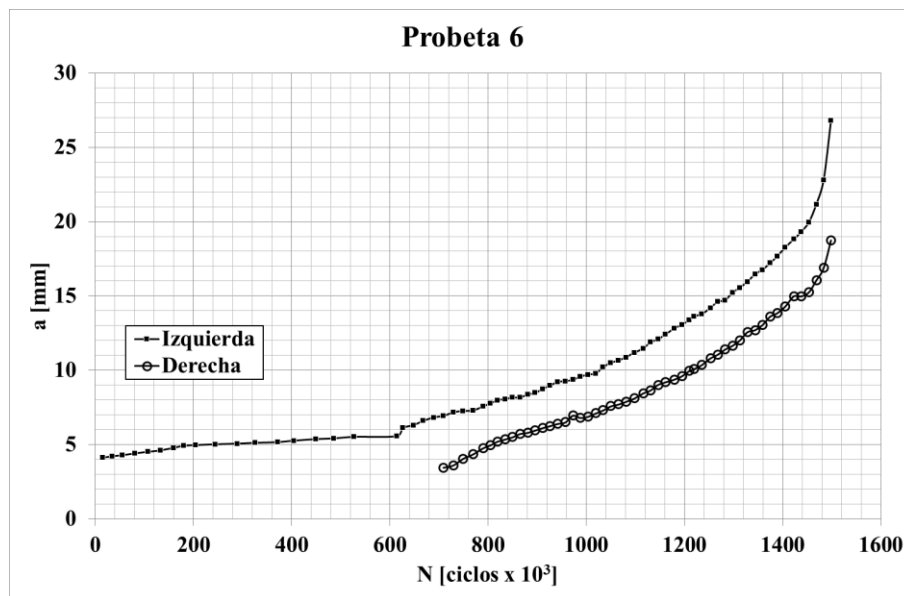
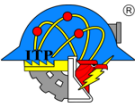


Figura 41. Vida a la fatiga de la probeta 6.

5.3. Velocidad de crecimiento de grieta por fatiga

Para poder graficar la velocidad de crecimiento de grieta por fatiga la norma ASTM E647 [24] recomienda dos técnicas de reducción de datos: el método de la secante y el método polinomial incremental. El método de la secante es simplemente el cálculo de una pendiente entre dos puntos.



El graficar la velocidad de crecimiento de la grieta por el método de la secante simplemente implica calcular la pendiente de la línea recta que conecta a dos puntos de datos adyacentes de la curva a vs N . Matemáticamente esto se expresa de la siguiente manera [24]:

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_a = (a_{i+1} - a_i)/(N_{i+1} - N_i) \quad (17)$$

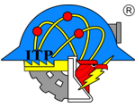
Para graficar la velocidad de crecimiento de la grieta por el método polinomial incremental involucra ajustar un polinomio de segundo orden (parábola) en series de $(2n+1)$ puntos de datos sucesivos. Donde n usualmente es 1, 2, 3 o 4. La forma de la ecuación para el ajuste local es como sigue [24]:

$$\hat{a}_i = b_0 + b_1 \left(\frac{N_i - C_1}{C_2}\right) + b_2 \left(\frac{N_i - C_1}{C_2}\right)^2 \quad (18)$$

Mayores detalles pueden consultarse en [24]. Un requisito para el uso del método de la secante es contar con mediciones de a y N en intervalos muy cercanos, para así evitar dificultades por el promedio. El método del polinomio incremental se base en el ajuste a una curva dentro de un intervalo de mediciones, lo cual se suele utilizar para disminuir la dispersión en los valores experimentales de a vs. N .

5.3.1. Probeta 1

La Figura 42 presenta el gráfico de la velocidad de crecimiento de grieta en función de la longitud de la grieta $da/dN(a)$ para la probeta 1 por el método de la secante. Los resultados se presentan para la grieta en el extremo izquierdo y derecho de la cara de entrada con respecto a la expansión.



De manera general en esta figura se observa que a medida que aumenta la longitud de la grieta, también aumenta la velocidad de crecimiento. Se puede apreciar que para algunas posiciones de la longitud de la grieta, la velocidad decrece pues como se ha mencionado en párrafos anteriores, las lecturas registradas fueron tomadas a simple vista y con líquidos penetrantes sobre la cara de entrada de la expansión. Además, este método solo involucra a dos puntos adyacentes, lo que genera que exista estas zonas decrecientes.

De manera general se puede decir que la velocidad de crecimiento de la grieta es muy similar para el extremo izquierdo y derecho del borde del orificio. Se observa que, los valores de velocidad de crecimiento de grieta dentro de los primeros 15 mm son altos ($0.5 \mu\text{m}/\text{ciclo}$) en comparación a las probetas posteriores ($0.03 \mu\text{m}/\text{ciclo}$). Esto se debe a la ranura que se generó a dicha probeta, lo cual no permitió ver claramente el efecto de los Esfuerzos residuales en este componente

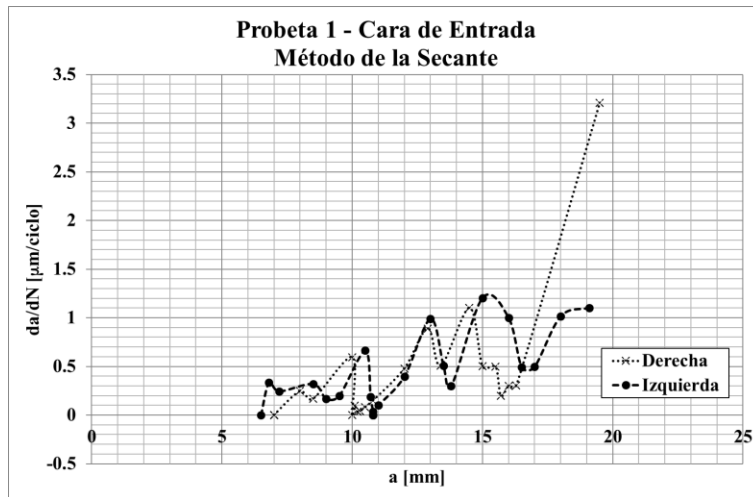
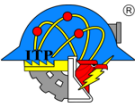


Figura 42. Velocidad de crecimiento de grieta en función de la longitud de la grieta $da/dN(a)$ para probeta 1 (Método de la secante)

El procesamiento de los datos por el método polinomial incremental se muestra en la Figura 43. En esta figura se muestran las velocidades de crecimiento de la grieta para la cara de



entrada en el lado izquierdo y derecho. La velocidad de crecimiento de grieta es creciente de manera más uniforme en comparación con el método de la secante. Esto se debe a que para

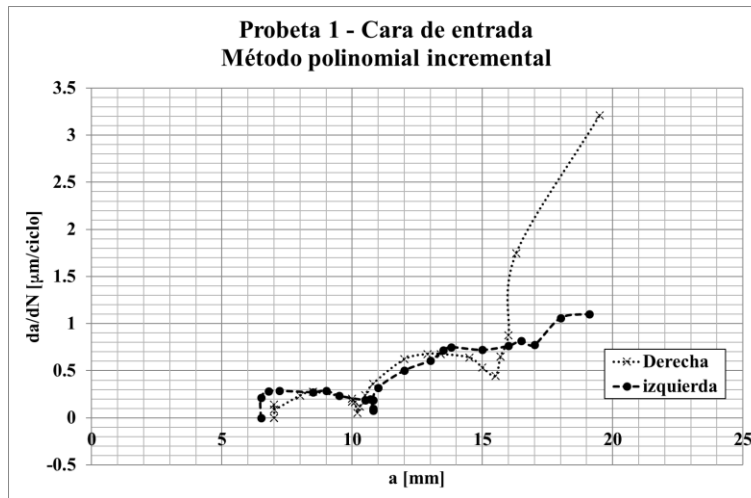
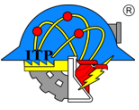


Figura 43. Velocidad de crecimiento de grieta en función de la longitud de la grieta $da/dN(a)$ para probeta 1 (Método polinomial)

este método no solo se consideran dos puntos adyacentes, sino que además toma en cuenta los seis puntos subsiguientes para hacer el ajuste, esto para los primeros valores de la medición de la grieta, para puntos posteriores toma 3 datos anteriores y 3 datos subsiguientes. En total el método polinomial incremental utilizado considera 7 puntos de medición para realizar el ajuste a la curva da/dN . Por lo que se obtiene un gráfico con menores variaciones. Sin embargo, los resultados de la velocidad de crecimiento de la grieta deben tomarse con reserva, pues como se comentó anteriormente fueron determinados por observación directa con ayuda de líquidos penetrantes.

