TRABAJO ESPECIAL DE GRADO

ANÁLISIS DEL DAÑO ACUMULADO EN FATIGA EN UN ACERO SAE 4340 TEMPLADO Y REVENIDO

Presentado ante la ilustre Universidad Central de Venezuela por el bachiller **Carlos A. Gomes S.** para optar por el título de **Ingeniero Metalúrgico**

CARACAS, JUNIO 2004

DEDICATORIA

A mis padres por apoyarme siempre en todo lo que me propongo, por enseñarme a luchar por mis metas, nunca rendirme ante nada e inculcarme que hasta de las cosas malas siempre se aprende algo que me ayudará en mi formación como persona. Los quiero...

A mi hermano, para que le sirva de ejemplo y pueda concluir su carrera también de forma exitosa. Con paciencia y esmero se logran las cosas, tranquilo...

AGRADECIMIENTOS

Agradezco a esta grandiosa Universidad, a mi Universidad, a la Facultad de Ingeniería y a la Escuela de Metalúrgia y Ciencia de los Materiales como a todos los profesores de la escuela que me brindaron siempre su ayuda y su apoyo para mi formación como ingeniero, en especial al Prof. Leonardo Berrios, al Prof. Edwin Carrasqueño, al Prof. José Balbino y a la Prof. Ruth Bisbal.

Agradezco al Prof. Eli Saúl Puchi por el interés, la orientación y la contribución de forma directa para la realización de este trabajo.

Agradezco a mi novia, Carla, por siempre estar a mi lado y apoyarme incondicionalmente, sin ti muchas cosas hubieran sido más difíciles de realizar.

Agradezco al Prof. Crisanto Villalobos por aportar todos sus conocimientos y por ser más que un guía, un gran amigo.

Agradezco a Luis Perdomo, Jose G. LaBarbera, Luis M. Fernádez, Engels Ochoa, Victor Torres, Carlos Sanchez y Domingo Da Silva por la ayuda aportada para realizar este trabajo.

Agradezco al Laboratorio de Mecánica de la Universidad de Lille, Francia, y en especial al Prof. Gerard Mesmacque por el aporte a este trabajo.

VEREDICTO

Nosotros los abajo firmantes, Miembros del jurado por el Consejo de la Escuela de Ingeniería Metalúrgica y Ciencia de los Materiales, para examinar el **Trabajo Especial de Grado** titulado: **ANÁLISIS DEL DAÑO ACUMULADO POR FATIGA EN UN ACERA SAE 4340 TEMPLADO Y REVENIDO** presentado ante la ilustre **Universidad Central de Venezuela** por el bachiller **Carlos A. Gomes S., C.I.: 14889834**. Hemos leído este trabajo y participado en su discusión, encontrando que el mismo es suficiente en contenido, calidad y extensión para cumplir con todos los requerimientos establecidos para optar al título de Ingeniero Metalúrgico. En fe de lo cual se levanta la presente acta en Caracas a los 7 días del mes de Junio de el año 2004.

> Prof. Eli Saúl Puchi Tutor

Prof. José L. Balbino Jurado Prof. Freddy Fraudita Jurado

RESUMEN

CARLOS A. GOMES S.

ANÁLISIS DEL DAÑO ACUMULADO POR FATIGA EN UN ACERO SAE 4340 TEMPLADO Y REVENIDO

Tutor: Dr. Eli Saul Puchi

Tesis. Caracas. Universidad Central de Venezuela. Facultad de Ingeniería. Escuela de Metalúrgia y Ciencia de los Materiales. 2004, 83 Páginas.

Palabras clave: Acero 4340, Daño, Acumulación de Daño, Palmgren - Miner.

Este trabajo especial de grado se realiza con la intención de determinar la efectividad de la regla de Palmgren – Miner en la predicción de daño, para lo cual es necesario obtener datos experimentales mediante ensayos de fatiga en condiciones de flexión rotativa.

Para realizar este estudio fueron usadas 60 probetas de fatiga de acero SAE 4340 templado y revenido, maquinadas bajo la norma ASTM – E606. A todas las probetas se les mecanizó una entalla de 0.5 mm de diámetro utilizando el proceso de electroerosión. Se emplearon cuatro niveles de esfuerzo alternante (694, 654, 614 y 574 MPa), utilizando seis probetas para cada nivel, para un total de 24 probetas ensayadas, lo que permitió la construcción de la curva de Wöhler y se obtención de los parámetros de la ecuación de Basquin. A partir de estos resultados se diseñaron ensayos de dos y tres bloques, los cuales fueron realizados de manera creciente y decreciente utilizándose tres probetas para cada grupo de ensayo, los cuales arrojaron resultados muy cercanos a la linealidad que expresa la regla de Palmgren - Miner.

Seguidamente por medio de Microscopia Electrónica de Barrido se analizaron las superficies de fractura representativas para cada grupo de ensayo pudiendo identificar las

diferentes zonas de esta superficie además de realizar la medición del tamaño crítico de grieta para cada condición. Adicionalmente también se estudió de los planos perpendiculares a la superficie de fractura a fin de detectar la existencia de otras grietas paralelas al plano principal de fractura.

Como un estudio adicional, fue realizado en el Laboratorio de Mecánica de la Universidad de Lille, Francia, y bajo la supervisión del Prof. Gerard Mesmacque, fue realizado un análisis numérico a través de un Modelo de Elemento Finito con el uso del programa ANSYS, para establecer la distribución de esfuerzos y deformaciones en las probetas.

Según los resultados obtenidos, se consiguió un comportamiento satisfactorio de la regla de Palmgren – Miner para todos los grupos de ensayos, independientemente de los niveles de esfuerzo utilizados o si los ensayos fueron realizados de manera creciente o decreciente. Se evidenció que la entalla actúa como sitio preferencial para la nucleación de las grietas de fatiga. A través del estudio con el modelo de elemento finito se pudo determinar que existe plastificación en el entorno de la entalla

ÍNDICE GENERAL

ÍNDICE GENERAL	1
ÍNDICE DE TABLAS	9
ÍNDICE DE FIGURAS	10
INTRODUCCIÓN	11
CAPÍTULO I	12
1 Marco teórico 1.1 Generalidades del acero SAE 4340: 1.2 Antecedentes históricos de las teorías de daño	12 12 13
 1.2.1 Los tres primeros conceptos 1.2.2 Teoría de Marco – Starkey¹⁶ 1.2.3 Teorías de daño basadas en la reducción del límite de fatiga 1.2.4 - Primeras teorías para la cuantificación de los efectos de la interacción de cargas 	13 15 17 17
 1.2.5 Teorías del daño lineal en dos etapas 1.2.6 Teorías de daño basadas en el concepto de crecimiento de grieta 1.2.7 Método de la curva de daño (DCA) 	19 20 20
 1.2.8 Doble regla líneal de daño mejorada 1.2.9 Método de la curva de daño Doble 1.2.10 Teoría Híbrida 1.2.10.1 Versión controlada por esfuerzo 	22 22 24 25
 1.2.10.2 Versión controlada por deformación 1.2.10.3 Versión modificada para incluir los efectos de interacción de cargas 1.2.11.5 Método de Vasek – Polak⁴⁴ 1.2.12 Tagrieg méa regiontes has des en modificaciones e la suma de vida 	27 28 29
 1.2.12 Teorías más recientes basadas en modificaciones a la curva de vida 1.2.12.1 Enfoque del " punto de quiebre " de Subramanyan⁴⁵ 1.2.12.2 Método de Leipholz⁴⁶⁻⁴⁸ 1.2.13 Teorías de daño basadas en energía 	31 31 32 33
 1.2.13.1 Modelos propuestos por Elyín y colaboradores⁵⁴ 1.2.13.2 Teoría de Leis⁵⁸ 1.2.13.3 Modelo desarrollado por Niu y colaboradores^{60,61} 	33 36 37
1.3 REGLA DE DANO LINEAL DE PALMGREN – MINER <u>CAPÍTULO II</u>	40 43
2.1 PROCEDIMIENTO EXPERIMENTAL	43
2.1.1.1 Material 2.1.1.2 Maquinado	43 44
2.1.1.3 Realización de la entalla 2.1.1.4 Ensayo de Fatiga	44 45

2.1.1.5 Ensavos de dos y tres bloques	48
2.1.1.6 Estudio Fractográfico	49
2.2 DESCRIPCIÓN DE LOS EQUIPOS	52
2.2.1 Máquina de electroerosión	52
2.2.2 Máquina de fatiga	52
2.2.3 Cortadora de disco abrasivo	53
2.2.4 Microscopio Electrónico de Barrido	53
2.2.5 Analizador de imágenes	53
CAPÍTULO III	54
3 RESULTADOS Y ANÁLISIS	54

	• •
3.1 ENSAYOS DE FATIGA	54
3.1.1 Vida a la fatiga	55
3.1.2 Ecuación de Basquin	56
3.2 ENSAYOS DE DOS BLOQUES	56
3.3 ENSAYOS DE TRES BLOQUES	60
3.4 ESTUDIO FRACTOGRÁFICO	64
3.4.1 Evaluación a nivel macroscópico	64
3.4.2 Determinación de los tamaños de grieta críticos (a_c)	65
3.4.3 Evaluación de la zona en el entorno de la entalla	66
3.4.4 Observación por MEB en planos perpendiculares a la superficie de fractura	68
3.5 DETERMINACIÓN DE LAS DISTRIBUCIONES DE ESFUERZO Y DEFORMACIÓN EN LA BAS	E DE LA
ENTALLA A TRAVÉS DE UN ANÁLISIS POR ELEMENTO FINITO	69
3.5.1 Distribución de esfuerzos	72
3.5.2 Distribución de deformaciones	73
CAPITULO IV	76
CONCLUSIONES	
CONCLUSIONES	/0
CAPITULO V	77
RECOMENDACIONES	77
CAPÍTULO VI	78
	=0
DIDLIUGKAFIA	/ð

ÍNDICE DE TABLAS

CAPÍTULO I	6
Tabla 1-1. Composición química del acero SAE 4340 ¹	12
Tabla 1-2. Condiciones y propiedades del acero SAE 4340	13
CAPÍTULO II	37
Tabla 2. 1. Diseño de los ensayos de dos bloques	48
Tabla 2. 2. Diseño de los ensayos de tres bloques	49
CAPÍTULO III	48
Tabla 3. 1. Resultados de los ensayos de fatiga	54
Tabla 3. 2. Parámetros y Ecuación de Basquin	56
Tabla 3. 3. Ensayos de dos bloques, con el primer bloque hasta el 50 % de N _f	57
Tabla 3. 4. Ensayos de dos bloques, con el primer bloque hasta el 13 % de N_f	58
Tabla 3. 5. Resultados de los ensayos de tres bloques	61
Tabla 3. 6. Tamaños críticos de grieta	65

ÍNDICE DE FIGURAS

,	
	т
α αριτιία.	
CHILULO	

Figura 1. 1. Regla lineal de daño Figura 1. 2. Representación esquemática de daño vs. Relación de ciclos de acuerdo a la teoría Marco – Starkey ¹⁶ Figura 1. 3. Representación esquemática del comportamiento de la fatiga por el método de rotaci y por la regla Miner para las secuencias de cargas: a) L - H y b) H – L ²⁹ Figura 1. 4. Doble regla lineal de daño para ciclaje en dos niveles $(H – L)^{32}$ Figura 1. 5. Comparación de DDCA con DLDR y DCA ⁴¹ Figura 1. 6. Resultados en un acero inoxidable 316 usando DDCA comparado con LDR y DCA ⁴¹ Figura 1. 7. Características de la función híbrida de daño y comparación con la regla de Miner y teoría de Henry ⁶⁶ Figura 1. 8. Representación esquemática de la función de daño propuesta por Vasek y Polak ⁴⁴ Figura 1. 9. Representación esquemática de la modificación de la curva S-N según el método Leipholz ⁴⁷ Figura 1. 10. Diferentes curvas de histéresis para a) Deformación de materiales que cumpler modelo de Masing, b) Deformación de materiales que no cumplen dicho modelo ⁵⁵ Figura 1. 11. Línea de daño a través del límite de fatiga aparente definido por el pu (N _e *, ΔW_e^*) ⁵⁴	15 1 de 16 16 19 23 1 24 y la 26 30) de 32 n el 34 unto 36
CAPÍTULO II	37
 Figura 2. 1. Organigrama de trabajo Figura 2. 3. Esquema del proceso de electroerosión Figura 2. 4. Método utilizado para determinar el tamaño crítico de grieta Figura 2. 5. Semicírculo asociado con el APG y localización del a_c Figura 2. 6. Distribución de tensiones en el ensayo de fatiga en condiciones de flexión rotativa CAPÍTULO III 	43 45 50 51 52 48
 Figura 3. 1. Curva de vida a fatiga Figura 3. 2. Fracción de vida consumida vs Fracción de vida real para los ensayos de 2 bloques Figura 3. 3. Ciclos Esperados vs. Ciclos Reales para los ensayos de dos bloques Figura 3. 4. Fracción de Vida Consumida vs. Fracción de Vida Real para los ensayos de bloques Figura 3. 5. Ciclos Esperados vs. Ciclos Reales para los ensayos de tres bloques Figura 3. 6. Superficies de fractura. 20X. a) Ensayo de 574 MPa – 654 MPa. b) Ensayo 574 MPa – 654 MPa – 694 MPa. Figura 3. 7. Fotomicrografía de probeta ensayada a dos bloques. 100X Figura 3. 9. Fotomicrografía de probeta ensayada a tres bloques. 500X Figura 3. 10. Fotomicrografía de probeta ensayada a tres bloques. 500X Figura 3. 11. Corte longitudinal de las probetas Figura 3. 13. Mallado del modelo Figura 3. 14. Esfuerzos equivalentes de Von Mises Figura 3. 16. Deformaciones equivalentes de Von Mises 	55 59 60 tress 62 63 64 66 67 67 68 69 71 72 73 74

6

INTRODUCCIÓN

El " daño " a lo largo de la historia ha sido definido como la fracción de vida, también referido a un ciclo, usada para un evento o una serie de eventos. Cuando la suma de estas fracciones alcanza la unidad o el 100 %, se espera y se predice la falla. Después de que la grieta se ha iniciado, uno puede definir daño por el crecimiento de esa grieta. Entonces según esta definición, los ensayos de carga que producen cero crecimiento de grieta causan cero daño.