5.3.2. Probeta 2

En la Figura 44 se muestra la velocidad de crecimiento de grieta en función de la longitud de la grieta. Los resultados se muestran para los dos extremos de la cara de entrada de la expansión (izquierda y derecha). En la Figura 44 se observa que dentro de los primeros milímetros (hasta 20 mm) del crecimiento de la grieta los valores de la velocidad permanecen bajos y estables, de entre los $0.015 \mu\text{m}/\text{ciclo}$ en promedio.



En la Figura 45 se muestra de nueva cuenta la velocidad de crecimiento de grieta en función de la longitud de grieta, pero utilizando el método polinomial incremental; este método ayuda a suavizar la gráfica pues involucra siete valores de medición. Se observa que dentro de los primeros 15 mm de longitud de grieta la velocidad de presenta de manera baja y estable lo que muestra el efecto del campo de esfuerzos residuales.

La Figura 46 muestra un acercamiento a los primeros puntos de la gráfica. El comportamiento de la velocidad de crecimiento de grieta está por debajo de los $0.015 \mu\text{m}$ por ciclo para los primeros 13 mm de longitud de grieta. Estas velocidades bajas para grietas dominantes (mayores de 1 mm) son el resultado del efecto benéfico del campo de esfuerzos inducido por la expansión en frío.

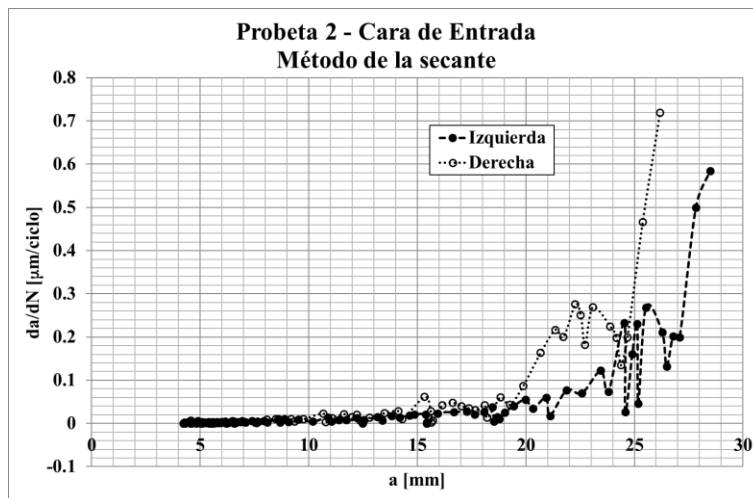


Figura 44. Velocidad de crecimiento de grieta en función de la longitud de la grieta $da/dN(a)$ para probeta 2 (Método de la secante)

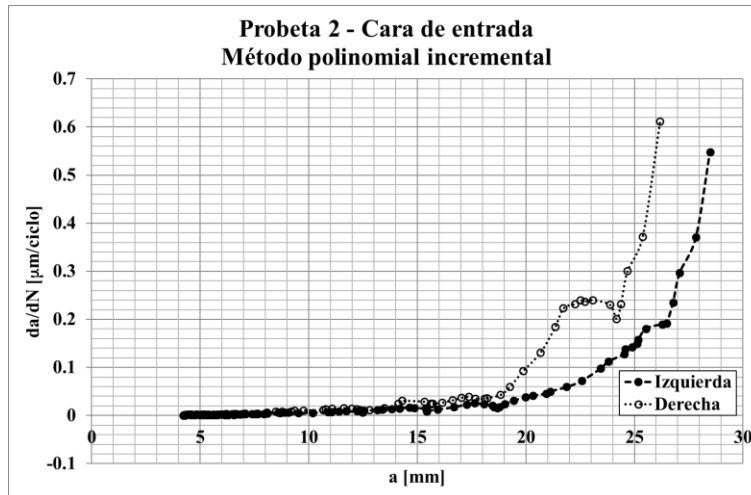
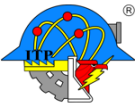


Figura 45. Velocidad de crecimiento de grieta en función de la longitud de la grieta $da/dN(a)$ para probeta 2 (Método polinomial)

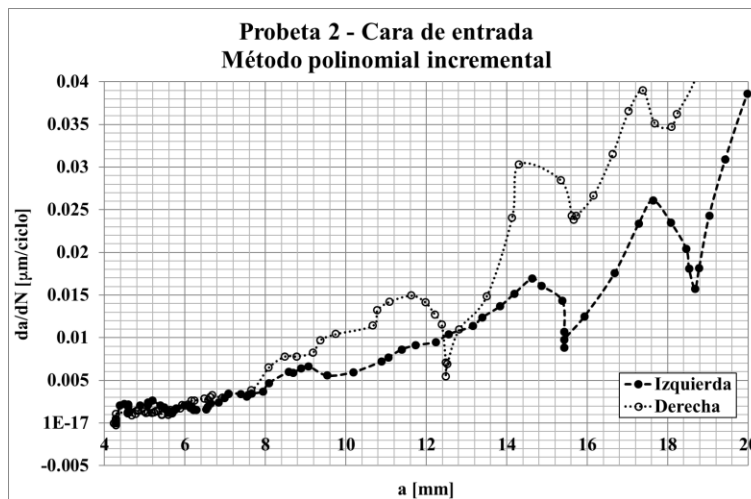
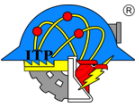


Figura 46. Velocidad de crecimiento de grieta en función de la longitud de la grieta $da/dN(a)$ para probeta 2 (cercamiento a los primeros milímetros).

5.3.3. Probeta 3 y 4

La velocidad de crecimiento de la grieta en función de la longitud de la grieta para las probetas 3 y 4 se presenta en la Figura 47 y Figura 48, respectivamente. En el caso de la probeta 3, la grieta nucleó y creció en el borde derecho de la cara de entrada de la probeta de



Al6061-T6 con esfuerzos residuales, mientras que la grieta en la probeta 4 nucleó y creció principalmente en el lado izquierdo con respecto a la cara de entrada.

En la Figura 47 para la probeta 3, la velocidad de crecimiento de la grieta dentro de los primeros 20 mm de longitud de la grieta fue debajo de los $0.02 \mu\text{m}/\text{ciclo}$, lo que nos da un panorama del efecto benéfico de la expansión realizada sobre el orificio.

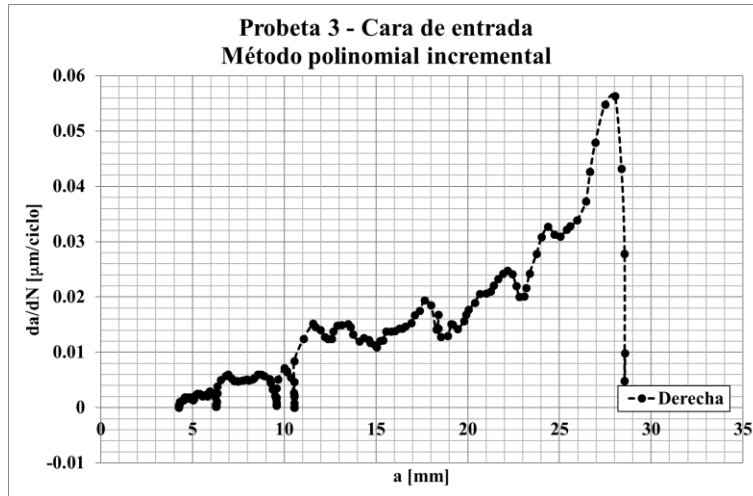


Figura 47. Velocidad de crecimiento de grieta en función de la longitud de la grieta $da/dN(a)$ para probeta 3.

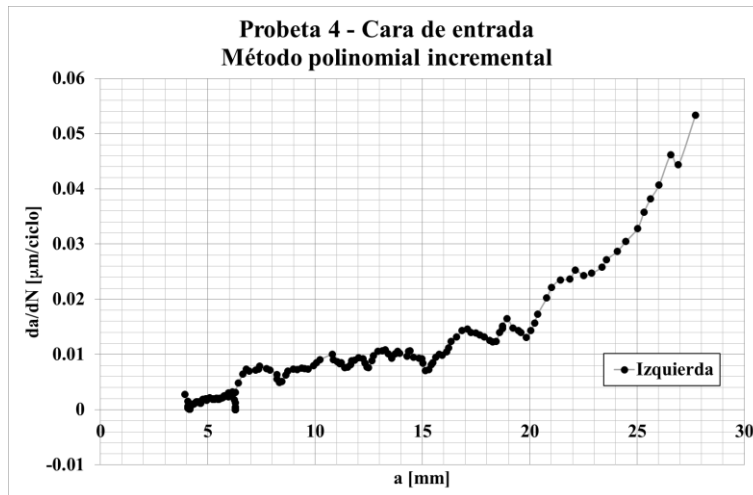
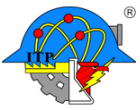


Figura 48. Velocidad de crecimiento de grieta en función de la longitud de la grieta $da/dN(a)$ para probeta 4



5.3.4. Probeta 5

La Figura 49 muestra la gráfica de la velocidad de crecimiento de grieta en función de la longitud de grieta para la probeta 5 de Al6061-T6 sin esfuerzos residuales. De manera general, dentro de los primeros 15 mm de longitud de grieta la velocidad de crecimiento de grieta se mantiene por debajo de $0.1 \mu\text{m}$ por ciclo para la grieta izquierda y derecha.

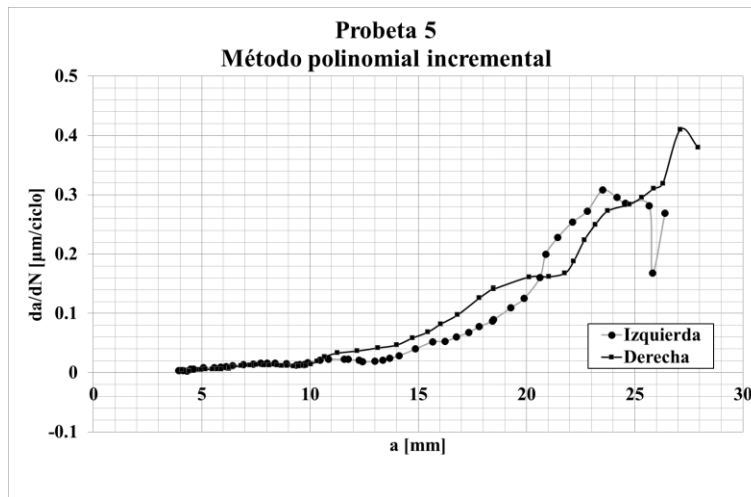


Figura 49. Velocidad de crecimiento de grieta en función de la longitud de la grieta $da/dN(a)$ para probeta 5.

En la Figura 50 se presenta una vista ampliada del comportamiento de $da/dN(a)$. Se observa que dentro de los primeros 7 milímetros de longitud de grieta la velocidad de crecimiento de grieta se mantiene por debajo de los $0.015 \mu\text{m}$ por ciclo, pero en la medida que sigue creciendo la grieta, esta velocidad empieza a crecer de manera exponencial.

La velocidad de crecimiento de grieta se presenta de manera similar para las dos grietas (izquierda y derecha).

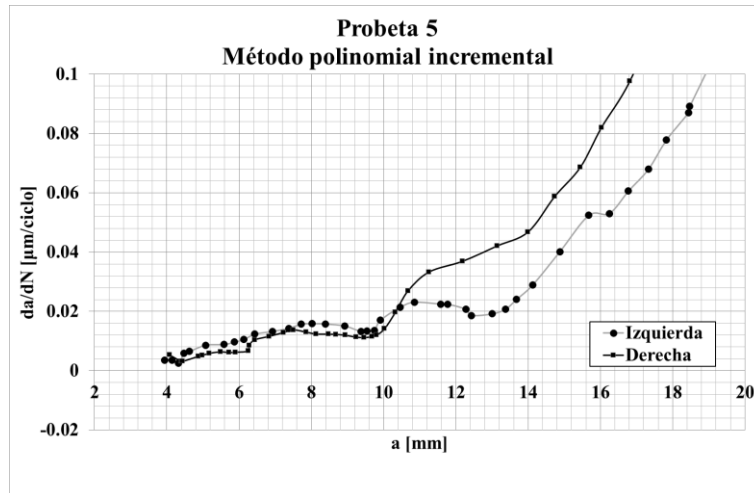
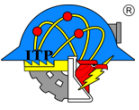


Figura 50. Velocidad de crecimiento de grieta en función de la longitud de la grieta $da/dN(a)$ para probeta 5 (zoom).

5.3.5. Probeta 6

La Figura 51 muestra la gráfica de la velocidad de crecimiento de grieta en función de la longitud de grieta por el método polinomial incremental. De manera general, dentro de los primeros 15 mm de longitud de grieta la velocidad de crecimiento de grieta se mantiene por debajo de $0.03 \mu\text{m}$ por ciclo para la grieta izquierda y derecha.

En comparación con con las probetas 3 y 4 la gráfica presenta menores fluctuaciones, es decir, no tiene puntos en los que el valor de la pendiente se reduzca o sea negativa (permanece más estables) esto es que, debido a que no se efectuaron sobrecargas no se detuvo la velocidad de crecimiento de grieta por fatiga, esto se observa en la

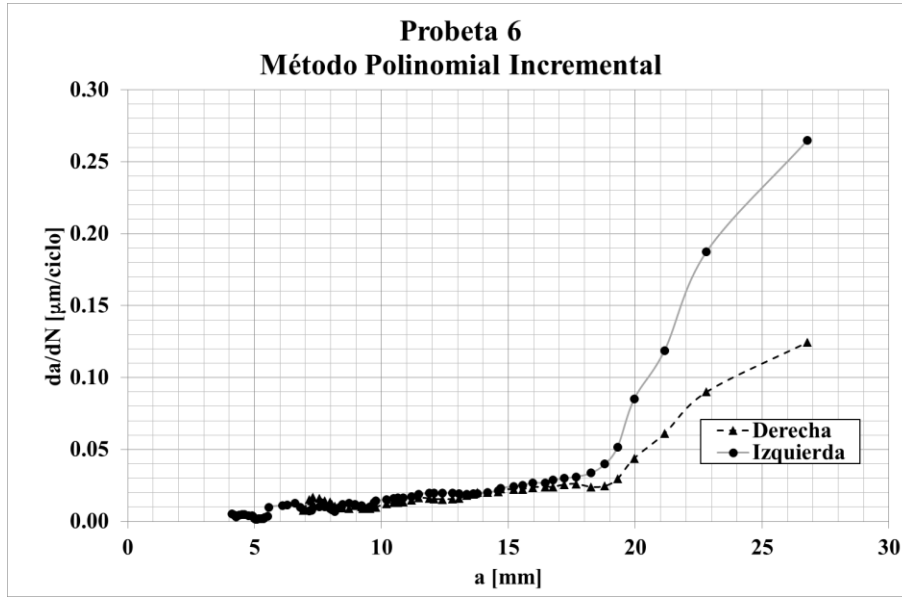
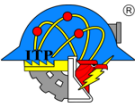


Figura 51. Velocidad de crecimiento de grieta en función de la longitud de la grieta $da/dN(a)$ para probeta 6

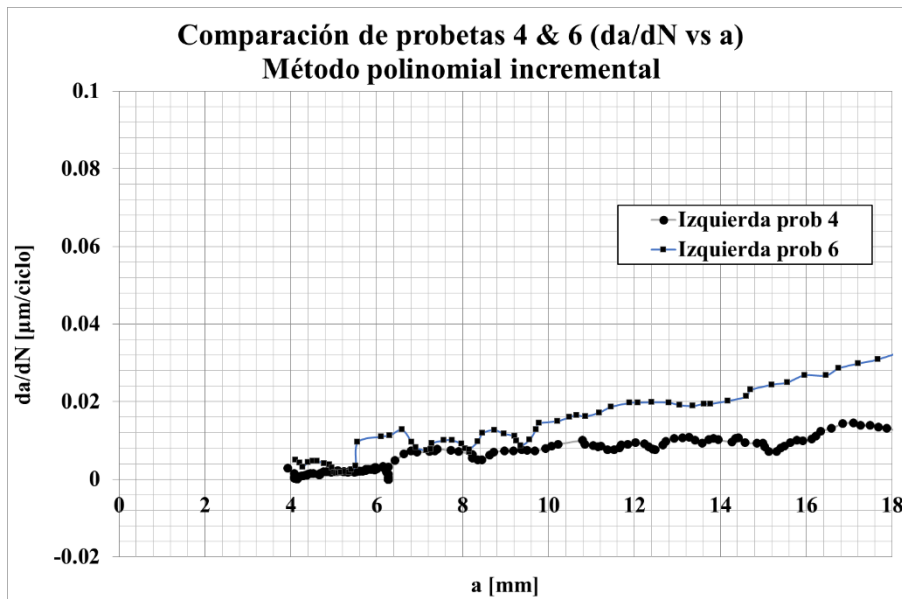
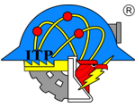


Figura 52. Velocidad de crecimiento de grieta en función de la longitud de la grieta $da/dN(a)$ para probeta 4 y 6



5.4. Superficie de fractura

5.4.1. Reconstrucción de superficies de fractura

Debido a que a la probeta 1 se le aplicaron líquidos penetrantes la superficie de fractura se oxidó. Lo que impidió obtener imágenes nítidas de la superficie de fractura de la probeta 1, por lo cual no se muestra en este capítulo una imagen del MEB.