En adición a la fracción de vida y la longitud de grieta o conjunto de grietas, muchas otras medidas han sido usadas para cuantificar el daño por fatiga, incluyendo parámetros metalúrgicos, parámetros mecánicos y medidas físicas. Los parámetros metalúrgicos incluyen el tamaño y número de dislocaciones y el espaciamiento o intensidad de bandas de deslizamiento. Estas medidas presentan la naturaleza física del daño por fatiga explícitamente, pero su cuantificación usualmente envuelve técnicas de evaluación destructiva. Los parámetros mecánicos reflejan directamente daño a través de cambios en las respuestas mecánicas del material. Las medidas físicas indirectamente cuantifican el daño por fatiga y consiste principalmente en técnicas no destructivas como rayos X, emisión acústica, técnicas de ultrasonido, métodos de campo magnético, potencial de caída y otro conjunto de técnicas.

El daño por fatiga se incrementa cuando son aplicados ciclos de cargas de manera acumulativa, pudiendo llegar a la fractura. El análisis del daño acumulado por fatiga juega un papel importante en la predicción de vida de componentes y estructuras sujetas a soportar cargas. Desde la introducción del concepto de acumulación de daño por Palmgren hace 70 años, y la regla de daño lineal por Miner hace 50 años, el tratamiento del daño acumulado por fatiga ha recibido una mayor atención. El daño por fatiga representa un viejo problema que aún no ha sido resuelto y como consecuencia de esto, muchos modelos de daño han sido desarrollados.

CAPÍTULO I

1.- Marco teórico

1.1.- Generalidades del acero SAE 4340:

Los aceros de la serie 43XX son también conocidos como aceros al níquel – cromo – molibdeno, debido a que estos elementos son los aleantes principales. La composición química característica del acero 4340 se muestra en la tabla 1.1.

Tabla 1-1. Composición química del acero SAE 4340¹

Elemento	С	Mn	Si	Ni	Cr	Мо	S	Р
% en	0,38 -	0,60 -	0,15 -	1,65 –	0,70 -	0,20 -	0,040	0,035
Peso	0,43	0,80	0,35	2,00	0,90	0,30	máx.	máx.

En los aceros aleados se pueden encontrar cantidades pequeñas de ciertos elementos que no están especificados o que no son requeridos. Estos elementos se consideran impurezas y son aceptables en ciertas cantidades, como por ejemplo el aluminio (Al). También se encuentran otros elementos aleantes que se utilizan para mejorar algunas propiedades en particular. El cobre (Cu) es uno de estos elementos, el cual es aceptable en este acero hasta un 0,35%.

El acero 4340 es altamente resistente a la tracción y torsión. Tiene muy buena resistencia al desgaste y al impacto y por lo tanto es utilizado para fabricar componentes estructurales de alta resistencia mecánica. Estas propiedades dependerán directamente del tratamiento térmico aplicado, requerido de acuerdo a la utilidad de la pieza o componente y sus condiciones de servicio. Es utilizable a temperaturas de hasta de 500 °C sin perder su condición de entrega, a saber, templado y revenido, se utiliza para partes y repuestos

sometidos a muy altos esfuerzos dinámicos como cigüeñales, ejes de leva, árboles de transmisión, barras de torsión, ejes cardán, tuercas de alta tensión, piñones, ruedas dentadas, moldes para inyección de plásticos. Sus principales propiedades mecánicas se encuentran reflejadas en la tabla 1.2.

Temperatura de temple en aceite ²	800 – 830 °C
Temperatura de revenido ²	455 – 650 °C
Resistencia a la tracción ² (Rm) ³	980 – 1373 MPa
Esfuerzo de fluencia ² ($R_{0.2\%}$) ³	930 – 1225 MPa
Dureza ⁴	247 – 350 HB
Reducción de área ⁴	56 %
Modulo de Young ⁴	205 GPa

Tabla 1-2. Condiciones y propiedades del acero SAE 4340

El acero SAE 4340 es producido en barras usando un proceso de laminación en caliente, donde luego se le puede aplicar un tratamiento térmico de normalizado, recocido, o también temple y revenido. El tratamiento térmico aplicado, dependerá de las características o propiedades que requiera el material para su posterior utilización.

1.2.- Antecedentes históricos de las teorías de daño

La base fenomenológica de las teorías de daño desarrolladas antes de los años 70 fue originada al principio por tres conceptos y un intento de mejorar la regla de daño lineal (LDR).

1.2.1.- Los tres primeros conceptos

Fue Palmgren⁷ el primero en introducir el concepto de acumulación lineal de daño por fatiga en 1924. French⁸ fue el primero en realizar una investigación acerca del efecto que causa el sobre esfuerzo en el límite de fatiga en 1933. En 1937, Langer⁹ fue el primero en proponer la separación del proceso de daño por fatiga en dos etapas: de inicio de la grieta y de propagación de esta. La regla lineal fue propuesta para cada etapa. Estos tres primeros conceptos (acumulación lineal, cambio en el límite de fatiga y las dos etapas en el proceso de daño) dieron paso a los modelos fenomenológicos del daño acumulado por fatiga.

Miner¹⁰ fue el primero en representar el concepto de daño lineal de Palmgren⁷ en una forma matemática:

$$D = \sum ri = \sum \frac{ni}{Nfi} \qquad (1)$$

En la regla de daño lineal, LDR, la medida de daño es simplemente la relación de ciclos con suposiciones básicas, tales como el trabajo absorbido por ciclo constante y una cantidad característica de trabajo absorbido hasta la ocurrencia de la falla. La acumulación de energía, sin embargo, da como resultado una sumatoria lineal de relación de ciclos o daño. La falla se considera que ocurre cuando $\sum ri = 1$, donde *ri* es la relación de ciclos correspondiente al nivel de carga *i*:

$$ri = \left(\frac{n}{Nf}\right)i$$
 (2)

El daño vs. relación de daño (la curva de daño o la curva de D – r como usualmente es llamada) para esta regla es una simple línea recta diagonal, independientemente de los niveles de esfuerzo, ver figura 1. En un diagrama S – N, la curva de vida residual corresponde a una fracción de vida que esencialmente es una línea paralela a la curva original S – N a falla. Las principales deficiencias de LDR son la independencia de carga – nivel, la independencia de carga – secuencia y la falta de contabilidad de la carga – secuencia. En 1949, Machain¹¹ propuso, con bases metalúrgicas, la teoría del daño

acumulado, la cual es otra forma de LDR. En 1950, Coffin y colaboradores^{12, 13} expresaron la LDR en términos del intervalo de deformación plástica. En estudios posteriores, Topper y Biggs¹⁴ usaron la LDR basados en la deformación, para compararlos con sus resultados experimentales. Un resumen sobre las aplicaciones de LDR para estudios de fatiga a deformación controlada fue hecho por Miller¹⁵ en 1970. Sin embargo, debido a las deficiencias inherentes del LDR, sin importar que versión se use, la predicción de vida basada en esta regla es siempre insatisfactoria. La evidencia experimental bajo condiciones de ciclos de esfuerzos de inversión completa, casi siempre indica que $\sum ri >1$ para secuencias de esfuerzos bajos a altos (L – H) y $\sum ri < 1$ para secuencias de esfuerzos altos a bajos (H – L).



Figura 1. 1. Regla lineal de daño

1.2.2.- Teoría de Marco – Starkey¹⁶

Para remediar las deficiencias asociadas al LDR, Richard y Newmark¹⁷ introdujeron el concepto de curva de daño (o diagrama D - r) en 1948 y propusieron de manera empírica, que era necesario que esta curva debería ser diferente, a diferentes niveles de

esfuerzo. Sobre este concepto y los resultados de experimentos con secuencias de cargas, Marco y Starkey¹⁶, en 1954, plantearon la primera teoría de daño no lineal dependiente de la carga, representado por la relación de potencia:

$$D = \sum r i^{xi} \quad (3)$$

donde *xi* es la variable relacionada con el nivel de carga *i*. La relación D – r está representada en la figura 1.2. En esta figura, la línea recta diagonal que representa la regla de Miner, es un caso especial de la ecuación anterior con xi = 1. Como se ilustra en esta figura, el cálculo de vida basado en la teoría de Marco – Starkey¹⁶ da como resultado que $\sum ri >1$ para secuencias de cargas *bajas* (L) – *cargas altas* (H) y $\sum ri < 1$ para secuencias de carga H – L.



Figura 1. 2. Representación esquemática de daño vs. Relación de ciclos de acuerdo a la teoría de Marco – Starkey¹⁶

1.2.3.- Teorías de daño basadas en la reducción del límite de fatiga

Por otra parte, el concepto de cambio en el límite de fatiga, debido a un sobre esfuerzo, ejerció una importante influencia en las investigaciones subsecuentes de daño acumulado por fatiga. Kommers¹⁸ y Bennett¹⁹, quienes, por separado, investigaron el efecto de un sobre esfuerzo en fatiga, en las propiedades de resistencia, usando el método de dos niveles de esfuerzo. Sus resultados experimentales sugirieron que la reducción en la intensidad de la resistencia, podría ser usada como una medida de daño, pero ellos no relacionaron ese parámetro de daño con la fracción de vida. Este tipo de relación fue deducido por primera vez por Henry²⁰ en 1.955 y después por Gatts^{21,22} y Bluhm²³. Todos estos modelos de daño basados en la reducción del límite de fatiga son no lineales y son capaces de describir los efectos de las secuencias de carga. Algunos de estos modelos pueden también ser usados para predecir el límite instantáneo de fatiga de un material, si la historia de servicio es conocida. Ninguno de estos modelos, sin embargo, toma en cuenta los efectos de las interacciones entre cargas.

1.2.4.- Primeras teorías para la cuantificación de los efectos de la interacción de cargas

Estas teorías incluyen el modelo de Corten – $Dolon^{24}$ y la suposición de Freudenthal – Heller^{25,26}. Ambas teorías están basadas en la modificación del diagrama S – N, la cual es una simple rotación en el sentido de las agujas del reloj de la línea original S – N alrededor de un punto de referencia de la línea. En el modelo de Corten – $Dolon^{24}$, el punto correspondiente al más alto nivel en la historia de servicio es seleccionado como punto de referencia, mientras que en la suposición de Freudenthal – Heller^{25,26}, esta referencia es escogida en el nivel de esfuerzo correspondiente a la vida a fatiga situada entre $10^3 - 10^4$ ciclos. Luego Spitzer y Corten²⁷ intentaron mejorar la suposición de Corten – Dolon²⁴. Ellos sugirieron obtener la inclinación de la línea modificada S – N a partir del promedio de los resultados de varias repeticiones de pruebas de dos pasos. Sobre la base de esta rotación de la pendiente de la curva S - N y del concepto de convergencia, Manson^{28,29} también desarrolló un análisis empleando resultados obtenidos en un acero SAE 4130, a partir del cual sugirió que el punto correspondiente a la vida a fatiga entre $10^2 - 10^3$ ciclos en la línea original S – N podía ser seleccionado como punto de convergencia. Su aproximación suministró también un método para predecir la reducción del límite de fatiga debido al daño acumulado y por lo tanto, es capaz de describir no solo los efectos de interacción de carga sino también el daño acumulado en condiciones de fatiga de bajo ciclaje. En la figura 1.3 se muestra la representación esquemática para dos niveles de esfuerzo como H – L y L – H. En esta figura la regla de Miner es representada por una línea sólida la cual es paralela a la curva original S – N. Se puede observar que LDR y la aproximación de la rotación de cargas.



(b) H-L load sequence

Figura 1. 3. Representación esquemática del comportamiento de la fatiga por el método de rotación y por la regla Miner para las secuencias de cargas: a) L - H y b) H – L²⁹

1.2.5.- Teorías del daño lineal en dos etapas

La aproximación del daño lineal en dos etapas mejora los defectos de la LDR, mientras conserva la simplicidad de su forma. Siguiendo el concepto de Langer⁹, Grover³⁰ consideró la relación de ciclos en dos etapas separadas en el proceso de daño por fatiga, con amplitud de esfuerzo constante, de la siguiente manera:

- * Daño debido al inicio de la grieta, $N_1 = \alpha N_f$
- * Daño debido a la propagación de la grieta, $N_{11} = (1 \alpha)N_f$

donde α es el factor de fracción de vida en el estado inicial.

En cualquiera de las dos etapas se aplica la LDR. Manson³¹ revirtió el trabajo de Grover³⁰ y propuso la doble regla lineal de daño (DLDR) en 1966. En la versión original de DLDR, las dos etapas fueron separadas por las siguientes ecuaciones:

$$N_{I} = N_{f} - PN_{f}^{0,6}$$
 (4)
 $N_{II} = PN_{f}^{0,6}$ (5)

donde *P* es el coeficiente de la segunda etapa de la vida a fatiga. Una representación gráfica de la DLDR aplicada a dos niveles de esfuerzo (H - L), se muestra en la figura 1.4.



Figura 1. 4. Doble regla lineal de daño para ciclaje en dos niveles (H – L)³²

1.2.6.- Teorías de daño basadas en el concepto de crecimiento de grieta

Otra aproximación en el análisis de daño acumulado por fatiga es el concepto de crecimiento de grieta. Shanley³³ en 1952, introdujo la teoría de daño con la definición de longitud de grieta como una medida de daño, sugiriendo que la velocidad de crecimiento de la grieta variaba según el nivel de esfuerzo aplicado de forma lineal o exponencial. Valluri^{34,35} presentó en 1961 el modelo de daño debido al crecimiento de la grieta en forma diferencial. El desarrollo cuantitativo de la teoría fue basado en conceptos derivados de la teoría de dislocaciones y de la teoría de la mecánica de fractura macroscópica elastoplástica. La ecuación formulada es similar a la que expresa la mecánica de fractura lineal elástica (LEFM):

$$\frac{da}{dN} = Cf(\sigma)a \quad (6)$$

donde *a* es la longitud de grieta, *C* es una constante y $f(\sigma)$ es una función que depende del material y de la configuración de carga. Otra teoría de daño que usa el concepto de crecimiento de grieta fue formulada por Scharton y Crandall³⁶ en 1966. Esta expresión viene dada por:

$$\frac{da}{dN} = a^m f(\sigma_{ii}) \quad (7)$$

donde *m* es una constante del material.