Una vez obtenidas las imágenes de las superficies de fractura se procedió a reconstruir las mismas como se muestra en la Figura 53, Figura 54, Figura 55 y Figura 56. En todos los casos, los patrones de marcas tipo “río” presentan evidencia de que la grieta se nucleó en la esquina del orificio expandido correspondiente a la cara de entrada. A partir de donde la grieta en función de los ciclos de carga de fatiga comenzó a crecer formando un frente de grieta curvo, de formas tipo circular y elípticas. En la sección posterior de morfología de crecimiento de frente de grieta por fatiga se muestra más evidencia en relación con este punto, y se amplía la discusión

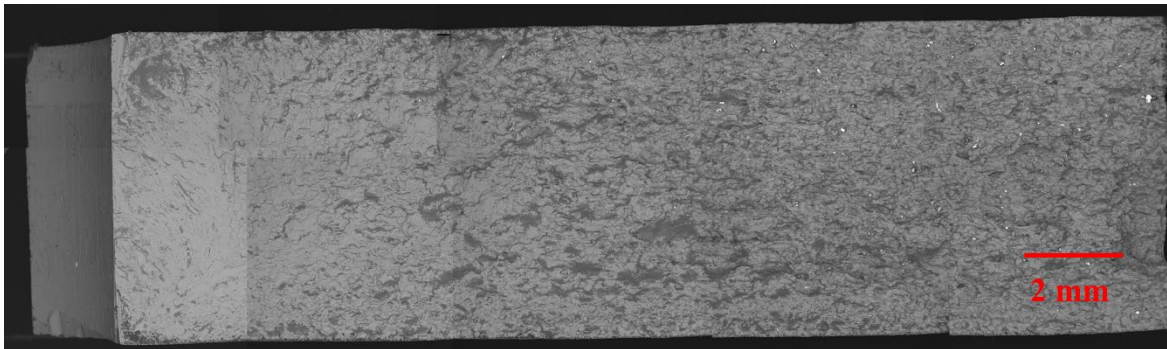


Figura 53. Reconstrucción de superficie de fractura de probeta 2 lado Derecho (cara de entrada del expansor abajo, izquierda orificio expandido)

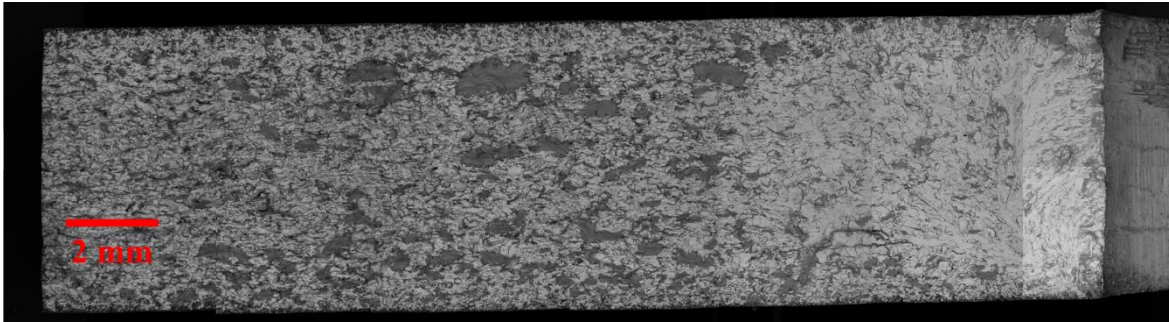
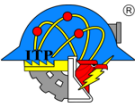


Figura 54 Reconstrucción de superficie de fractura de probeta 3 lado Derecho
(cara de entrada del expansor abajo, derecha orificio expandido)

Además, se obtuvieron imágenes puntuales de las sobrecargas anteriormente mencionadas. Como se mencionó anteriormente para esta probeta no. 3 se aplicó una serie de sobrecargas con la finalidad de marcar el frente de la grieta de forma local durante el ensayo de fatiga. Durante el análisis de la superficie de fractura, la posición de las sobrecargas fue examinada para identificar los patrones de las sobrecargas. Un ejemplo de lo anterior se muestra en la Figura 58, la cual muestra las sobrecargas para la probeta 3 correspondientes a la posición nominal a 3 mm. Para esta posición el esquema de sobrecargas correspondió a tres bandas de P_{max} por encima del ciclo de carga base, como se explicó anteriormente y se describió en la Figura 33. La examinación de la superficie de fractura en la Figura 58 confirma la presencia de tres bandas de sobrecargas, las cuales revelan un frente de grieta curvo.

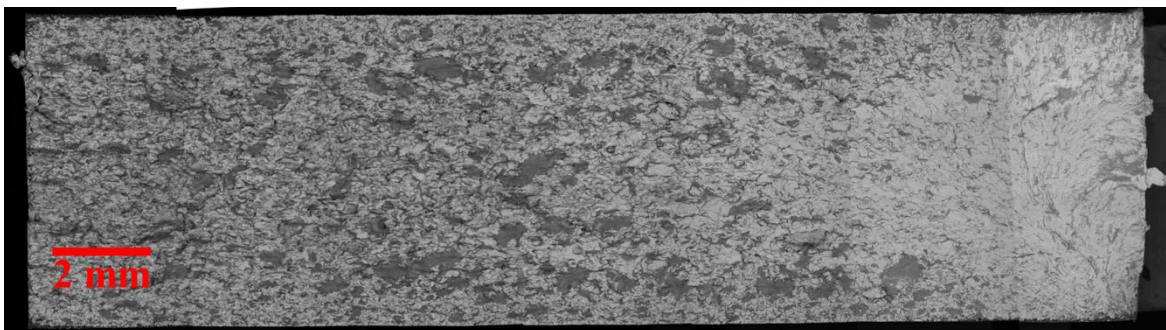


Figura 55. Reconstrucción de superficie de fractura de probeta 4 lado Derecho
(cara de entrada del expansor abajo, derecha orificio expandido)

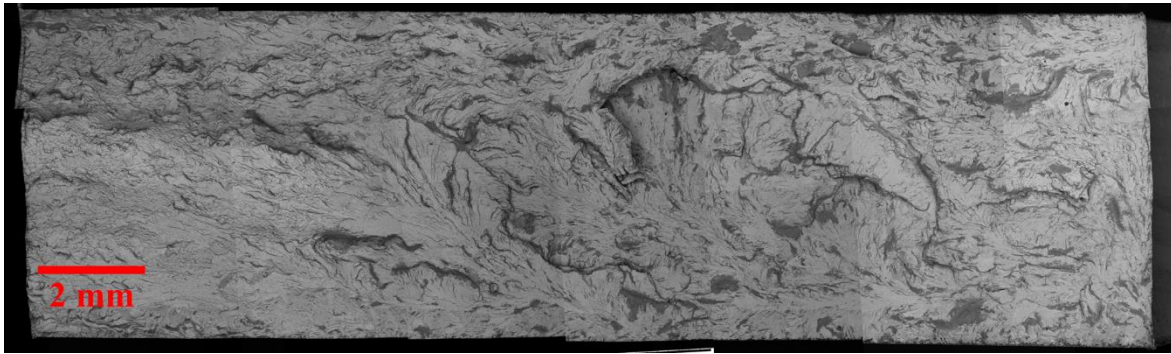


Figura 56. Reconstrucción de superficie de fractura de probeta 5 lado Izquierdo (derecha orificio expandido)

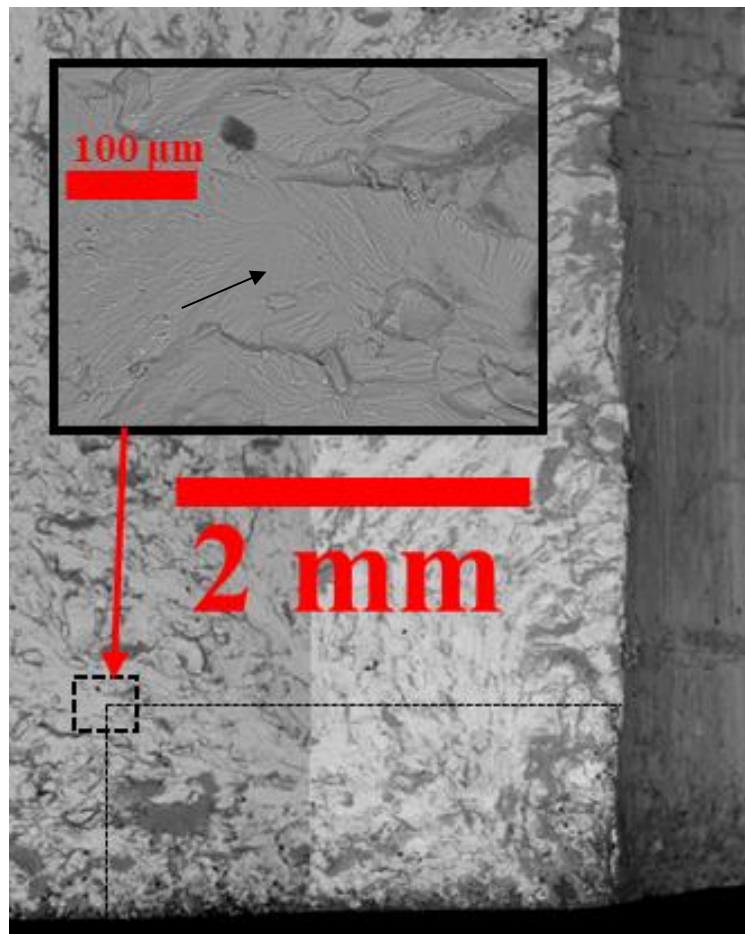
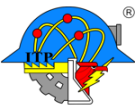


Figura 57. Localización puntual de sobrecargas en la probeta 3.



Así mismo, se obtuvieron imágenes puntuales en donde se logró medir la separación entre bandas de las sobre cargas, esto gracias al equipo sofisticado con el que se cuenta en el Centro de Nanociencias y Micro y Nanotecnologías del IPN. En la Figura 57 se aprecian longitudes

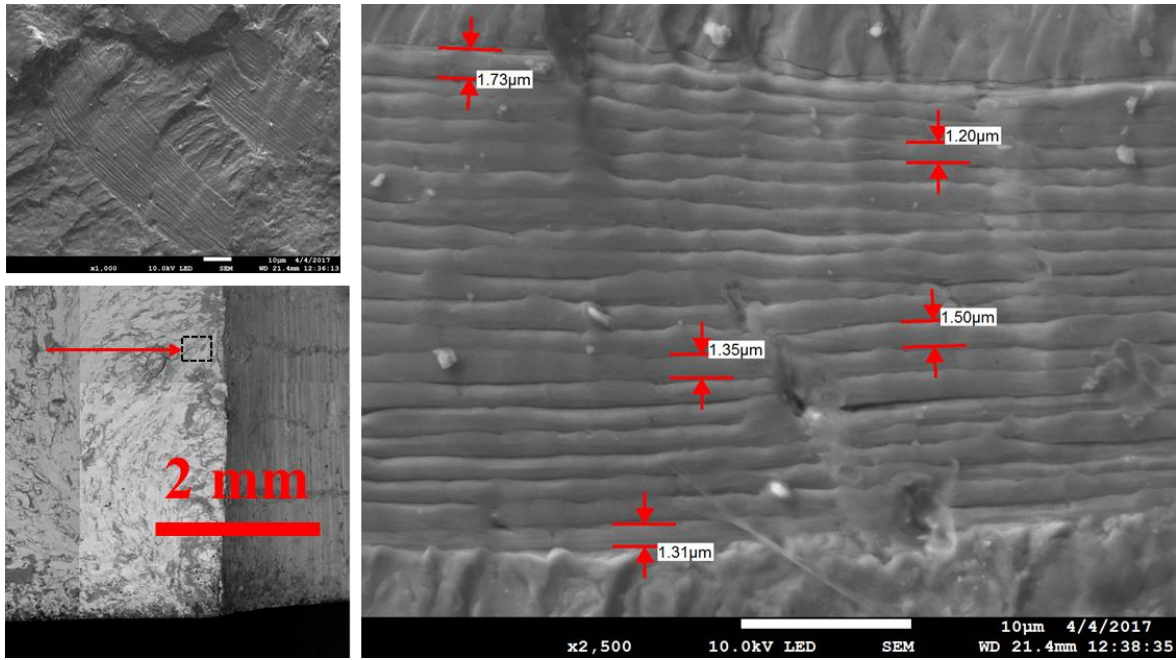
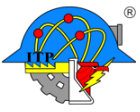


Figura 58. Frente de grieta de manera local en probeta 3 aproximadas entre estrías para la probeta 3 cerca del borde de la expansión. La localización de estas bandas de sobrecargas ayudo a reconstruir y tener una idea del comportamiento del frente de grietas.

En la Figura 59 se muestra la superficie de fractura de la probeta 1. EL inicio de la grieta se generó cerca del borde de entrada del expansor pues el campo de esfuerzos residuales a compresión tuvo mayor efecto sobre el borde se salida [14] [28].

Se aprecian claramente dos zonas sobre la superficie de fractura: zona de fractura por fatiga (a) y zona de fractura dúctil(b), y a pesar de haber generado las ranuras con dimensiones de 1.2 mm aproximadamente además de la pre-grieta, la magnitud del campo de esfuerzos



residuales a compresión mantuvo su efecto pues el frente de grieta mostró una forma semi-elíptica. [29]

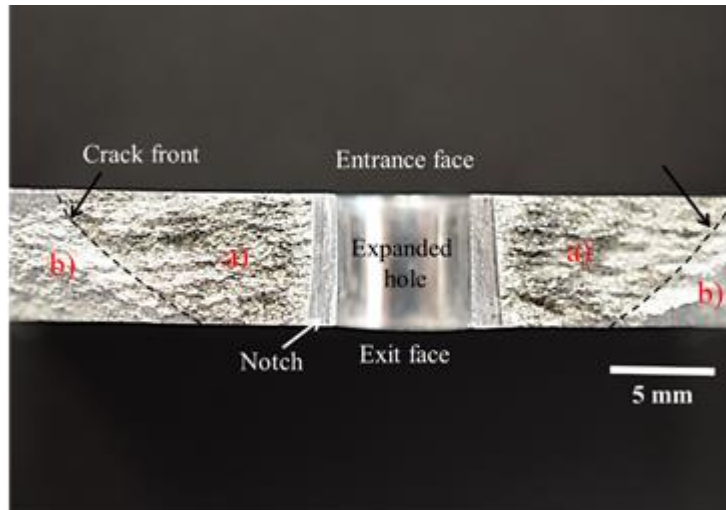


Figura 59. Superficie de fractura de probeta 1

En la Figura 60, Figura 61 y Figura 62 se muestran las superficies de fractura de las probetas 2, 3 y 4 respectivamente. En las tres probetas se puede observar las dos zonas mencionadas: zona de fractura por fatiga (a) y zona de fractura dúctil(b).

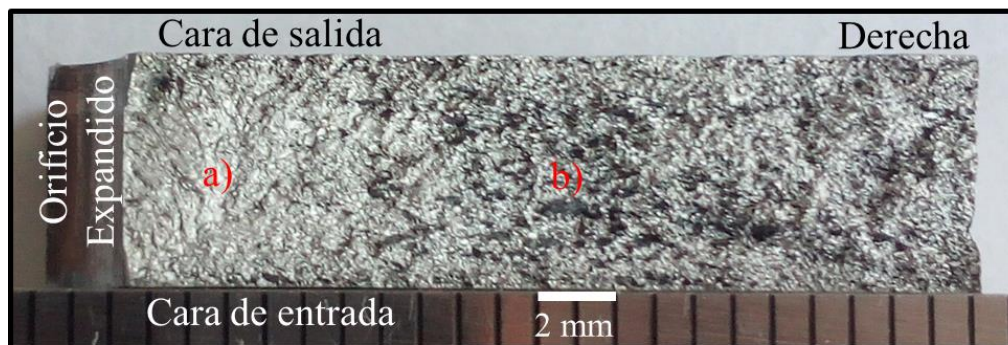


Figura 60. Superficie de fractura de probeta 2

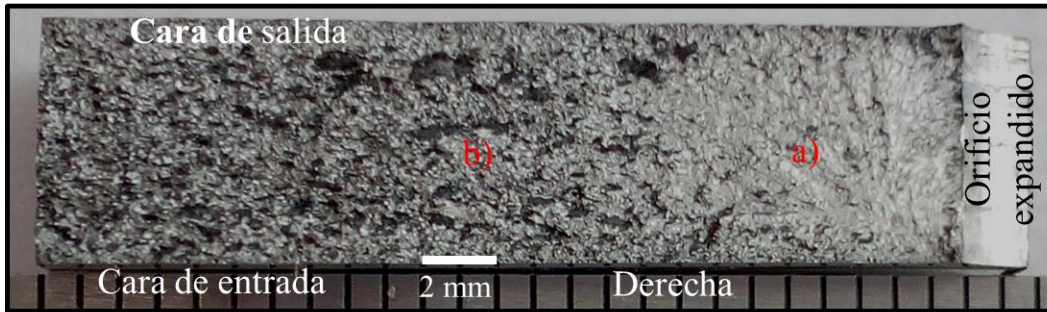


Figura 61. Superficie de fractura de probeta 3.