1.2.7.- Método de la curva de daño (DCA)

Este método fue desarrollado para mejorar la teoría de la DLDR a través de una base física confiable. Está reconocido que con una mayor manifestación de daño la grieta crece, lo cual involucra muchos procesos complicados como la interacción de dislocaciones, formación de subestructuras, formación múltiple de microgrietas y el crecimiento independiente de estas hasta que se unen y forman una grieta dominante. Basados en argumentos de carácter fenomenológico, Manson y Halford³⁷ formularon empíricamente el modelo de crecimiento efectivo de grieta que toma en cuenta dichos procesos. Este modelo se representa por medio de la siguiente ecuación:

$$a = a_0 + (a_f - a_0)r^q$$
 (8)

donde a_0 , $a \ y \ a_f$ son la longitud de grieta inicial (r = 0), instantánea y final (r = 1), respectivamente, y q es un función de N en la forma:

$$q = BN^{\beta} \quad (9)$$

donde $B \ y \ \beta$ son dos constantes del material. El daño es entonces definido como una relación entre la longitud instantánea y la longitud de grieta final:

$$D = \frac{a}{a_f} \quad (10)$$

En el mejor de los casos, $a_0 = 0$, con lo cual la función de daño DCA resulta:

$$D = r^q \quad (11)$$

Obviamente, esta forma es similar a la teoría de Marco – Starkey¹⁶. A través de una serie de pruebas de dos pasos, la constante β puede ser determinada a partir de la pendiente de una línea de regresión de los datos experimentales, es decir:

$$Log\left[\frac{Log(1-r_2)}{Log(r_1)}\right]$$
 vs. $Log\left(\frac{N_1}{N_2}\right)$ (12)

Por otra parte, si es seleccionado un nivel de referencia N_r , la otra constante *B* puede ser expresada como $N_r^{-\beta}$ y el exponente *q* de la ecuación (11) puede ser determinado a partir de la expresión:

$$q = \left(\frac{N}{N_r}\right)^{\beta} (13)$$

1.2.8.- Doble regla lineal de daño mejorada

La forma original de la DLDR puede ser refinada por una linearización de la curva de daño, definida por el modelo DCA. En esta versión de DLDR, el punto de empalme, en la grafica daño vs. relación de ciclos (D - r), el cual divide el proceso de daño en dos etapas, pueden ser determinado por medio de la siguiente ecuación:

$$D_{knee} = A \left(\frac{N_r}{N}\right)^{\alpha} \quad (14)$$
$$r_{knee} = 1 - \left(1 - A\right) \left(\frac{N_r}{N}\right)^{\alpha} \quad (15)$$

donde A y α son dos constantes determinadas a través de un análisis a los datos experimentales. Los valores empíricos que fueron determinados para estas dos constantes fueron A = 0,35 y $\alpha = 0,25$, empleando datos obtenidos en aceros de alta resistencia. La fórmula propuesta para encontrar los puntos de empalme en la grafica, se basó en la regla de daño de dos pasos.

1.2.9.- Método de la curva de daño Doble

Este método fue desarrollado para añadir términos lineales a la ecuación de DCA mediante un rearreglo matemático, lo cual resulta en la siguiente expresión:

$$D = \left[(pr)^{k} + (1 - p^{k})r^{kq} \right]^{\frac{1}{k}} \quad (16)$$

donde k es un exponente que provee un mejor ajuste a la línea de doble daño lineal y p es una medida constante de la inclinación de la primera línea de acumulación de daño en DLDR:

$$p = \frac{D_{knee}}{r_{knee}} = \frac{A\left(\frac{N_r}{N}\right)^{\alpha}}{1 - \left(1 - A\right)\left(\frac{N_r}{N}\right)^{\alpha}} \quad (17)$$

Como se puede observar en la figura 1.5, el método de la curva de daño doble (DDCA) representa la curva de daño continuo que está conformada por la primera porción de la línea DLDR en el régimen Fase I, pero se mezcla con la curva DCA que también está muy cercana a la línea DLDR en la Fase II. Para evaluar la efectividad del desarrollo de DDCA, Manson, Halford y colaboradores³⁸⁻⁴⁰ realizaron experimentos de daño acumulado en un acero inoxidables 316, los cuales arrojaron muy buenos resultados, que son reflejados en la figura 1.6, la cual muestra una mayor reproducibilidad de datos de DDCA sobre LDR y DCA para el acero inoxidable 316, para ensayos H – L.



Figura 1. 5. Comparación de DDCA con DLDR y DCA⁴¹



Figura 1. 6. Resultados en un acero inoxidable 316 usando DDCA y comparado con LDR y DCA⁴¹

Todos estos métodos dependen del nivel de carga, pero no toman en consideración los efectos de interacción de cargas y el daño producido a pequeñas amplitudes de ciclaje.

1.2.10.- Teoría Híbrida

Bui – Quoc y colaboradores^{42,43} en 1971 presentaron su trabajo de daño acumulado por fatiga bajo condiciones controladas tanto por esfuerzo como por deformación . La teoría de fatiga controlada por esfuerzo se desarrolló por primera vez a partir de la hibridación de cuatro modelos anteriores propuestos por Henry²⁰, Gatts²¹, Shanley³³ y Valluri³⁴. Luego se adaptó a condiciones de fatiga controlada por deformación. Ambas teorías fueron entonces combinadas en una teoría unificada. A partir del efecto de interacción que se observa durante la aplicación de cargas cíclicas que involucran niveles de esfuerzo diferentes, Bui – Quoc y colaboradores^{42,43} modificaron sus modelos de daño a fin de tomar en consideración este efecto de secuencia de aplicación de cargas. Estos modelos de daño han sido extendidos para tratar problemas relativos a fatiga de altas temperaturas, " creep " y " creep – fatiga ". Dichos modelos fueron modificados aún más para tomar en consideración no sólo el efecto del esfuerzo o deformación media, sino también el efecto de la temperatura y tasa de deformación en la acumulación de daño por fatiga.

1.2.10.1.- Versión controlada por esfuerzo

La principal hipótesis en el desarrollo de esta teoría de daño es que las grietas que crecen en el material sujeto a cargas cíclicas, conllevan a una reducción continua de la resistencia a la fatiga y del límite de fatiga. Por conveniencia todos los parámetros en este modelo fueron expresados en la forma de relaciones adimensionales mediante su normalización haciendo uso del límite de fatiga original (σ_{eo}). Estos parámetros incluyen la relación del límite de fatiga instantáneo:

$$\gamma_e = \frac{\sigma_e}{\sigma_{eo}} \quad (18)$$

la relación de esfuerzo aplicado:

$$\gamma = \frac{\sigma}{\sigma_{eo}} \quad (19)$$

y la relación del límite de fatiga critico:

$$\gamma_{ec} = \frac{\sigma_{ec}}{\sigma_{eo}} \quad (20)$$

que corresponde a la falla. Adicionalmente, se derivó una ecuación diferencial para la tasa de evolución del esfuerzo, mediante la combinación de tres teorías fundamentales de daño:

- * La regla o función potencial de Shanley³³ para la tasa de crecimiento de la grieta en términos del esfuerzo cíclico máximo.
- * La relación de Valluri³⁴ entre el crecimiento de grieta y el intervalo de esfuerzos cíclicos.
- * La función de daño de Gatts²¹ descrita por el cuadrado de la diferencia entre el esfuerzo y el valor instantáneo del límite de fatiga.

La integración de esta ecuación diferencial con algunas manipulaciones matemáticas resulta en la función de daño para la condición controlada por esfuerzo:

$$D = \frac{1 - \gamma_e}{1 - \gamma_{ec}} = \frac{r}{r + (1 - r) \frac{\gamma - \left(\frac{\gamma}{\gamma_u}\right)^m}{\gamma - 1}} \quad (21)$$
$$\gamma_u = \frac{\sigma_u}{\sigma_{eo}} \quad (22)$$

donde *m* es una constante del material. Las características de esta ecuación se muestran en la figura 1.7 y su comparación con la teoría de Henry²⁰ y LDR. Para valores elevados de γ , se observa que la diferencia entre los dos modelos es apreciable.



Figura 1. 7. Características de la función híbrida de daño y comparación con la regla de Miner y la teoría de Henry⁶⁶

1.2.10.2.- Versión controlada por deformación

La conversión de la teoría controlada por esfuerzo a la versión controlada por deformación fue llevada a cabo simplemente mediante el reemplazo de los parámetros de esfuerzos γ_x en la ecuación (21), por los parámetros correspondientes a la deformación, λ_x , que están definidos como:

$$\lambda_x = 1 + Ln\left(\frac{\epsilon_x}{\epsilon_{eo}}\right) \quad (23)$$

El símbolo *x* tiene diferentes significados. La versión controlada por deformación de la teoría hibrida puede ser expresada matemáticamente como:

$$D = \frac{Ln\left(\frac{\epsilon_{e}}{\epsilon_{eo}}\right)}{Ln\left(\frac{\epsilon_{ec}}{\epsilon_{eo}}\right)} = \frac{r}{r+(1-r)\frac{\lambda-\left(\frac{\lambda}{\lambda_{f}}\right)^{m}}{\lambda-1}} \quad (24)$$
$$\lambda = 1 + Ln\left(\frac{\epsilon}{\epsilon_{eo}}\right) \quad (25)$$
$$\lambda_{f} = 1 + Ln\left(\frac{\epsilon_{f}}{\epsilon_{eo}}\right) \quad (26)$$

en donde \in_{e} , \in_{eo} y \in_{ec} son los valores instantáneo, inicial y crítico de la deformación cíclica límite, respectivamente, \in es la deformación cíclica máxima aplicada y \in_{f} representa la ductilidad a la fractura o la deformación real a la fractura. El gráfico D - r correspondiente a esta última ecuación es similar al que se describió en la figura 1.7. Tanto la ecuación (25) como la ecuación (26) proveen una evaluación del daño que depende del nivel de carga aplicada, de tipo no lineal. Asimismo, explican la reducción en la deformación cíclica límite que resulta de la deformación cíclica previa. Dichos modelos mejoran la predicción de la vida en fatiga, en comparación con la LDR, pero aún se encuentran desviaciones entre los resultados experimentales debido principalmente a los efectos de interacción, los cuales no son tomados en cuenta en este modelo.

1.2.10.3.- Versión modificada para incluir los efectos de interacción de cargas

Para tomar en consideración estos efectos, Bui – Quoc^{42,43} desarrollaron dos enfoques que mejoran el modelo. Uno es el método de carga ficticia y la otra es el método de modificación de la relación de ciclos. El método de carga ficticia fue desarrollado para ciclaje en dos niveles de carga. En este método no hay modificación en el parámetro de carga para el primer nivel, λ_1 . Sin embargo, para el segundo nivel de carga, el parámetro de carga, λ_2 , es reemplazado por una deformación imaginaria, λ'_2 , que es llamada carga ficticia. Para determinar este valor ficticio, λ'_2 , se propuso un parámetro *Y* empleado en análisis de regresión:

$$Y = 1 + B_1 \left(\frac{|\Delta\lambda|}{\Delta\lambda^*}\right)^{B_2} r_1^{B_3} \quad (27)$$

donde B_1 , B_2 y B_3 son constantes determinadas experimentalmente, $\Delta \lambda$ es la diferencia entre niveles de esfuerzo:

$$\Delta \lambda = \lambda_2 - \lambda_1 \quad (28)$$

Y y $\Delta \lambda^*$ son parámetros relacionados con la secuencia, definidos de la siguiente manera para el nivel creciente L – H:

$$Y = \lambda_f^* - \lambda_2$$

$$Y = \lambda_f^* - \lambda_2$$

$$Y = \lambda_f^* - \lambda_1$$
 (29)

donde $\Delta \lambda_f^* = \Delta \lambda_f^{8/7}$; mientras que para la secuencia H – L se tiene que:

$$Y = \frac{\lambda_2 - 1}{\lambda_2 - 1} \quad y \quad \Delta \lambda^* = \lambda_1 - 1 \quad (30)$$

En el método de la modificación de la relación de ciclos, la función de daño en las ecuaciones (22) y (24) es modificada para introducir un exponente, v, en la relación de ciclos, r^{v} . Por lo tanto, v, es llamado un parámetro de interacción de carga. Para el ciclaje de dos niveles, v está relacionado con otro parámetro, α , por medio de la ecuación empírica:

$$v = \left[1 - \left(\frac{|\Delta\lambda|}{\lambda_f - 1}\right)^{\alpha}\right]^{\Delta\lambda/|\Delta\lambda|} \quad (31)$$

donde $\Delta \lambda = \lambda_2 - \lambda_1$. El valor de la constante del material α está entre 0 – 1. La misma puede ser determinada experimentalmente con pruebas de fatiga de dos niveles, o puede ser estimada empíricamente como $\alpha = 0.5$, como una aproximación razonable.

1.2.11.5.- Método de Vasek – Polak⁴⁴

Basados en sus observaciones e interpretaciones experimentales, Vasek y Polak⁴⁴ identificaron dos regímenes de daño. En el régimen de inicio de la grieta, se propuso que la velocidad de crecimiento de esta es constante y se podría describir a través de la expresión:

$$\frac{da}{dN} = v_i \quad \text{para} \quad a_0 \le a \le a_c \quad (32)$$

1

mientras que en el régimen de propagación, la dependencia de da / dN, de la longitud de la grieta vendría dada por la relación lineal de la forma:

$$\frac{da}{dN} = v_i + k(a - a_c) \text{ para } a_c \le a \le a_f \quad (33)$$

donde v_i es la velocidad de crecimiento, independiente de los ciclos aplicados, k un coeficiente y a_o , a_c y a_f son las longitudes inicial, crítica y final de grieta, respectivamente. La longitud crítica de la grieta, a_c , define la transición desde la fase de inicio a la fase de propagación. Además, las magnitudes de v_i , k y a_c son dependientes del nivel de carga. En sus experimentos, Vasek y Polak⁴⁴ encontraron que los valores de estas tres cantidades incrementan con el aumento del nivel de carga y que a_c se alcanza aproximadamente a un numero de ciclos cercano a la vida media ($r = n / N_f = 1 / 2$) bajo una amplitud constante en el ciclaje. Subsecuentemente, con la integración de las ecuaciones (32) y (33), las funciones de evolución de daño pueden ser expresadas explícitamente como:

$$D = 2D_c r$$
 para el inicio: $D \le r \le 1/2$ (34)

у

$$D = D_c + \frac{D_c}{m} \left[e^{m(2r-1)} - 1 \right] \text{ para la propagación: } 1/2 \le r \le 1 \quad (35)$$

donde $D_c = a_c / a_f$ y $m = kN_f / 2$. Esto es esencialmente un modelo lineal – exponencial, el cual se presenta de manera esquemática en la figura 1.8.



Figura 1. 8. Representación esquemática de la función de daño propuesta por Vasek y Polak⁴⁴

1.2.12.- Teorias más recientes basadas en modificaciones a la curva de vida

Los metodos de modificación de la curva de vida introducidas antes de 1970 poseen características atractivas, tales como simplicidad relativa en su forma y efectividad en su implementación. Desde 1970 se desarrollaron otras varias reglas de daño basadas en modificaciones de la curva de vida. Estos modelos son dependientes del nivel de carga y pueden explicar los efectos de secuencia de carga.

1.2.12.1.- Enfoque del "punto de quiebre" de Subramanyan⁴⁵

Este enfoque fue introducido por Subramanyan⁴⁵ basado en observaciones de resultados experimentales. En su estudio, se introdujeron una serie de líneas de isodaño para las cuales se postuló su convergencia en el " punto de quiebre " donde se interceptan las curvas de vida y límite de fatiga. Se define entonces el daño como la razón de la pendiente de una curva de isodaño y la de la curva de vida (S - N) original. Esto implica la suposición que el límite de fatiga del material permanece constante en todas las etapas del proceso de daño. La expresión matemática para cualquier línea de isodaño se puede obtener fácilmente a partir de este postulado, siempre y cuando la curva original S – N sea lineal tenga un punto de quiebre. Para secuencias de carga con *i* niveles ($i \ge 1$), la forma matemática para la relación de ciclos residual en el i-ésimo nivel viene dada por:

$$r_{i} = 1 - \left\{ r_{i-1} + \left[r_{i-2} + \dots + \left(r_{2} + r_{1}^{\alpha_{1}} \right)^{\alpha_{2}} \dots \right]^{\alpha_{i-2}} \right\}^{\alpha_{i-1}} (36)$$

$$\alpha_{i} = \frac{Log\left(\frac{N_{i+1}}{N_{e}} \right)}{Log\left(\frac{N_{i}}{N_{c}} \right)} \quad \text{para } i = 1, 2, \dots, i-1 \quad (37)$$

Sin embargo, se debe notar que este método no es valido para niveles de esfuerzo cerca del límite a fatiga del material. Existen dos razones para esta limitación, una es la singularidad del punto de quiebre ya que todas las curvas de isodaño pasan a través del

mismo. La segunda razón es la no linealidad que la grafica Log S – Log N usualmente exhibe en la proximidad del límite a fatiga.

*1.2.12.2.- Método de Leipholz*⁴⁶⁻⁴⁸

De acuerdo con las opiniones de Freudenthal y Heller²⁵ en cuanto a que los errores en la predicción de vida basada en LDR se deben, no a la sumatoria lineal, sino a la suposición que la tasa de daño es independiente del nivel de carga, Leipholz⁴⁶⁻⁴⁸ reemplazó la curva original S – N con una curva modificada, S – N', que toma en cuenta los efectos de interacción de carga. Este modelo está representado por:

$$N_{\Sigma} = \frac{1}{\sum \frac{\beta_i}{N_i}} \quad (38)$$

donde N_{Σ} es la vida total acumulada, β_i y N_i ' son la frecuencia de ciclos (n_i / N_{Σ}) y la vida modificada con un nivel de carga σ_i , respectivamente. La figura 11 describe la manera típica en la cual la curva modificada S – N converge con la curva original a un elevado nivel de carga y se desvía de este a un bajo nivel de carga. La curva S – N' se determina a partir de bloques de ensayos repetidos de niveles múltiples, conjuntamente con la ecuación (38). Los resultados muestran que este modelo puede proveer predicciones precisas de la vida en fatiga bajo bloques de carga repetidos.



Figura 1. 9. Representación esquemática de la modificación de la curva S - N según el método de Leipholz⁴⁷

1.2.13.- Teorías de daño basadas en energía

Desde el reporte de la conexión entre la energía del lazo de histéresis y el comportamiento a la fatiga de Inglis⁴⁹, se han llevado a cabo muchos estudios sobre los métodos de energía. Varios criterios de falla basados en la energía de deformación fueron establecidos por Morrow⁵⁰ y Halford⁵¹ en la década de los años 60. Sin embargo, las teorias de daño acumulado basadas en la energía de deformación fueron desarrolladas principalmente en las décadas de los años 60 y 70. Se han propuesto algunos parámetros de daño basados en energía, tales como aquellos postulados por Zuchowski⁵² y Budiansky y O'Connell⁵³.

1.2.13.1.- Modelos propuestos por Elyín y colaboradores⁵⁴

Kujawski y Ellyn⁵⁴ desarrollaron un modelo de daño preliminar haciendo uso de la densidad de energía de deformación plástica como parámetro. Teóricamente, la energía de deformación plástica absorbida en un ciclo completo puede ser obtenida a partir de la integración del área encerrada dentro del lazo de histéresis. Por lo tanto, esta es referida como energía de histéresis y se denota con Δw^p . Otra alternativa es la técnica de la curva maestra. De acuerdo a este modelo, se ha encontrado que existen dos tipos de materiales, los que cumplen el modelo propuesto por Masing (1.926) y los que no lo cumplen, tal como se muestra en la figura 1.10. Para un material que cumple el modelo de Masing, la curva maestra se puede construir directamente a partir de la curva esfuerzo – deformación cíclica. Sin embargo, para un material que no cumple dicho modelo, la construcción de la curva maestra no es sencilla. Una vez construida la curva maestra se puede formular el calculo de Δw^p .



(a) Masing-type deformation



(b) non-Masing type deformation

Figura 1. 10. Diferentes curvas de histéresis para a) Deformación de materiales que cumplen el modelo de Masing, b) Deformación de materiales que no cumplen dicho modelo⁵⁵

Posteriormente se encontraron algunas deficiencias asociadas al método de energía de deformación plástica. Por ejemplo, el efecto de una tensión media no puede ser directamente incorporado en la determinación de la energía del lazo de histéresis. Además, para la fatiga de alto ciclaje de baja deformación, la densidad de energía de deformación plástica es muy pequeña. En algunos casos, aunque la respuesta macroscópica del material es elástica o cuasi elástica, microscópicamente puede existir deformación plástica en el material debido a la distribución heterogénea de la deformación local o debido a la concentración debido a una predeformación elevada. Por esta razón, para superar tales deficiencias, Golos y Ellyin^{55,56} modificaron el modelo basado en la energía de deformación total es la combinación total, Δw^t . La densidad de energía de deformación total es la combinación de la parte plástica (Δw^p) y de la parte

elástica (Δw^e). Se considera que la porción elástica está asociada al modo de tracción y puede facilitar el crecimiento de la grieta. Dicho parámetro se puede calcular a partir de la expresión:

$$\Delta w^e = \frac{1}{2E} \left(\frac{\Delta \sigma}{2} + \sigma_m \right)^2 \quad (39)$$

donde σ_m es la tensión media.

Indistintamente del tipo de modelo de energía, el concepto usado en el modelaje de daño es el mismo. Ambos modelos de energía son esencialmente similares al método de convergencia de Subramanyan⁴⁵. Para describir la relación energía - vida se utilizó una función paramétrica simple similar a la relación de Basquin, la cual se representa por medio de una línea recta en escala doble logarítmica. Tal como se ilustra en la figura 1.11, para pruebas con dos niveles de carga, las líneas de isodaño intersectan la extensión de la línea original de energía – vida en el punto $(N_e^*, \Delta w_e^*)$, en lugar del punto $(N_c, \Delta w_c)$, el cual es el límite de fatiga original. Por lo tanto, el punto $(N_e^*, \Delta w_e^*)$ es llamado el límite a fatiga aparente. Hay varios métodos para determinar las coordenadas del punto $(N_e^*, \Delta w_e^*)$. Uno de estos métodos está basado en la ecuación predictiva del cambio en el límite de fatiga, al igual que la hipótesis de Bui - Quoc⁴². Otro método está basado en el uso de la relación entre el factor de intensidad de esfuerzo umbral, ΔK_{th} , y el limite de fatiga aparente, en conjunto con la ecuación esfuerzo - deformación cíclica. En modificaciones posteriores, Ellyin y colaboradores^{56,57} fijaron el punto $(N_e^*, \Delta w_e^*)$ en la intersección de la extensión de la curva original energía – vida con una curva de daño crítica la cual delimita a las fases de nucleación y propagación de grieta. Esta curva crítica puede ser determinada experimentalmente, de manera similar a la determinación de la curva de Frence⁵⁷. Una vez que el punto de convergencia es determinado, las líneas de daño correspondiente a diferentes grados de daño convergerán o radiarán a partir del mismo.



Figura 1. 11. Línea de daño a través del límite de fatiga aparente definido por el punto $(N_e^*, \Delta W_e^*)^{54}$

1.2.13.2.- Teoría de Leis⁵⁸

Leis⁵⁸ propuso un modelo de daño no lineal dependiente de la historia y basado en energía que vincula el parámetro de daño a la vida en fatiga, de manera similar al parámetro de Smith – Watson – Topper⁵⁹:

$$D = \frac{4\sigma_f}{E} (2N_f)^{2b_1} + 4\sigma_f \in (2N_f)^{b_1 + c_1}$$
(40)

donde $\sigma_f' y \in f$ son los coeficientes de resistencia a fatiga y ductilidad, respectivamente. Sin embargo, los exponentes $b_1 y c_1$ son análogos pero diferentes de los exponentes de resistencia a la fatiga, b, y del exponente de ductilidad en fatiga, c. En este modelo, $b_1 y c_1$ son dos variables relacionadas con el exponente de endurecimiento por deformación instantáneo, n_1 , a través de:

$$c_1 = \frac{-1}{1+5n_1} \quad (41)$$
$$b_1 = \frac{-n_1}{1+5n_1} \quad (42)$$

A partir de observaciones experimentales, Leis⁵⁸ especuló que el parámetro n_1 puede ser caracterizado como una función de la acumulación de la deformación plástica, $\sum \Delta \in_p$. Por lo tanto, el modelo representado en la ecuación (40) es una formulación analítica en términos de la historia de deformación. Por supuesto, la definición apropiada de la función $n_1 = n_1(\sum \Delta \in_p)$, es crucial para la aplicación de este modelo de daño.

1.2.13.3.- Modelo desarrollado por Niu y colaboradores^{60,61}

Mediante el análisis de datos provenientes de ensayos a amplitud de deformación constante, Niu y colaboradores^{60,61} encontraron que el coeficiente de endurecimiento por deformación cíclica cambia durante el proceso de ciclaje, mientras que el exponente de endurecimiento por deformación cíclica tuvo un cambio imperceptible. Por lo tanto, se propuso una nueva relación esfuerzo - deformación cíclica, de la forma:

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = K^* \left(\frac{\Delta \in_p}{2}\right)^{n^*} r^{\beta} \quad (43)$$

donde K^* y n^* son el coeficiente y exponente de endurecimiento por deformación cíclica determinados ($r = n / N_f = 1$), y β es la tasa de endurecimiento cíclica, la cual viene dada por la expresión:

$$\beta = a \left(\frac{\Delta \sigma}{2} + \frac{\Delta \epsilon_p}{2} \right)^b \quad (44)$$

donde *a* y *b* son constantes. En este caso, la tasa incremental de energía de deformación plástica vendría dada por:

$$\frac{dW}{dN} = 4 \frac{1 - n^*}{1 + n^*} r^{\beta} K^* \left(\frac{\Delta \in_p}{2}\right)^{1 + n}$$
(45)

y la acumulación de energía es definida mediante la introducción de un parámetro llamado la fracción de energía de deformación plástica, $\Phi = W/W_f = r^{1+\beta}$. Finalmente la función de daño por fatiga propuesta se expresaría como:

$$D = \Phi^{1/[(n'+\alpha)(1+\beta)]} = r^{1/(n'+\alpha)} \quad (46)$$
$$\alpha = \left(\frac{\Delta\sigma\Delta \in p}{4}\right)^{2b} \sqrt{a} \quad (47)$$

donde n' es el exponente de endurecimiento por deformación cíclica. El modelo representado por la ecuación (46) es no lineal, y constituye un enfoque de daño acumulado dependiente de la carga. El mismo es especialmente adecuado para materiales que exhiben endurecimiento cíclico.

A principios de los años 70, Bui – Quoc⁶² condujo una investigación experimental en daño por fatiga con pruebas de cinco niveles de carga. Se llevaron a cabo tanto ensayos de carga creciente como decreciente en dos tipos de aceros. El número de niveles de deformación en pruebas de nivel múltiple no tuvo influencia en el coeficiente de endurecimiento por deformación ciclica, y la relación de deformaciones tuvo un efecto muy pequeño en las curvas esfuerzo - deformación cíclicas y un efecto insignificante en la energía plástica total a fractura, W_f . Basado en estas observaciones experimentales, se propuso un modelo para obtener el valor de W_f acumulado durante un proceso de daño por fatiga, de la forma:

$$W_{f} = \sum n_{i} \Delta W_{i} = \frac{2K'M^{n'+1}}{n'+1} \sum r_{i} N_{i}^{1-C(n'+1)} \quad (48)$$

donde ΔW_i es la energía del lazo de histéresis para el i-ésimo nivel de carga, y M y c constantes del material en la relación:

$$\Delta \in_p N_f^C = M \quad (49)$$

Sin embargo, ya que la energía plástica total a la fractura no es constante para la mayoría de los materiales, hace cuestionable la aplicación de este modelo en problemas de daño acumulado por fatiga.

Desde el punto de vista de crecimiento de grieta, Radhakrishnan^{63,64} postuló que la velocidad del crecimiento de grieta es proporcional a la densidad de energía de deformación plástica, la cual se acumula linealmente hasta la falla. Para el *m-ésimo* nivel de variación de carga, se propuso la siguiente expresión para predecir la fracción de vida remanente en el último nivel de carga:

$$r_m = 1 - \sum_{i=1}^{m-1} \frac{W_{fi}}{W_{fm}} r_i \quad (50)$$

donde W_{fi} y W_{fm} son la energía total de la deformación plástica a falla para el i-ésimo y para el último (m-ésimo) nivel bajo ciclaje de amplitud constante, respectivamente. Esta formulación implica que la falla ocurre cuando la energía plástica acumulada alcanza el valor de W_{fm} en la última etapa. Esta implicación excluye la influencia de los efectos de interacción de carga en ambas energías.