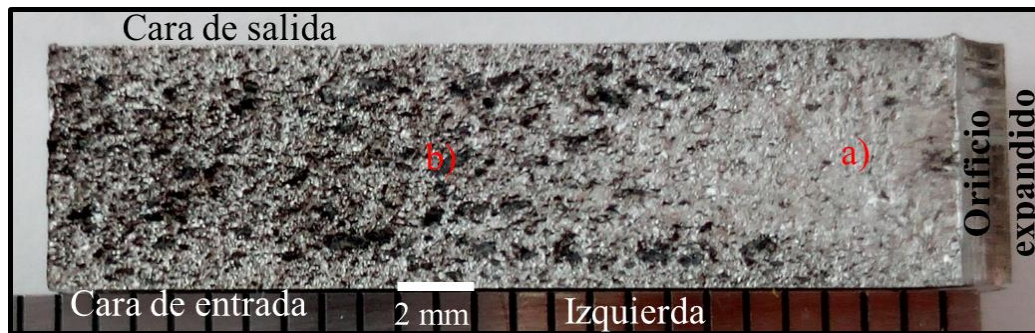


Figura 62. Superficie de fractura de probeta 4

La Figura 63 muestra la superficie de fractura de la probeta 5 que no cuenta con el campo de esfuerzos residuales. A diferencia de las probetas anteriores, la superficie de la probeta 5 solo se observa la zona de fractura dúctil.

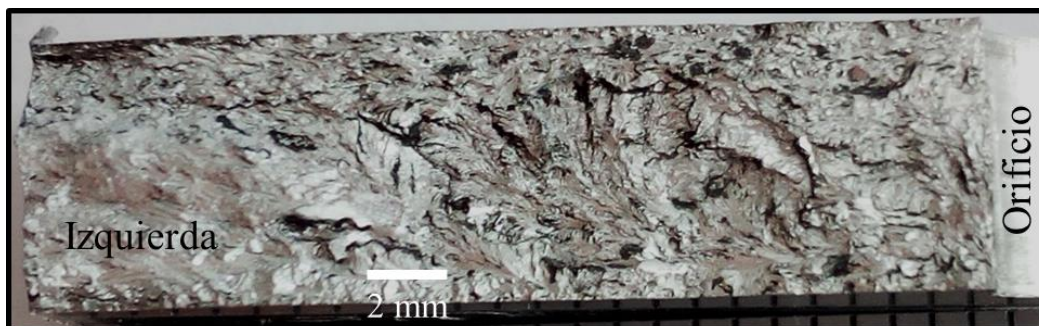
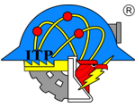


Figura 63. Superficie de fractura de probeta 5



5.5. Morfología del frente de grieta en campos de esfuerzos residuales

La Figura 64 muestra el frente de grieta de la probeta 2. En esta figura se observan las dos zonas descritas anteriormente (zona de fractura de fatiga y zona de fractura dúctil), zonas separadas por el frente de grieta. Este frente mostrado por la línea punteada roja, fue posicionada con base en las vistas macro y del MEB, debido a que en el análisis de imágenes del MEB no se observaron las marcas de las sobrecargas como en probetas posteriores.

La flecha que se muestra indica el inicio de grieta, que para las probetas con la expansión que se mencionan en el presente trabajo, siempre inician sobre la cara de entrada de la expansión.

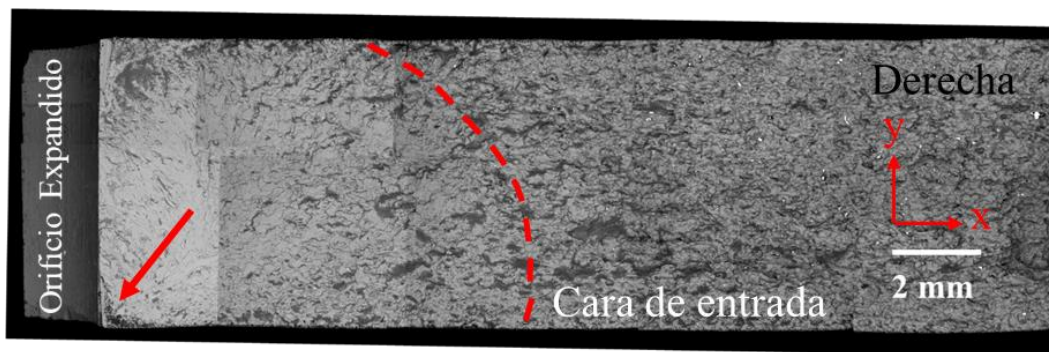
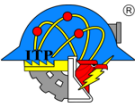


Figura 64. Frente de grieta de probeta 2

La morfología de propagación de grietas en campos de esfuerzos residuales presenta un frente curvo a través del espesor, lo cual se asocia con un efecto de retraso en la velocidad de crecimiento de la grieta sobre el borde de expansión (la superficie de la probeta con la que tiene contacto el expansor) y la cara de salida en donde los esfuerzos residuales son mas compresivos. De forma contraria la velocidad de crecimiento de la grieta parece que fue mayor en la zona de la cara de entrada.

La Figura 65 muestra distintos frentes de grieta, los cuales se lograron reconstruir con las imágenes obtenidas del MEB. Se muestra claramente que el campo de esfuerzos residuales



generado en la expansión genera el efecto de retardo sobre el orificio. Esto es que, tomando el sistema de referencia que se muestra, mientras en el eje “x” la grieta avanza 7 mm desde el borde del orificio, en el eje “y” avanza 5.7 mm. Estos datos proporcionan evidencia adicional de la forma curva en el frente de grieta como resultado de los esfuerzos residuales inducidos por la operación de la expansión del orificio. Este frente de grieta curvo es relevante, porque al modificarse la geometría de la grieta entonces el factor de concentración de esfuerzos K también se modifica y por ende la distribución de esfuerzos en el dominio local de la grieta.

En la Figura 66 se muestra el frente de grieta de la probeta 4. Al igual que la probeta anterior se logró la reconstrucción del primer frente de grieta y es evidente que el frente de grieta se presenta de forma curva (semicircular) iniciando en el borde de entrada del expansor. Sin embargo, para la segunda curva punteada (más alejada del inicio de la grieta) se trazó con referencia en las vistas macroscópica e imágenes del MEB ya que no se lograron observar las marcas de las sobrecargas.

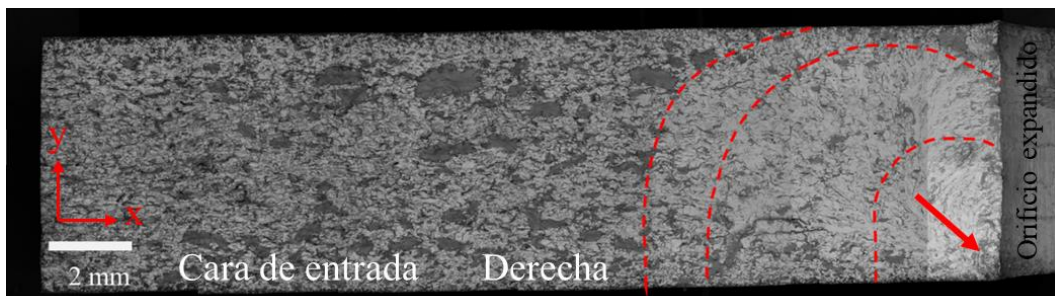


Figura 65. Frente de grieta probeta 3

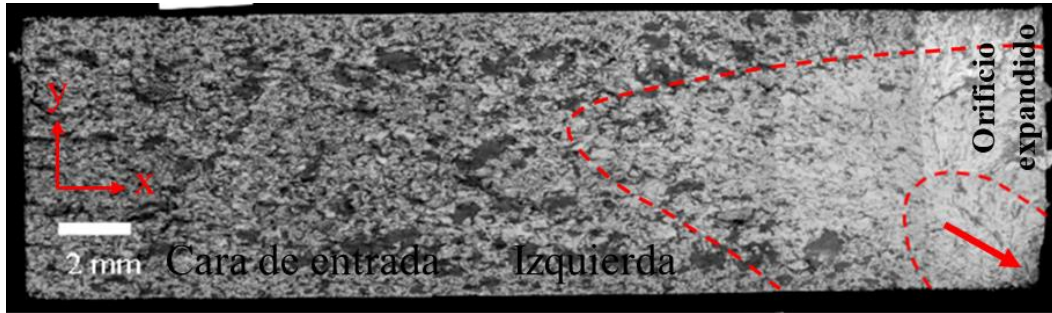


Figura 66. Frente de grieta probeta 4

5.6. Comparación de los resultados para componentes con y sin esfuerzos residuales (ER).

Al hacer la comparación entre una probeta con esfuerzos residuales (ER) y una sin esfuerzos residuales (ER) se observan las siguientes diferencias:

- La vida a la fatiga en las probetas con una expansión del 4 % analizadas en este trabajo aumentan por encima del doble en comparación con una probeta sin ER.
- La velocidad de crecimiento de grieta en función de la longitud de grieta para una probeta con ER se mantiene por debajo de $0.05 \mu\text{m}/\text{ciclo}$ para longitudes de más de