Un concepto similar al de Radhakrishnan^{63,64} fue propuesto por Kliman⁶⁵ y aplicado a ensayos de bloques repetidos con ciclos armónicos de carga. La energía del lazo de histéresis para cada bloque de carga fue calculado como la suma del producto de la frecuencia, n_{bi} , por la correspondiente densidad de energía de deformación plástica, ΔW_i , como:

$$W_b = \sum \Delta W_i n_{bi} \quad (51)$$

Aparentemente, esta hipótesis no considera los efectos en las secuencias de carga. Sin embargo, en la realidad se ha demostrado experimentalmente que el valor de W_b cambia según el patrón de secuencia del espectro en un bloque. Sin tomar en consideración los efectos de secuencia de carga, Kliman⁶⁵ definió la fracción de daño por bloque como:

$$D_b = \frac{W_b}{W_{jR}} = \frac{1}{W_{jR}} \sum \Delta W_i n_{bi} \quad (52)$$

donde W_{fR} es la energía total a la fractura para una secuencia dada. Se considera que la falla ocurre cuando $D = D_b B_f = 1$. Basado en este modelo de acumulación de daño por bloque de carga, uno puede calcular la energía acumulada siguiendo un procedimiento sucesivo, ciclo a ciclo y bloque a bloque.

1.3.- Regla de daño lineal de Palmgren - Miner

El daño causado por un ciclo es definido como:

$$D = \frac{1}{Nf} \tag{53}$$

donde *Nf* es el número de repeticiones en cualquier ciclo que iguala a la vida media a fractura.

El daño producido por *n* ciclos es entonces:

$$nD = \frac{n}{Nf} \qquad (54)$$

entonces el daño causado por n_i ciclos de esfuerzo Sa_i es:

$$ni Di = \frac{ni}{Nfi}$$
 (55)

en donde la fractura se predice cuando la sumatoria llega a 1 o al 100%:

$$\sum \frac{ni}{Nfi} = \frac{n1}{Nf1} + \frac{n2}{Nf2} + \dots = 1$$
(56)

Esta suposición de daño lineal tiene varias objeciones. Por ejemplo, la secuencia e interacción de eventos podría tener mayor influencia en la vida a fatiga. También, la tasa de acumulación de daño podría ser función de la amplitud de carga, como en los niveles de bajas cargas, en donde la mayoría de la vida involucra la nucleación de la grieta, mientras que en los niveles de altas cargas, en los cuales la mayoría de la vida representa el crecimiento de la grieta. La evidencia experimental bajo condiciones de carga completamente invertidas tanto especimenes suaves y lisos, como entallados, siempre indicaron que:

$$\sum \frac{ni}{Nfi} \neq 1 \tag{57}$$

independientemente del tipo de secuencia utilizada, si fueron secuencias de cargas bajas a altas o de altas a bajas. A pesar que la regla de daño lineal ignore estos efectos, es muy usada porque ninguno de los otros métodos propuestos logran una mejor concordancia con los resultados de diferentes pruebas.

Este método es el más simple de todos y sigue siendo el más usado para predecir la vida a fatiga con la aparición de grietas y en muchos casos para predecir la vida total a fatiga hasta la fractura. Otros métodos aplican la regla de daño lineal en dos etapas separadas para el proceso de fatiga, como la nucleación de grieta y el crecimiento de esta.

Durante las primeras etapas existen una serie de eventos o efectos sucesivos (nucleación de grietas y crecimiento de microgrietas), así mismo en la etapa siguiente constituidas básicamente por el crecimiento propiamente dicho de la grieta de fatiga. Los

mismos principios gobiernan ambas etapas. Se ha demostrado que la resistencia a la fatiga para especimenes suaves y lisos es reducida más de lo indicado por la regla de daño lineal, si son aplicados algunos ciclos de alto esfuerzo antes de probarlas con esfuerzos bajos. Este efecto, sin embargo, es muy pequeño comparado con los efectos que podríamos observar en probetas entalladas. En las probetas entalladas la serie de efectos puede ser muy fuerte, la resistencia a la fatiga en piezas entalladas puede ser más que triplicada por una simple sobrecarga de alta tensión. La vida a fatiga puede ser diez veces o hasta cien veces mayor si la sobrecarga es aplicada al principio de la serie y no al final. Esta diferencia puede ser explicada por el esfuerzo residual remanente de los altos niveles aplicados. Cuando los ciclos en altos niveles finalizan en un pico de tensión, esto es beneficioso para la vida a fatiga, pero cuando terminan en un pico de compresión, el efecto es totalmente dañino.

Se puede observar que los efectos pueden ser muy importantes ya que ellos no dependen del número de ciclos aplicados pero si de la exactitud en los detalles de la historia de la carga aplicada. Esto requiere un análisis detallado paso por paso, y se pueden emplear métodos de predicción simple ya que ellos proveen resultados satisfactorios sin crear ilusiones de altas exactitudes. No se tiene todavía una regla cuantitativa que diga cuando la serie de efectos debe ser considerada en la predicción de la vida a fatiga.

CAPÍTULO II

2.1.- Procedimiento experimental

2.1.1.- Organigrama de trabajo



Figura 2. 1. Organigrama de trabajo

2.1.1.1.- Material

El material fue recibido en barras de 15,88 mm de diámetro y 6 m de longitud. Estas barras son de un acero SAE 4340 con un tratamiento térmico de temple y revenido a alta temperatura.

2.1.1.2.- Maquinado

Las barras cilíndricas se cortaron en 60 trozos de 101,6 mm de longitud para las probetas de fatiga. Posteriormente fueron maquinadas según la norma ASTM E-606 (ver figura 2.1). Estas probetas fueron preparadas superficialmente a través de un desbaste con papel esmeril N° 400, hasta llegar con papel esmeril N° 2000 de la misma marca. Eso se realizó hasta lograr un acabado superficial óptimo a fin de eliminar las marca radiales producidas por la herramienta que se utilizó para el maquinado.



Figura 2. 2. Medidas de las probetas de fatiga

2.1.1.3.- Realización de la entalla

La entalla fue realizada a cada probeta de fatiga, con un tamaño de 0,5 mm. La finalidad de la realización de las mismas es hacer un concentrador de esfuerzos que garantice el origen de la grieta de fatiga en ese punto. Las entallas fueron realizadas utilizando técnicas de electroerosión con la finalidad de no introducir ningún tipo de esfuerzos que pueda alterar la resistencia a la fatiga del material. El proceso de entallado consiste en hacer fluir un líquido dieléctrico entre el material y un electrodo de cobre, de manera que al acercar el electrodo se produzca un arco eléctrico que erosionará la superficie de la muestra produciendo la entalla. El electrodo debe tener forma semiesférica en la punta para generar la entalla con el tamaño deseado, figura 2.2. Es importante destacar

que el electrodo debe ser rectificado, realizadas tres entallas a fin de mantener la configuración semi-esférica de la entalla.



Figura 2. 3. Esquema del proceso de electroerosión

Durante el proceso de electroerosión se deben controlar las siguientes variables; una intensidad (I) de 5 Amp, un voltaje entre 45 y 50 Volt y un tiempo de 2 min.

2.1.1.4.- Ensayo de Fatiga

El ensayo de fatiga, se llevó a cabo en una máquina de flexión rotativa, diseñada para aplicar carga reversible de flexión en voladizo en probetas de forma cilíndrica. El ensayo es controlado por un regulador de velocidad y una barra calibrada con contrapeso para aplicar el momento deseado a la muestra a ensayar y a la vez el ensayo es evaluado por un contador de ciclos. Los ensayos de fatiga se llevaron a cabo a cuatro niveles de esfuerzo diferentes, ensayando 6 probetas en cada nivel para un total de 24 probetas ensayadas que permitieron la construcción de la curva tipo Wöhler.

La evaluación se llevo a cabo por medio del seguimiento y reporte de datos obtenidos en los ensayos de fatiga, registrando el número de ciclos a falla para los distintos esfuerzos aplicados y de las curvas log (S) versus log (N).

El montaje de las probetas se realizó sujetando un extremo a un eje cónico con una mordaza que permite que se le aplique un momento flector, producto de la aplicación de un peso en este extremo relacionado con el esfuerzo aplicado y el diámetro de la probeta en su zona más delgada. El otro lado de la probeta se sujetó mediante mordazas acopladas al eje del motor y a un eje cónico en el cual se aplica el esfuerzo sobre la superficie de ensayo de la probeta, la cual va unida a una barra graduada en función del momento flector (M), que es producido por la carga aplicada en función del esfuerzo requerido para el ensayo, de esta manera se utilizó una ecuación que relaciona el momento flector con el esfuerzo aplicado:

$$S = \frac{M * C}{I} \Longrightarrow M = \frac{S * I}{C} \quad (2.1)$$

donde:

M = Momento flector

S = Esfuerzo aplicado

I = Momento polar de inercia

C = Distancia Desde el eje neutro de carga hasta la superficie de la probeta, (<math>C = D/2, D = Diámetro de la probeta).

Para una barra de sección circular, se tiene que:

$$I = \frac{\pi * D_0^4}{64} \quad (2.2)$$

sustituyendo en la ecuación de momento flector, se tiene que:

$$M = \frac{S * \left(\frac{\pi * D_0^4}{64}\right)}{\frac{D}{2}} = \frac{S * \pi * D^3}{32} \quad (2.3)$$

la cual se simplifica entonces:

$$M = 0,0982 * S * D^{3} (Lbf * pu \lg) \quad (2.4)$$

Una vez conocido el valor de M, se realiza el ensayo de fatiga del siguiente modo:

a.- Se tiene mucho cuidado con la superficie de la probeta, evitando rayas y golpes en la zona de ensayo.

b.- Se verifica que la máquina este completamente apagada.

c.- Colocar el peso de la barra en cero.

d.- Colocar la mordaza en el extremo de la probeta e introducirla en el husillo del cono en posición vertical, colocar la rosca y apretar correctamente.

e.- Colocar la segunda rosca y seguidamente la otra mordaza, sujetarla bien e introducirla en el husillo del lado del motor para ajustar la rosca mientras se tiene la probeta de forma horizontal.

f.- Evaluar el vaivén del extremo derecho, mientras se ajusta correctamente la probeta de tal forma que el mismo sea lo menor posible.

g.- Activar el interruptor de apagado automático.

h.- Colocar el contador en cero.

i.- Mover la carga hasta aplicar el momento flector deseado.

j.- Sujetar el extremo derecho del cono y encender la máquina.

k.- Verificar que la probeta no este vibrando, de ser así, desmontar la misma y repetir el montaje de la probeta hasta que no vibre o que sea mínima la vibración para que no afecte los resultados del ensayo.

Por medio de los datos registrados de los ensayos de fatiga, se pudo obtener la curva de Wöhler para esta única serie de probetas y se obtuvo una ecuación de vida a fatiga para esta condición de ensayo. Esta ecuación obtenida, se refiere a la ecuación propuesta por Basquin, de la cual se determinaron los parámetros S_f y b. Esto se realizó a partir de la ecuación 1.1:

$$S = S_f \left(N_f \right)^b \quad (2.5)$$

Para obtener esta ecuación, fue aplicado un método de regresión lineal a los valores obtenidos para la curva de vida a la fatiga. Por tanto fue necesario el uso de 4 niveles de esfuerzo y los ciclos a falla de las 6 probetas correspondiente a cada nivel de esfuerzo para la construcción de esta ecuación.

2.1.1.5.- Ensayos de dos y tres bloques

Se realizan ensayos de dos bloques, de manera creciente y decreciente, utilizando tres probetas para cada grupo de ensayo. El diseño de estos ensayos consiste en ensayar la probeta hasta un 50 % de los ciclos a falla en el primer nivel para luego cambiar de nivel y continuar el ensayo hasta la falla, para cada grupo de tres probetas se comenzara usando el nivel mas alto de esfuerzo para luego variar a un nivel mas bajo, de manera similar se realizara para los ensayos crecientes. En la tabla 1 se muestra el diseño de estos ensayos.

	Decr	eciente	Crec	iente
Grupo	%	de N _f	% de N _f	
1	694 MPa	654 MPa	574 MPa	614 MPa
-	50	Falla	50	Falla
2	694 MPa	614 MPa	574 MPa	654 MPa
_	50	Falla	50	Falla
3	694 MPa	574 MPa	574 MPa	694 MPa
	50	Falla	50	Falla

Tabla 2. 1. Diseño de los ensayos de dos bloques

También se realizarán ensayos de tres bloques, de manera creciente y decreciente, utilizando tres probetas para cada grupo de ensayo. El diseño de estos ensayos son un poco diferente, los niveles de esfuerzo utilizados serán los mismos pero el numero de ciclos a los que son expuestas las probetas en cada nivel serán diferentes para cada grupo de tres probetas, es decir, para el primer grupo de probetas los ensayos se realizaran hasta el 50 % de los ciclos a falla del nivel mas alto, después se ensaya hasta el 25 % de ciclos a falla del nivel mas alto, después se ensaya hasta el 25 % de ciclos a falla del nivel mas alto, después se ensaya hasta el 25 % de ciclos a falla del nivel mas alto, después se ensaya hasta el 25 % de los ciclos a falla del nivel mas alto, después se ensaya hasta el 25 % de ciclos a falla del nivel mas alto, después se ensaya hasta el 25 % de ciclos a falla del nivel mas alto, después se ensaya hasta el 25 % de ciclos a falla del nivel mas alto, después se ensaya hasta el 25 % de ciclos a falla del nivel mas alto, después se ensaya hasta el 25 % de ciclos a falla del nivel mas alto, después se ensaya hasta el 50 % de ciclos a falla del nivel mas alto, después se ensaya hasta el 50 % de ciclos a falla del nivel mas alto, después se ensaya hasta el 50 % de ciclos a falla del nivel mas alto, después se ensaya hasta el 50 % de ciclos a falla del nivel mas alto, después se ensaya hasta el 50 % de ciclos a falla del nivel mas alto, después se ensaya hasta el 50 % de ciclos a falla del nivel mas alto, después se ensaya hasta el 50 % de ciclos a falla del nivel mas alto, después se ensaya hasta el 50 % de ciclos a falla del nivel mas alto, después se ensaya hasta el 50 % de ciclos a falla del nivel mas alto, después se ensaya hasta el 50 % de ciclos a falla del nivel mas alto, después se ensaya hasta el 50 % de ciclos a falla del nivel mas alto, después se ensaya hasta el 50 % de ciclos a falla del nivel mas alto, después se ensaya hasta el 50 % de ciclos a falla del nivel mas alto, después se ens

		Decreciente	;	Creciente			
	% de N _f			% de N_f % de N_f			
Grupo	694 MPa	614 MPa	574 MPa	574 MPa	654 MPa	694 MPa	
1	50	25	Falla	50	25	Falla	
2	25	25	Falla	25	25	Falla	
3	25	50	Falla	25	50	Falla	

Tabla 2. 2. Diseño de los ensayos de tres bloques

2.1.1.6.- Estudio Fractográfico

La evaluación fractográfica se realizó por medio de Microscopía Electrónica de Barrido (MEB). El estudio consistió en observar la superficie de la grieta principal de fractura, enfocándose principalmente en el origen, el área de crecimiento de la grieta y la zona final de fractura. Posteriormente se realizaron comparaciones entre los resultados obtenidos para cada uno de los grupos de ensayos.

La evaluación fractográfica comprende un estudio a nivel macroscópico basado en el procedimiento utilizado para medir el tamaño de grieta crítico (ac). Este procedimiento fue aplicado para las probetas anteriormente mencionadas a las cuales se les tomó fotomicrografías por MEB a 20X y fue desarrollado de la siguiente forma:

a.- Se mide el área de la zona de fractura final (AZD) o zona de fractura instantánea, identificada por la alta densidad de microhoyuelos por tratarse de un material dúctil. Esta AZD se mide usando un analizador de imágenes, garantizando la confiabilidad de la información.

b.- Con el diámetro de la probeta se calcula el área total transversal (ATT).

c.- Luego al ATT se le resta el AZD. Considerando este resultado de área, como el área de propagación de la grieta (APG), figura 2.3. De esta manera:

$$APG = ATT - AZD$$
 (2.6)



Figura 2. 4. Método utilizado para determinar el tamaño crítico de grieta

d.- Por razones de comodidad para el estudio. Esta APG es asociada al área de un semicírculo (*ASC*). Donde:

$$APG = ASC \quad (2.7)$$
$$ASC = \frac{\pi^* R^2}{2} \quad (2.8)$$

A este semicírculo se le calcula el radio *R* y se tiene que:

$$R = \left(\frac{2*ASC}{\pi}\right)^{\frac{1}{2}} \quad (2.9)$$

e.- Una vez obtenido el valor de R, se considera como el tamaño crítico de grieta (ac), donde $R = a_c$. Ver figura 2.4.

f.- Para realizar una comparación directa entre las probetas, se debe "Normalizar" los diámetros de las mismas. Esto se hace midiendo el tamaño de grieta real (ac'), se divide entre el diámetro real de cada probeta (d') y luego se multiplica por el diámetro teórico de la probeta de fatiga (d = 6,35 mm). Obteniéndose:

$$a_c = \left(\frac{a_c}{d'}\right)^* d \quad (2.10)$$

donde ac es el tamaño crítico de grieta normalizado.



Figura 2. 5. Semicírculo asociado con el APG y localización del ac

2.2.- Descripción de los equipos

2.2.1.- Máquina de electroerosión

Las entallas se realizaron en una máquina electroerosiva marca Elox Astra EDM, ubicada en la empresa J.V., C.A. taller de precisión en la zona industrial de Turumo. Los electrodos utilizados fueron de cobre con la punta semi-esférica. El proceso se realizó tomando en cuenta los siguientes parámetros: una intensidad de corriente de 5 Amp, una diferencia de potencial de 45 – 50 Volt y un tiempo de aplicación aproximado de 2 min.

2.2.2.- Máquina de fatiga

Los ensayos de fatiga se realizaron en una máquina de flexión rotativa fabricada por Fatigue Dinamics Inc, modelo RBF 200, ubicada en el Laboratorio de Ensayos Mecánicos de la Escuela de Ingeniería Metalúrgica y Ciencia de los Materiales de la U.C.V. Esta máquina está diseñada para aplicar cargas invertidas en voladizo sobre probetas con forma cilíndricas, como se observa en la figura 2.5, controlando los ensayos a través de un regulador de velocidad que puede variar las revoluciones entre 500 y 10.000 rpm. Para nuestro caso los ensayos se realizarán aproximadamente a unos 3.000 rpm y serán evaluados a través de un contador de ciclos propio de la máquina.



Figura 2. 6. Distribución de tensiones en el ensayo de fatiga en condiciones de flexión rotativa

2.2.3.- Cortadora de disco abrasivo

Los cortes de las muestras para el estudio fractográfico fueron hechos en una cortadora de disco abrasivo, marca BUEHLER, modelo ABRASIMET 2, ubicada en el Centro de Investigaciones Tecnológicas del Aluminio y sus Aleaciones de la Escuela de Metalúrgica y Ciencia de los Materiales de la U.C.V.

2.2.4.- Microscopio Electrónico de Barrido

Las imágenes obtenidas para el estudio fractográfico fueron a través de un microscopio electrónico de barrido, marca Phillis, modelo XL30, con un voltaje de aceleración de 25 kV, usando un modo de imágenes de electrones secundarios para el estudio de la superficie de fractura. Adicionalmente se garantizó una incidencia con un ángulo no mayor de 60°, pudiendo de esta manera reportar dimensiones reales a partir de las fotomicrografías obtenidas. Cabe destacar que este equipo cuenta con un software especializado para la realización de mediciones sobre la imagen electrónica directamente.

2.2.5.- Analizador de imágenes

Este equipo marca LECO, modelo IA – 3001, cuenta con un software para metalografía cuantitativa. Para los efectos de nuestros requerimientos se diseñó un programa para determinar el área de la zona final de fractura. Este equipo se encuentra el Laboratorio de Nuevos Materiales de la Escuela de Metalúrgica y Ciencia de los Materiales de la U.C.V.

CAPÍTULO III

3.- Resultados y Análisis

3.1.- Ensayos de fatiga

A objeto de tener un marco de referencia de los ciclos teóricos esperados en la vida a la fatiga de la aleación estudiada fueron realizados los respectivos ensayos bajo condiciones de flexión rotativa, tal como se especifica en el capitulo anterior. Los ensayos de fatiga fueron realizados a cuatro niveles de esfuerzo (694 MPa, 654 MPa, 614 MPa, 574 MPa) utilizándose 6 probetas para cada nivel, para un total entonces de 24 probetas ensayadas. Los resultados de estos ensayos de fatiga se ven resumidos en la tabla 3.1.

Esfuerzo (MPa)	Ciclos a falla (Nf)	Esfuerzo (MPa)	Ciclos a falla (Nf)
	18.100		25.600
	19.000		28.800
694	19.200	654	29.600
094	19.200	054	31.000
	20.600		32.800
	23.700		38.400
Promedio	19.967	Promedio	31.033
Des. Est.	1.997	Des. Est.	4.335
Esfuerzo (MPa)	Ciclos a falla (Nf)	Esfuerzo (MPa)	Ciclos a falla (Nf)
Esfuerzo (MPa)	Ciclos a falla (Nf) 39.000	Esfuerzo (MPa)	Ciclos a falla (Nf) 65.900
Esfuerzo (MPa)	Ciclos a falla (Nf) 39.000 42.600	Esfuerzo (MPa)	Ciclos a falla (Nf) 65.900 66.500
Esfuerzo (MPa)	Ciclos a falla (Nf) 39.000 42.600 44.900	Esfuerzo (MPa)	Ciclos a falla (Nf) 65.900 66.500 75.400
Esfuerzo (MPa) 614	Ciclos a falla (Nf) 39.000 42.600 44.900 47.900	Esfuerzo (MPa) 574	Ciclos a falla (Nf) 65.900 66.500 75.400 75.400
Esfuerzo (MPa) 614	Ciclos a falla (Nf) 39.000 42.600 44.900 47.900 49.000	Esfuerzo (MPa) 574	Ciclos a falla (Nf) 65.900 66.500 75.400 75.400 75.800
Esfuerzo (MPa) 614	Ciclos a falla (Nf) 39.000 42.600 44.900 47.900 49.000 51.100	Esfuerzo (MPa) 574	Ciclos a falla (Nf) 65.900 66.500 75.400 75.400 75.800 84.200
Esfuerzo (MPa) 614 Promedio	Ciclos a falla (Nf) 39.000 42.600 44.900 47.900 49.000 51.100 45.750	Esfuerzo (MPa) 574 Promedio	Ciclos a falla (Nf) 65.900 66.500 75.400 75.400 75.800 84.200 73.867

Tabla 3. 1. Resultados de los ensayos de fatiga

3.1.1.- Vida a la fatiga

En la figura 3.1 se observa la curva S-N de vida a la fatiga, la cual se construyó a partir de los resultados reportados en la tabla 3.1 utilizando un método de regresión lineal. La misma presenta un comportamiento típico en este tipo de curvas, permitiendo calcular los valores de los parámetros involucrados en la ecuación de Basquin para este caso. Sin embargo existe una diferencia importante, en cuanto al valor observado en la desviación estandar en el número de los ciclos a falla para cada nivel de esfuerzo, ya que si analizamos, el comportamiento que refleja el cálculo de las desviaciones estándar determinadas para los ciclos a falla de cada nivel de esfuerzo alternante aplicado, se aprecia una reducción importante en este parámetro a medida que aumenta el nivel de esfuerzo aplicado, lo cual puede ser atribuido fundamentalmente, a la presencia de la entalla, la misma estaría condicionando el evento de nucleación de la grieta y como consecuencia se minimiza la naturaleza probabilística del mismo.



Figura 3. 1. Curva de vida a fatiga

3.1.2.- Ecuación de Basquin

Como se puede observar en la curva anterior, figura 3.1, las condiciones analizadas en el presente estudio nos permitieron representar gráficamente el esfuerzo alternante aplicado contra el número de ciclos a falla en escala doble logarítmica, demostrando la validez del uso de una expresión paramétrica simple de tipo Basquin para la descripción del comportamiento de los datos de vida a fatiga obtenidos en los ensayos. En la tabla 3.2 se presentan los valores ($S_f y$ b) obtenidos para esta relación mediante el método de mínimos cuadrados, donde S_f representa el coeficiente de resistencia a la fatiga y b el exponente de fatiga.

Tabla 3. 2. Parámetros y Ecuación de Basquin

$\mathbf{S_{f}}$	b	Ecuación de Basquin
2784,61	-0,1406	$S_{0,5} = 2784,61 * (N_f)^{-0,1406}$

3.2.- Ensayos de dos bloques

En la tabla 3.3 se encuentran los resultados de estos ensayos. El primer bloque esta representado por el 50 % de N_f , el cual no es más que la mitad de los números de ciclos a falla a los cuales fueron ensayadas las probetas en el primer nivel. El segundo bloque esta representado por los ciclos reales, es decir, aquellos a los cuales fueron ensayadas las probetas hasta la falla en el segundo nivel. Seguidamente se encuentra la tabla 3.4, la cual muestra los resultados de otros ensayos también de dos bloques, en donde el primer bloque está representado por el 13 % del número de ciclos a falla a los que fueron ensayadas las probetas en el primer nivel mientras que el segundo bloque representa el número de ciclos reales a los cuales fueron ensayadas las probetas hasta la falla en el segundo bloque está de segundo bloque representa el número de ciclos reales a los cuales fueron ensayadas las probetas hasta la falla en el segundo bloque está merer nivel mientras que el segundo bloque representa el número de ciclos reales a los cuales fueron ensayadas las probetas hasta la falla en el segundo nivel. Estos fueron realizados debido a que ninguno de los resultados arrojados por los ensayos en dos bloques habían traspasado la barrera de los 100.000 ciclos, razón por la cual se utilizó un

nivel de esfuerzo mas bajo con la intención de obtener resultados mayores a este número de ciclos y así poder observar algún posible cambio significativo en los resultados que pudieran evidenciar cierta tendencia a la regla de Palmgren – Miner o por el caso contrario, que se pudiera reflejar una no linealidad con respecto a esta regla.

Esf. Inicial (MPa)	50 % de Nf	Esf. Final (MPa)	Ciclos Esperados	Ciclos Reales	Vida consumida	Vida Esperada	Vida Real
694	9.786	654	15517	21114	0,5	0,5	0,68
694	9.786	654	15517	19514	0,5	0,5	0,56
694	9.786	654	15517	18114	0,5	0,5	0,58
694	9.786	614	22875	30114	0,5	0,5	0,656
694	9.786	614	22875	19314	0,5	0,5	0,407
694	9.786	614	22875	29914	0,5	0,5	0,42
694	9.786	574	36934	31114	0,5	0,5	0,421
694	9.786	574	36934	35914	0,5	0,5	0,486
694	9.786	574	36934	26314	0,5	0,5	0,356
574	37.758	694	9786	7742	0,5	0,5	0,388
574	37.758	694	9786	9642	0,5	0,5	0,483
574	37.758	694	9786	13242	0,5	0,5	0,663
574	37.758	654	15517	19242	0,5	0,5	0,62
574	37.758	654	15517	18742	0,5	0,5	0,604
574	37.758	654	15517	15142	0,5	0,5	0,488
574	37.758	614	22875	19642	0,5	0,5	0,429
574	37.758	614	22875	27742	0,5	0,5	0,606
574	37.758	614	22875	24642	0,5	0,5	0,539
574	37.758	380	709640	124300	0,5	0,5	0,09
574	37.758	380	709640	130900	0,5	0,5	0,09
574	37.758	380	709640	241500	0,5	0,5	0,17

Tabla 3. 3. Ensayos de dos bloques, con el primer bloque hasta el 50 % de $N_{\rm f}$

Esf. Inicial (MPa)	13 % de Nf	Esf. Final (MPa)	Ciclos Esperados	Ciclos Reales	Vida consumida	Vida Esperada	Vida Real
380	178.300	574	64265	68700	0,13	0,87	0,93
380	178.300	574	64265	49700	0,13	0,87	0,67
380	178.300	574	64265	41500	0,13	0,87	0,56

Tabla 3. 4. Ensayos de dos bloques, con el primer bloque hasta el 13 % de N_f

A partir de estos resultados se obtuvieron dos gráficas. En la figura 3.2 se muestra la gráfica de fracción de vida consumida vs. fracción de vida real. La fracción de vida consumida representa el porcentaje de vida que fue consumido cuando se ensayó en el primer bloque. Esta fracción de vida o porcentaje de vida fue obtenido con el uso de la ecuación de Basquin, mientras que la fracción de vida real es el porcentaje de vida remanente del material que se obtuvo en la probeta ensayándola en el segundo bloque.

La figura 3.3 es la gráfica de los ciclos esperados vs. ciclos reales, en donde los ciclos esperados representa el número de ciclos a los cuales debió haber fallado la probeta en el segundo bloque y los ciclos reales son el número de ciclos a los cuales falló la probeta.