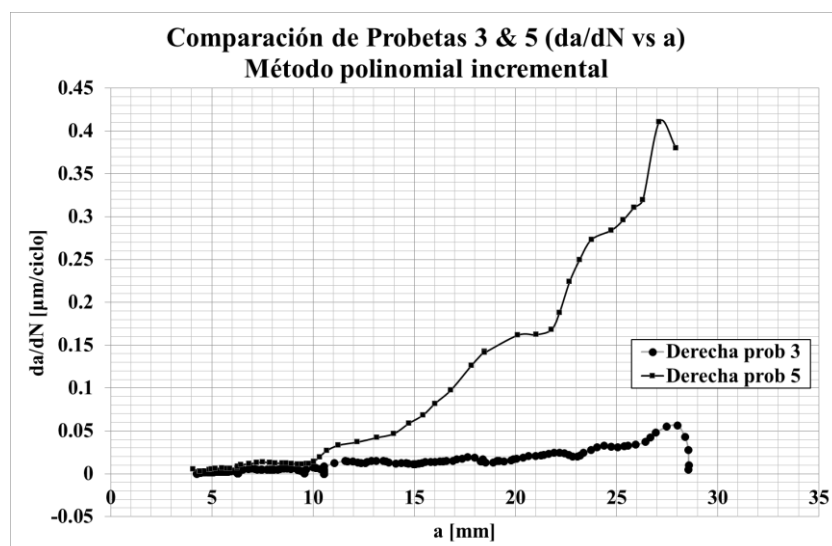
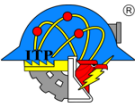


Figura 67. Velocidad de crecimiento de grieta en función de la longitud de la grieta $da/dN(a)$



20 mm; en cambio para probetas sin ER para longitudes de grieta mayores a 10 mm esta velocidad se incrementa de manera exponencial como se muestra en la Figura 67.

- En una probeta con ER se genera la grieta en el borde de entrada de la expansión del orificio mientras que en una probeta sin ER se generan múltiples grietas a lo largo de todo el espesor de la probeta (regularmente perpendicular a la carga aplicada con ER y sin ER). Lo anterior se muestra en la Figura 68.
- Macroscópicamente el avance de grieta en una probeta con ER se comporta de manera más estable pues el campo de esfuerzos residuales hace que la velocidad de

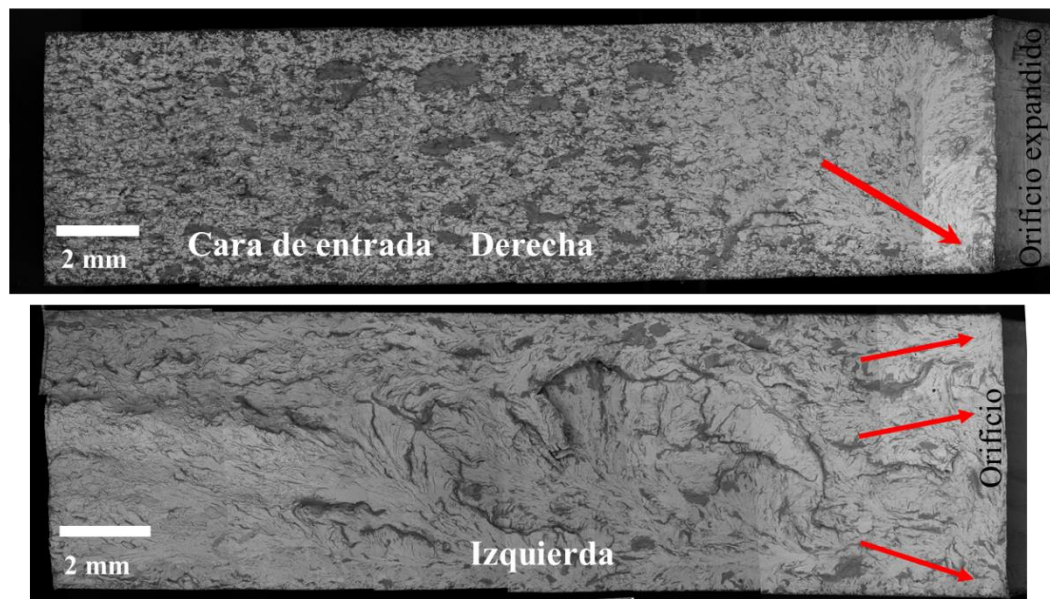


Figura 68. Comparación entre superficies de fractura. Arriba: probeta 3.
Abajo: probeta 5

propagación del frente de grieta en dicho campo avance lentamente y por lo tanto se genere una superficie más liza en comparación con una probeta sin esfuerzos residuales. Entiéndase estable como una superficie con crestas y valles ligeramente pronunciados (Figura 69).

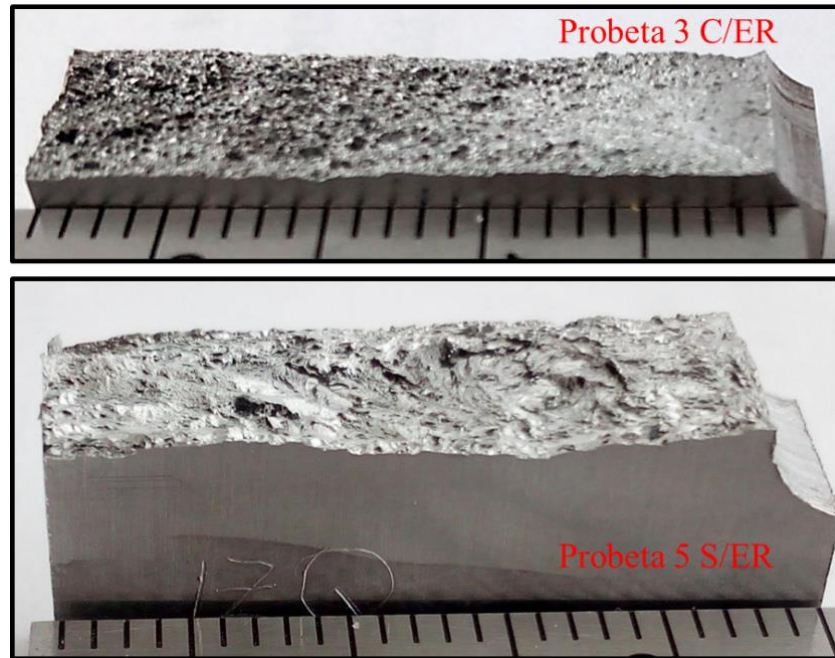


Figura 69. Comparación macroscópica entre probeta 3 y probeta 5

- El frente de grieta en una probeta con ER toma una forma curva que es creciente más rápidamente en la dirección x (a lo largo de la superficie de la probeta) que en la

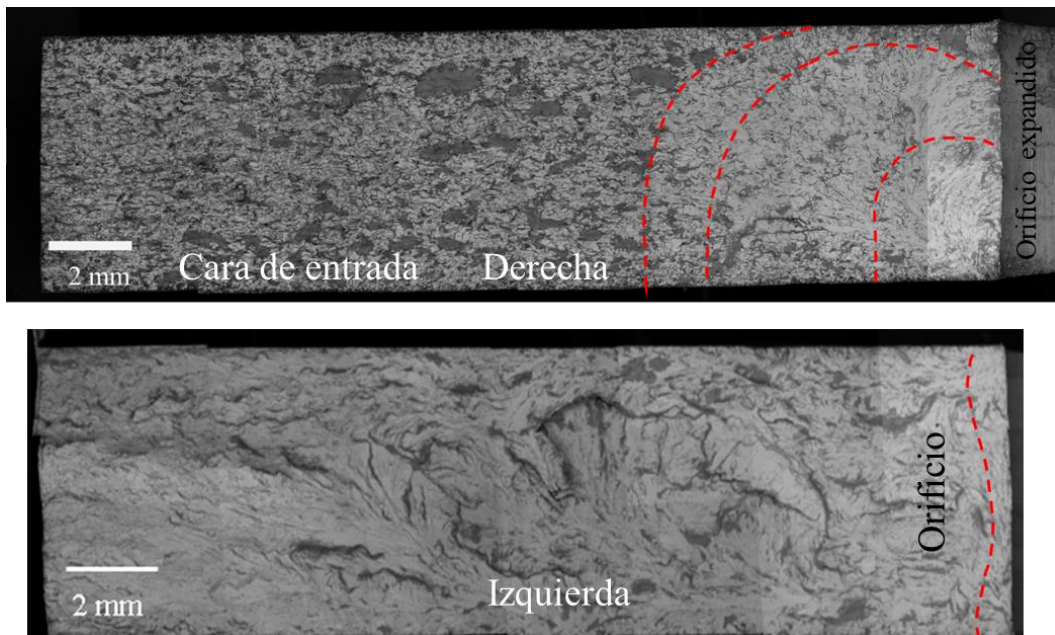
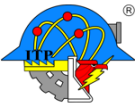
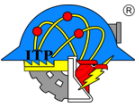


Figura 70. Comparación entre frentes de grieta. Arriba: probeta 3. Abajo: probeta 5.



dirección y (a través del espesor); lo anterior se cumple dentro de los primeros 9 mm de longitud de grieta. En cambio, en una probeta sin ER el avance del frente de grieta es casi simétrica a lo largo de todo el espesor.