En estas gráficas no se observa ninguna tendencia, en relación a que pudiese haber existido una propensión a incrementar o disminuir la vida a la fatiga en relación a los valores esperados. Por el contrario para algunos niveles, los valores experimentales estuvieron por debajo de los esperados y en otros casos simplemente por encima, no pudiendo así establecerse ninguna tendencia sistemática. Solo, con la excepción del grupo de ensayo que fue realizado de 694 MPa a 654 MPa, en donde se obtuvo un aumento de vida a la fatiga y en el grupo que fue ensayado de 694 MPa a 574 MPa, en donde se refleja una disminución de vida a la fatiga, al igual que el grupo que fue ensayado de 574 MPa a 380 MPa. En los demás grupos de ensayos se obtuvieron resultados que indican una disminución o un aumento en la vida a la fatiga independientemente de los niveles de esfuerzo utilizados ó si los ensayos se realizaron de un esfuerzo menor a un esfuerzo mayor (manera creciente) ó si fueron realizados de un esfuerzo mayor a uno menor (manera decreciente).

Es importante destacar que los resultados se ubican siempre en el entorno de la línea recta diagonal que representa la regla de Palmgren - Miner, lo cual se puede comprobar con la factor de correlación (\mathbb{R}^2) obtenido de la segunda gráfica, figura 3.3, el cual dio como resultado 0.826, lo que permite afirmar que el cumplimiento de esta regla para los resultados de los ensayos de dos bloques es bastante satisfactorio a la hora de predecir el daño acumulado por fatiga.



Figura 3. 2. Fracción de Vida Consumida vs. Fracción de Vida Real para los ensayos de dos bloques



Figura 3. 3. Ciclos Esperados vs. Ciclos Reales para los ensayos de dos bloques

3.3.- Ensayos de tres bloques

En la tabla 3.5 se resumen los resultados de estos ensayos. Como se explicó en el Capítulo II los niveles de esfuerzos utilizados fueron siempre los mismos pero el número de ciclos a falla a los cuales estuvieron expuestas las probetas fueron diferentes para cada grupo de ensayo. Entonces el primer bloque para cada grupo de ensayo es diferente, ya que uno representa el 50 % de los ciclos a falla para ese nivel y los otros dos representan el 25 % de los ciclos a falla para esos niveles. De igual forma sucede con el segundo bloque ya que los dos primeros representan el 25 % y el último representa el 50 % de los ciclos a falla para ese nivel. Este tipo de distribución fue usada tanto para los ensayos de manera creciente como los realizados de manera decreciente.

Esf. Inicial (MPa)	50 % de Nf	Esf. Intermedio (MPa)	25 % de Nf	Esf. Final (MPa)	Ciclos Esperados	Ciclos Reales	Vida consumida	Vida esperada	Vida real
694	9786	614	11692	574	18467	19122	0,75	0,25	0,259
694	9786	614	11692	574	18467	11422	0,75	0,25	0,155
694	9786	614	11692	574	18467	11522	0,75	0,25	0,156
Esf. Inicial (MPa)	25 % de Nf	Esf. Intermedio (MPa)	25 % de Nf	Esf. Final (MPa)	Ciclos Esperados	Ciclos Reales	Vida consumida	Vida esperada	Vida real
694	4893	614	11692	574	36934	26615	0,5	0,5	0,36
694	4893	614	11692	574	36934	28615	0,5	0,5	0,387
694	4893	614	11692	574	36934	41915	0,5	0,5	0,567
Esf. Inicial (MPa)	25 % de Nf	Esf. Intermedio (MPa)	50 % de Nf	Esf. Final (MPa)	Ciclos Esperados	Ciclos Reales	Vida consumida	Vida esperada	Vida real
694	4893	614	23384	574	18467	16722	0,75	0,25	0,226
694	4893	614	23384	574	18467	12522	0,75	0,25	0,17
694	4893	614	23384	574	18467	12622	0,75	0,25	0,17
Esf. Inicial (MPa)	50 % de Nf	Esf. Intermedio (MPa)	25 % de Nf	Esf. Final (MPa)	Ciclos Esperados	Ciclos Reales	Vida consumida	Vida esperada	Vida real
574	37758	654	7464	694	4992	6345	0,75	0,25	0,318
574	37758	654	7464	694	4992	3600	0,75	0,25	0,18
574	37758	654	7464	694	4992	9078	0,75	0,25	0,455
Esf. Inicial (MPa)	25 % de Nf	Esf. Intermedio (MPa)	25 % de Nf	Esf. Final (MPa)	Ciclos Esperados	Ciclos Reales	Vida consumida	Vida esperada	Vida real
574	11.692	654	7464	694	9984	13457	0,5	0,5	0,674
574	11.692	654	7464	694	9984	14457	0,5	0,5	0,724
574	11.692	654	7464	694	9984	13957	0,5	0,5	0,699
Esf. Inicial (MPa)	25 % de Nf	Esf. Intermedio (MPa)	50 % de Nf	Esf. Final (MPa)	Ciclos Esperados	Ciclos Reales	Vida consumida	Vida esperada	Vida real
574	11 602	654	14927	694	4992	9994	0,75	0,25	0,5
	11.092	004							
574	11.692	654	14927	694	4992	7394	0,75	0,25	0,37

Tabla 3. 5. Resultados de los ensayos de tres bloques

De igual forma como se hizo en los ensayos de dos bloques se obtuvieron dos gráficas, la de fracción de vida consumida vs. fracción de vida real, figura 3.4, y la de ciclos esperados vs. ciclos reales, figura 3.5. En estas gráficas se puede observar un comportamiento similar al obtenido por los ensayos de dos bloques ya que aumentó o disminuyó la vida a la fatiga sin importar el grupo de ensayo o la manera en que fueron realizados, es decir si fueron hechos de manera creciente o decreciente. Estos resultados, como los de dos bloques, también se encuentran muy cerca de la línea recta diagonal que representa la regla de Palmgren - Miner, corroborándose esto a través del factor de correlación (\mathbb{R}^2) obtenido a partir de la segunda gráfica, figura 3.5, el cual dio un resultado de 0.824, siendo de igual manera satisfactorio el cumplimiento de la regla para los resultados obtenidos de los ensayos de tres bloques.



Figura 3. 4. Fracción de Vida Consumida vs. Fracción de Vida Real para los ensayos de tres bloques



Figura 3. 5. Ciclos Esperados vs. Ciclos Reales para los ensayos de tres bloques

3.4.- Estudio Fractográfico

3.4.1.- Evaluación a nivel macroscópico



Figura 3. 6. Superficies de fractura. 20X. a) Ensayo de 574 MPa – 654 MPa. b) Ensayo de 574 MPa – 654 MPa – 694 MPa.

En la figura 3.6 se puede observar la superficie de fractura de dos probetas que son representativas del resto de las probetas ensayadas, ya que todas presentaron un comportamiento similar, los especímenes que fueron seleccionados para el estudio fractográfico, son los mas cercanos al promedio de los ciclos a falla tanto para los ensayos de dos bloques como para los de tres bloques. En la figura 3.6.a, se puede observar la fotomicrografía de una probeta ensayada en dos bloques, concretamente el grupo de ensayo de 574 MPa a 654 MPa. En la figura 3.6.b, se puede observar la fotomicrografía de una probeta ensayada en dos bloques observar la fotomicrografía de una probeta ensayada en tres bloques, concretamente el grupo de ensayo de 574 MPa (hasta el 25 % de N_f) a 654 MPa (hasta 50 % de N_f) y finalmente 694 MPa. En estas dos imágenes se pueden identificar cuatro zonas características. La primera (ZI), donde se observan marcas radiales que convergen hacia la entalla y evidencian el punto donde se nuclea la grieta de fatiga. La segunda zona (ZP) que se caracteriza por tener una superficie relativamente lisa que evidencia la propagación de la grieta de fatiga. La tercera zona, la cual llamaremos

zona de transición (ZT), en donde se observa ya una presencia insipiente de microhoyuelos en una zona relativamente lisa, lo que podría indicar una propagación acelerada de la grieta de fatiga que converge hacia una cuarta zona, que es la zona de fractura (ZF), la cual se presenta diametralmente opuesta a la entalla y se evidencia por la irregularidad de la superficie y la presencia masiva de microhoyuelos. Gracias a estas fotomicrografías y el uso del analizador de imágenes se pudo realizar también la medición del tamaño de grieta crítico para cada una de las condiciones de ensayo.

3.4.2.- Determinación de los tamaños de grieta críticos (a_C)

Los diferentes tamaños de grieta crítico se obtuvieron por medio del uso de las fotomicrografías, representadas en las figura 3.6, en las cuales se determinó el tamaño de la zona de fractura final en cada una de las probetas seleccionadas con el uso de un analizador de imágenes, siguiendo el procedimiento descrito en el capitulo II y utilizando las ecuaciones 2.6, 2.7, 2.8, 2.9 y 2.10, obteniendo así los valores de tamaños de grieta críticos ya normalizados para cada probeta, tabla 3.6.

Bloques	Manera	$\mathbf{APG}(\mathbf{mm}^2)$	a _c (mm)
	Creciente	18080000	3,414
Dobles	creetenite	19251000	3,436
200105	Decreciente	20845000	3,505
	Deereenne	20916000	3,581
	Creciente	21709000	3,735
Triples		19553000	3,463
P100	Decreciente	19615000	3,490
		19048000	3,428

Tabla 3. 6. Tamaños críticos de grieta

Se puede notar que existe cierta tendencia, en los resultados de los ensayos realizados en dos bloques, ya que los que fueron realizados de manera creciente presentan un a_c menor que aquellos que se realizaron de manera decreciente. Por el contrario, en los

ensayos que fueron realizados en tres bloques de manera decreciente presentan un a_c menor que aquellos que fueron realizados de manera creciente.

3.4.3.- Evaluación de la zona en el entorno de la entalla

Con el objetivo de realizar una investigación un poco más profunda en cuanto al origen de la zona de nucleación y propagación de la grieta de fatiga, se llevó a cabo un estudio fractográfico en MEB que permitió obtener imágenes de la entalla y sus alrededores.



Figura 3. 7. Fotomicrografía de probeta ensayada a dos bloques. 100X



Figura 3. 8. Fotomicrografía de probeta ensayada a tres bloques. 100X



Figura 3. 9. Fotomicrografía de probeta ensayada a dos bloques. 500X



Figura 3. 10. Fotomicrografía de probeta ensayada a tres bloques. 500X

Las figuras anteriores nos ilustran la zona de origen y propagación de la grieta de fatiga para las probetas ensayadas en dos y tres bloques. Como se puede observar existe un comportamiento similar para los diferentes esfuerzos aplicados, siendo la raíz de la entalla, la región donde se aprecia la convergencia de marcas radiales (MR), lo que indica que la entalla es la causante de la nucleación y posterior crecimiento de las grietas de fatiga, independientemente del nivel de esfuerzo aplicado, ya que trabaja como un concentrador de esfuerzos. También se puede observar la presencia de grietas secundarias (GS) y planos de clivaje (PC), ubicados dentro del área de influencia de la entalla lo cual implica que pudo haber ocurrido la nucleación de dos grietas de manera simultánea pero ambas asociadas a la presencia de la entalla.

3.4.4.- Observación por MEB en planos perpendiculares a la superficie de fractura

Para corroborar la eficacia de la entalla como sitio preferencial para la nucleación de grietas de fatiga se realizaron cortes longitudinales en las probetas ensayadas tratando, en la medida de lo posible, que estos pasaran a través del centro de la entalla, a fin de detectar otras grietas paralelas al plano principal de fractura. Como se puede apreciar en la figura 3.11 no se observa ninguna grieta cercana a la superficie de fractura producida por la grieta principal, lo que evidencia que el origen de la grieta está asociado con la raíz de la entalla.



Figura 3. 11. Corte longitudinal de las probetas

3.5.- Determinación de las distribuciones de esfuerzo y deformación en la base de la entalla a través de un análisis por Elemento Finito

Con la finalidad de determinar si existen condiciones de plastificación en la raíz de la entalla, bajo las condiciones de aplicación de carga y geometría de las probetas ensayadas, se realizó, en el Laboratorio de Mecánica de la Universidad de Lille, Francia y bajo la supervisión del profesor Gerard Mesmacque, un estudio por elemento finito en las condiciones de ensayo menos críticas, en términos del esfuerzo alternante aplicado.

Para ello se empleó el programa ANSYS, en el cual se simuló una probeta de fatiga con una entalla de 0,75 mm. y un esfuerzo aplicado de 574 MPa en la fibra más externa de la zona calibrada. Se asumió para este acero un Modulo de Young de 220 GPa, un límite elástico de 880 MPa y un coeficiente de Poisson de 0,3, como se muestra en la figura 3.12, que ilustra el comportamiento de dicho material.



Figura 3. 12. Comportamiento esfuerzo - deformación del material

Para realizar el análisis de elementos finitos en tres dimensiones (3D), se utilizaron elementos tetrahedrales de 20 nodos. La figura 3.13 muestra el mallado trazado para llevar a cabo el análisis, en la cual por razones de simetría solo se representa la mitad de la muestra de fatiga.



a) Mitad de la probeta de fatiga



b) Mallado local cercano a la entalla

Figura 3. 13. Mallado del modelo

3.5.1.- Distribución de esfuerzos

Debido a la presencia de la entalla, los esfuerzos en los alrededores de la misma son más elevados que el esfuerzo nominal aplicado, alcanzándose esfuerzos mayores al valor del esfuerzo de fluencia del material lo cual genera una zona plástica, tal como se observa en la figura 3.14. La misma representa la distribución de esfuerzos de Von Mises en la sección transversal de la probeta.



Figura 3. 14. Esfuerzos equivalentes de Von Mises

Se puede observar que la zona plastificada (de color rojo) es casi circular, y presenta un tamaño aproximado de 0,014 mm de longitud alrededor de toda la entalla. De esta forma, es posible evaluar el cambio en la magnitud del esfuerzo de Von Mises desde la base de la entalla, hasta el centro de la probeta, tal como se ilustra en la figura 3.15. Al evaluar la figura 3.14 se obtiene que el esfuerzo máximo alcanzado es de 1161 MPa, el cual está identificado con el color rojo, y esta ubicado justo en la raíz de la entalla el cual va disminuyendo paulatinamente hasta llegar a un valor constante que es medido en la
periferia de la probeta, obteniéndose un esfuerzo de 569 MPa, que está identificado con el color verde claro, que es lo esperado ya que el esfuerzo va disminuyendo progresivamente hasta la fibra neutra de la probeta, punto en el cual el esfuerzo cambia de signo ya que de tracción pasa a compresión.