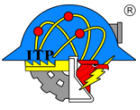
Conclusiones

La técnica de expansión del orificio barrenado en las probetas de aluminio 6061-T6 generó una condición inicial de esfuerzos residuales en el componente. Para la región cercana al borde del orificio la distribución de los esfuerzos residuales (ER) fue negativa (compresión), ya que se presentó un retraso en el proceso de nucleación y crecimiento de la grieta por fatiga en comparación con la probeta con el orificio simple sin la expansión. En el presente trabajo se observó que dicho campo de ER produjo un aumento de entre 1.5 y 3 veces la vida a la fatiga de las probetas, en relación con la probeta sin esfuerzos residuales

Al hacer la comparación entre una probeta con esfuerzos residuales con sobrecargas y una probeta con esfuerzos residuales sin sobre cargas (Figura 52) es claro el efecto de retardo que presenta la probeta 4 en comparación con la 6, pues además de que no cae a cero la velocidad en la probeta 6, el valor de la velocidad para la probeta 6 es ligeramente más elevado en comparación con la 4.

Los ensayos del crecimiento de la grieta que incluyeron la fase de sobrecargas permitieron identificar de forma local la morfología del crecimiento de la grieta por fatiga en un campo de esfuerzos residuales. El crecimiento inicial de la grieta por fatiga se presentó de forma preferencial en la dirección-x (ancho de la probeta) en relación con la dirección-y (espesor de la probeta). Lo cual provocó un frente de grieta curvo con morfologías tipo semicircular, semi-elíptica y en formas de “P”. Dicha morfología se observa primero sobre la cara de entrada del expansor durante los primeros 9 mm de longitud de la grieta.

Para componentes en servicio, sometidos durante su fabricación a una expansión como la reportada en este trabajo, pueden ser inspeccionados primeramente en el lado de entrada del

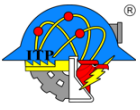


expansor, pues los resultados mostrados en este trabajo demuestran que la propagación de la grieta se dará en primera instancia en la cara de entrada del expansor.

Recomendaciones

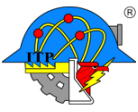
El control del método de expansión en frío tiene que tener controladas todas las variables para poder tener repetibilidad entre las probetas ensayadas; esto es, debe establecerse un método para realizar la expansión, ser más preciso el mecanismo de medición, etc. A pesar de que el aumento de vida a la fatiga varió entre 1.5 y 3 son aceptables estas pruebas pues en la literatura consultada también existen variaciones de entre 1.5 a 6.5.

La medición de propagación de grieta se realizó sobre la cara de entrada del expansor y fueron mediciones a macro escala, la unidad mínima observada fue de $10\mu\text{m}$.

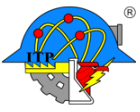


Bibliografía

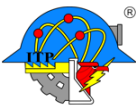
- [1] F. Yucan, G. Ende, S. Honghua y X. Jiuhua, «Cold expansion technology of connection holes in aircraft structures: A review and prospect,» *Chinese Journal of Aeronautics*, vol. 28, pp. 961-973, 2015.
- [2] N. Shamsaei y A. Fatemi, «Small fatigue crack growth under multiaxial stresses,» *International Journal of Fatigue*, vol. 58, pp. 126-135, 2013.
- [3] Z. SEMari, A. Aid, A. Benhamena y A. Amrouche, «Effect of residual stresses induced by cold expansion on the crack growth in 6082 aluminum alloy,» *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 98, pp. 159-168, 2013.
- [4] R. McClung, «A literature survey on the stability and significance of residual stresses during fatigue,» *Fatigue Fract Engng Mater Struct*, vol. 30, pp. 173-205, 2007.
- [5] W. Yan, X. Wang y H. Gao, «Effect of split sleeve cold expansion on cracking behaviors of titanium alloy TC4 holes,» *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 88, pp. 79-89, 2012.
- [6] P. Withers y H. Bhadeshia, «Residual stress Part 1 – Measurement techniques,» *Materials Science and Technology*, vol. 17, pp. 335-365, 2001.
- [7] W. Schütz, «A history of fatigue,» *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 54, n° 2, pp. 263-300, 1996.
- [8] J. Serrano Pérez, *Comportamiento a la fatiga en uniones de aluminio 6061-T6 con tratamiento térmico posterior a la soldadura*, Mexico, 2015.



-
- [9] J. L. Arana y J. J. González, *Mecánica de fractura*, Universidad del país Vasco: Argitalpen Zerbitzua.
- [10] P. F. Pinto de Matos, *The influence of residual stresses on the fatigue behaviour of 2024-T3 Al specimens*, Portugal, 2003.
- [11] O. Madrigal Serrano, *Análisis de Integridad de un Componente Estructural de Uso Aeronáutico*, México, 2008.
- [12] P. J. Withers, *Residual stress and its role in failure*, Manchester, 2007.
- [13] T. L. Anderson, *FRACTURE MECHANICS Fundamentals and Applications*, EU: Taylor & Francis Group, 2005.
- [14] P. De Matos y D. Nowell, «Analytical and numerical modelling of plasticity-induced crack closure in cold-expanded holes,» *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, p. 488–503, 2008.
- [15] J. Schijve, «The significance of fatigue crack initiation for predictions of the fatigue limit of specimens and structures,» *International Journal of Fatigue*, vol. 61, pp. 39-45, 2014.
- [16] J. M. Sandoval Pineda, *Análisis del efecto de predeformado en el comportamiento de vigas sometidas a cargas ciclicas*, México, 2008.
- [17] L. G. Bermudez Rodríguez, *Análisis de esfuerzos residuales y tenacidad a la fractura en aceros aplicados a resortes automotrices*, México, 2015.



-
- [18] C. Garcia, *Modeling of Residual Stress Fields and their Effects on Fatigue Crack Growth in Aluminum Alloys*, Ontario, Canada, 2012.
- [19] O. K. Reséndiz Yáñez, *Esfuerzos Residuales Generados por Expansión de un Orificio en Aluminio 6061-T6*, Ciudad de México, 2016.
- [20] J. A. Cabrera Escobar, *Resistencia al impacto sobre placas de aluminio soldadas en pruebas de caída libre*, México, D.F., 2014.
- [21] R. R. Ambriz Rojas, «Local mechanical properties of the 6061-T6 aluminium weld using micro-traction and instrumented indentation,» *European Journal of Mechanics - A/Solids*, vol. 30, pp. 307-315, 2011.
- [22] A. International, *Properties of wrought aluminum and aluminum alloys. In: Properties and selection: nonferrous alloys and special-purpose materials, vol. 2. ASM Handbook*, p. 62-122, 1990.
- [23] S. Pasta, «Fatigue crack propagation from a cold-worked hole,» *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 74, pp. 1525-1238, 2007.
- [24] ASTM, *Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates*, West Conshohocken, United States: ASTM Int., 2014.
- [25] J. Schijve, «The application of small overloads for fractography of small fatigue cracks initiated under constant-amplitude loading,» *International Journal of Fatigue*, vol. 70, pp. 63-72, 2015.
- [26] S. Suresh, *Fatigue of materials*, Cambridge: U.K. Cambridge University Press, 1998.



-
- [27] V. Lacarac, D. Smith y M. Pavier, «The effect of cold expansion on fatigue crack growth from open holes at room and high temperature,» *International Journal of Fatigue*, vol. 23, p. S161–S170, 2001.
- [28] Y. Liu, J. Liu y X.-J. Shao, «Study on the Residual Stress Fields, Surface Quality, and Fatigue Performance of Cold Expansion Hole,» *Materials and Manufacturing Processes*, vol. 26, pp. 294-303, 2011.
- [29] D. Stanley, T.-M. Tan, B. Anasori y J. Awerbuch, «Reconstruction of fatigue crack growth in AA2024-T3 and AA2198-T8 fastened lap joints,» *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, vol. 82, pp. 33-50, 2016.
- [30] P. Withers, M. Turski y L. Edwards, «Recent advances in residual stress measurement,» *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, vol. 85, pp. 118-127, 2008.
- [31] N. S. Rossini, M. Dassiti y K. Y. Benyounis, «Methods of measuring residual stresses in components,» *Materials and Design*, vol. 35, pp. 572-588, 2011.
- [32] L. Yongshou, S. Xiaojun, L. Jun y Y. Zhufeng, «finite element method and experimental investigation on the residual stress fields and fatigue performance of cold expansion hole,» *Materials and Design*, vol. 31, pp. 1208-1215, 2010.