Figura 3. 15. Distribución de esfuerzos de Von Mises

3.5.2.- Distribución de deformaciones

Con el uso del mismo código también se obtuvo la distribución de deformación equivalente de acuerdo con el criterio de Von Mises para la sección transversal de la probeta, tal como se ilustra en la figura 3.16. De igual manera por la presencia de la entalla la deformación en los alrededores de la misma es mucho mayor que la deformación asociada al esfuerzo de fluencia del material, determinada en la curva de tracción, produciéndose de esta forma una zona plástica en dicha región.



Figura 3. 16. Deformaciones equivalentes de Von Mises



Figura 3. 17. Distribución de deformaciones de Von Mises

Nuevamente, mediante este análisis es posible representar gráficamente la variación de la deformación equivalente a partir de la raíz de la entalla, tal como se ilustra en la figura 3.17. En la misma, se puede apreciar que la deformación máxima alcanzada es de aproximadamente 0,0068, disminuyendo progresivamente hasta un valor de aproximadamente 0,0035.

76

CAPITULO IV CONCLUSIONES

- La magnitud del daño acumulado por fatiga, en el ámbito de número de ciclos a falla analizado en la presente investigación, puede ser predicha satisfactoriamente por la regla de Palmgren – Miner de acuerdo a lo obtenido tanto para los ensayos de dos como de tres bloques.
- De acuerdo al análisis por elemento finito para una probeta con una entalla de 0,75 mm. y un esfuerzo aplicado de 574 MPa, se predice un proceso de plastificación en el entorno de la entalla generando así una zona deformada de aproximadamente 0,014 mm. en la cual se alcanzó un esfuerzo de 1161 MPa.
- Las superficies de fractura muestran un único punto preferencial de nucleación de la grieta de fatiga asociado a la entalla.
- En relación a la medición del tamaño crítico de grieta se observó que no existe una variación significativa en los resultados de los ensayos de dos y tres bloques cuando son realizados de manera creciente o decreciente.
- A partir de los ensayos de fatiga, la ecuación de Basquin que describe el comportamiento del acero SAE 4340 templado y revenido y con una entalla de 0,5 mm es la siguiente:

$$S_{0,5} = 2784,61 * (N_f)^{-0,1406}$$

CAPITULO V RECOMENDACIONES

Estas recomendaciones son hechas con el único objetivo de orientar futuros trabajos que sean realizados para completar el presente estudio:

- Realizar trabajos similares donde se incorporen otras aleaciones para llevar a cabo una comparación entre todos los resultados.
- Realizar trabajos similares en donde los ciclos a falla sean obtenidos en un espectro no menor a los dos órdenes de magnitud.
- Variar las condiciones de aplicación de esfuerzos, utilizar menores esfuerzos a los aplicados en este trabajo ó aumentar la cantidad de bloques de ensayo.

CAPÍTULO VI

BIBLIOGRAFÍA

1.- American Society of Mechanical Engineers, 1965, "ASME Handbook, Metals Engineering Design", McGraw Hill Book Co., New York.

2.- ASM International, "ASM Handbook, Heat Treating", Vol. 4, Materials Information Society, 1991.

3.- ASM International, 1990, "Materials Handbook, Properties and Selection Irons, Steels and High Performance Alloys", Vol. 1, 10th Edition, Materials Park, Ohio.

4.- ASM International, "ASM Handbook, Fatigue and Fracture", Vol. 19, Materials Information Society, 1996.

5.- Ochoa E., " Estudia a Fatiga de una Acero SAE 4340 Templado y Revenido, Entallado ", Escuela de Metalúrgia y Ciencia de los Materiales U.C.V., Tesis de grado, Noviembre 2002.

6.- Merizalde C., " Estudio de Tenacidad de Fractura de la Aleación de Aluminio 6063 ", Escuela de Metalurgia y Ciencia de los Materiales U.C.V., Tesis de grado, Agosto 2001.

7.- Palmgren A., "Die Lebensdauer von Kugellagern ", Verfahrenstechinik, Berlín, 1.924,
68, 339 – 341.

8.- French H. J., "Fatigue and hardening of steels ", Transactions American Society of Steel Treating, 1.933, 21, 899 – 946.

9.- Langer B. F., "Fatigue failure from stress cycles of varying amplitude ", ASME Journal of Applied Mechanics, 1.937, 59, A160 – A162.

10.- Miner M. A., "Cumulative damage in fatigue ", Journal of Applied Mechanics, 1.945,67, A159 – A164.

11.- Lim L. C., Tay Y. K. and Fong H. S., "Fatigue damage and crack nucleation mechanics at intermediate strain amplitudes "Acta Metallurgica et Materialia, 1.990, 38(4), 595 – 601.

12.- Coffin L. F., "Design aspects of high – temperature fatigue with particular reference to thermal stresses ", Transactions of the ASME, 1.956, 78, 527 – 532.

 Baldwin E., Sokol G. and Coffin L., "Cyclic strain fatigue studies on AISI 347 stainless steel ", Proceedings American Society for Testing and Materials, 1.957, 57, 567 – 586.

14.- Topper T. H. and Biggs W. D., " The cyclic straining of mild steel ", Applied Materials Research, 1.966, 202 – 209.

15.- Miller K. J., " An experimental linear cumulative – damage law ", Journal of Strain Analysis, 1.970, 5(3), 177 – 184.

16.- Marco S. and Starkey W., " A concept of fatigue damage ", Transactions of the ASME, 1.954, 76, 627 – 632.

17.- Richart F. and Newmark N., " A hypothesis for the determination of cumulative damage in fatigue ", Proceedings American Society for Testing and Materials, 1.948, 48, 767 – 800.

18.- Kommers J., " The effect of overstress in fatigue on the endurance life of steel ", Proceedings American Society for Testing and Materials, 1.945, 45, 532 – 541.

19.- Bennett J., " A study of the damaging effect of fatigue stressing on X4130 steel ", Proceedings American Society for Testing and Materials, 1.946, 46, 693 – 714.

20.- Henry D., " A theory of fatigue damage accumulation in steel ", Transactions of the ASME, 1.955, 77, 913 – 918.

21.- Gatts R., "Application of a cumulative damage concept to fatigue ", ASME Journal of Basic Engineering, 1.961, 83, 529 – 540.

22.- Gatts R., "Cumulative fatigue damage with random loading ", ASME Journal of Basic Engineering, 1.962, 84, 403 – 409.

23.- Bluhm J., " A note on fatigue damage ", Materials Research and Standards, 1.962.

24.- Corten H. and Dolon T., " Cumulative fatigue damage ", In Proceedings of the International Conference on Fatigue of Metals, Institution of Mechanical Engineering and American Society of Mechanical Engineers, 1.956, pp. 235 – 246.

25.- Freudenthal A. and Heller R., "On stress interaction in fatigue and a cumulative damage rule ", Journal of the Aerospace Sciences, 1.959, 26(7), 431 - 442.

26.- Freudenthal A., "Physical and statistical aspects of cumulative damage ", In Colloquium on Fatigue, Stockholm, May 1.955, Springer – Verlag, Berlín, 1.956, pp. 53–62.

Universidad Central de Venezuela

27.- Spitzer R. and Corten H., " Effect of loading sequence on cumulative fatigue damage of 7071 – T6 aluminium alloy ", Proceedings American Society for Testing and Materials, 1.961, 61, 719 – 731.

28.- Manson S., Nachigall A. and Freche J., " A proposed new relation for cumulative fatigue damage in bending ", Proceedings American Society for Testing and Materials, 1.961, 61, 679 – 703.

29.- Manson S., Nachigall A., Ensing C. and Freche J., "Further investigation of a relation for cumulative fatigue damage in bending ", ASME Journal of Engineering for Industry, 1.965, 87, 25 - 35.

30.- Grover H., " An observation concerning the cycle ratio in cumulative damage ", In Symposium on Fatigue of Aircraft Structure ", ASTM STP 274, American Society for Testing an Materials, Philadelphia, PA, 1.960, pp. 120 – 124.

31.- Manson S., "Interfaces between fatigue, creep, and fracture ", International Journal of Fracture Mechanics, 1.966, 2, 328 – 363.

32.- Manson S., Freche J. and Ensing S., "Application of a double linear damage rule to cumulative fatigue ", In Fatigue Crack Propagation, ASTM STP 415, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, PA, 1.967, pp. 384 – 412.

33.- Shanley F., " A theory of fatigue based on unbonding during reversed slip ", Report P - 350, The Rand Corporation, Santa Monica, 1.952.

34.- Valluri S., " A unified engineering theory of high stress level fatigue ", Aerospace Engineering, 1.961, 20, 18 – 19.

35.- Valluri S., " A theory of cumulative damage in fatigue ", Report No. ARL 182, Aeronautical Research Laboratory, Office of Aerospace Research, United States Air Force, 1.961.

36.- Scharton T. and Crandall S., "Fatigue failure under complex stress histories ", ASME Journal of Basic Emgineering, 1.966, 88(1), 247 – 251.

37.- Manson S. and Halford G., "Practical implementation of the double linear damage rule and damage curve approach for treating cumulative fatigue damage ", International Journal of Fracture, 1.981, 17(2), 169 – 192.

38.- MansonS. and Halford G., "Complexities of high – temperature metal fatigue: some steps toward understanding ", Israel Journal of Technology, 1.983, 21, 29 – 53.

39.- Bizon P., Thoma D. and Halford G., "Interaction of high cycle and low cycle fatigue of Haynes 188 at 1400 F ", In Structure Integrity and Durability of Reusable Space Propulsion Systems, NASA CP – 2381, NASA Lewis Research Center, Cleveland, OH, 1.985, pp. 129 – 138.

40.- Halford G. and Manson S., "Reexamination of cumulative fatigue damage laws ", In Structure Integrity and Durability of Reusable Space Propulsion Systems, NASA CP – 2381, NASA, 1.985, pp. 139 – 145.

41.- Manson S. and Halford G., "Reexamination of cumulative fatigue damage analysis an engineering perspective ", Engineering Fracture Mechanics, 1.986, 25(5/6), 539 – 571.

42.- Bui – Quoc T., " An interaction effect consideration in cumulative damage on a mild steel under torsion loading ", Proceedings of the 5th International Conference on Fracture, Pergamon Press, 1.981, 5, 2625 – 2633.

43.- Bui – Quoc T., Dubue J., Bazergui A. and Biron A., "Unified theory of cumulative damage in metal fatigue ", W.R.C. Bulletin, 1.971, 162, 1 – 20.

44.- Vasek A. and Polak J., "Low cycle fatigue damage accumulation in Armei – iron ", Fatigue of Engineering Materials and Structures, 1.991, 14(2-3), 193 - 204.

45.- Subramanyan S., " A cumulative damage rule based on the knee point of the S - N curve, ASME Journal of Engineering Materials and Technology, 1.976, 98(4), 316 - 321.

46.- Leipholz H., "Lifetime prediction for metallic specimens subjected to loading with varying intensity", Computer & Structures, 1.985, 20(1 - 3), 239 - 246.

47.- Leipholz H., "On the modified S – N curve for metal fatigue prediction and its experimental verification ", Engineering Fracture Mechanics, 1.986, 23(3), 495 - 505.

48.- Leipholz H., Topper T. and El Menoufy M., "Lifetime prediction for metallic componets subjected to stochastic loading ", Computer and Structures, 1.983, 16(1 - 4), 499 - 507.

49.- Inglis N., "Hysteresis and fatigue of Wohler rotating cantilever specimen ", The Metallurgist, 1.972, 23 - 27.

50.- Morrow J., "Cycle plastic strain energy and fatigue of metals ", In Internal Friction, Damping and Cyclic Plasticity, ASTM STP 378, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, PA, 1.965, 45 – 84.

51.- Halford G., "The energy required for fatigue ", Journal of Materials, 1.966, 3 – 18.

52.- Zuchowski R., " Specific strain work as both failure criterion and material damage measure ", Res Mechanica, 1.989, 309 – 322.

53.- Leis B., "An energy – based fatigue and creep – fatigue damage parameter ", Journal of Pressure Vessel and Technology, ASME Transactions, 1.997, 524 – 533.

54.- Kujawski D. and Ellyin F., " A cumulative damage theory of fatigue crack initiation and propagation ", International Journal of Fatigue, 1.984, 83 – 88.

55.- Golos K. and Ellyin F., " A total strain energy desity theory for cumulative fatigue damage ", ASME Journal of Pressure Vessel Technology, 1.988, 36 – 41.

56.- Golos K. and Ellyin F., "Total strain energy desity as a fatigue damage parameter ", In Advances in Fatigue Science and Technology, Proceedings of the NATO Advanced Study Institute, ed. C. M. Branco and L. G. Rosa Kluwer Academic, 1.989, 849 – 859.

57.- Lukas P. and Kunz I., "Influence of notches on high cycle fatigue life ", Materials Science Engineering, 1.981, 93 – 98.

58.- Leis B., "A nonlinear history – dependent damage model for low cycle fatigue ", In Low Cycle Fatigue, ASTM STP 942, ed. H. D. Solomon, G. R. Halford, L. R. Kaisand and B. N. Leis American Society for Testing and Materials, Philadelphia, PA, 1.988, pp. 143 – 159.

59.- Smith K., Watson P. and Topper T., " A stress – strain function for the fatigue of metals ", Journal of Materials, 1.970, 767 – 778.

60.- Niu X., "Memory behavior of stress amplitude responses and fatigue damage model of a hot – rolled low carbon steel ", In Mechanical Behavior of Materials – V, Proceedings of the fifth International Conference, Vol. 1, ed. M. G. Yan, S. H. Zhang and Z. M. Zheng, Pergamon Press, Oxford, 1.987, pp. 685 – 690.

61.- Niu X., Li G. and Lee H., "Hardening Law and fatigue damage of a cyclic hardening metal", Engineering Fracture Mechanics, 1.987, 163 – 170.

62.- Bui – Quoc T., "Cyclic stress, strain and energy variations under cumulative damage test in low – cycle fatigue ", Journal of Testing and Evaluation, ASTM, 1.973, 58 – 64.

63.- Radhakrishnan V., " Cumulative damage in low – cycle fatigue ", Experimental Mechanics, 1.978, 292 – 296.

64.- Radhakrishnan V., " An analysis of low cycle fatigue based on hysteresis energy ", Fatigue of Engineering Materials and Structures, 1.980, 75 – 84.

65.- Kliman V., "Fatigue life prediction for a material under progammble loading using the cyclic stress – strain properties ", Materials Science and Engineering, 1.984, 1 - 10. 66.- Fatemi A. and Yang L., "Cumulative fatigue damage and life prediction theories: a survey of the state of the art for homogeneous materials ", Elseiver Science, vol. 20, 1.998, pp. 9 - 34.