



CENTRO DE INGENIERIA Y DESARROLLO INDUSTRIAL

EFEECTO DEL TRATAMIENTO TERMICO EN LOS ESFUERZOS  
RESIDUALES Y ANALISIS DE FATIGA MULTIAXIAL EN  
RESORTES MECANICOS

# Tesis

QUE PARA OBTENER EL GRADO ACADEMICO DE

Doctor en Ciencia y Tecnología  
en la Especialidad de  
Diseño y Desarrollo de Sistemas Mecánicos

PRESENTA

Luis Del Llano Vizcaya



Santiago de Querétaro, Qro., México, \_\_\_\_\_ del 200\_\_.

## ÍNDICE

RESUMEN.....	3
AGRADECIMIENTOS.....	4
RECONOCIMIENTOS.....	5
I. CAPITULO,..... INTRODUCCIÓN.	
I.1. Introducción.....	6
I.2. Justificación.....	7
I.3. Objetivos.....	7
I.4. Estado del Arte.....	8
I.5. Organización de la tesis.....	12
II. CAPITULO,..... CONCEPTOS PRELIMINARES	
II.1. Resortes helicoidales de compresión.....	14
II.1.1. Descripción general de los resortes helicoidales.....	14
II.1.2. Análisis.....	16
II.2. Esfuerzos residuales.....	17
II.2.1. Generación de esfuerzos residuales.....	17
II.2.2. Métodos de medición.....	20
II.2.3. Efecto en los resortes.....	21
II.3. Relevado de esfuerzos.....	31
III. CAPITULO,..... FATIGA DE MATERIALES Y COMPONENTES	
III.1. Fatiga controlada por el Esfuerzo.....	34
III.1.1. Curva S-N.....	34
III.1.2. Efecto del esfuerzo medio.....	40
III.2. Fatiga controlada por la deformación.....	44
III.2.1. Curva $\epsilon$ -N. Pruebas y ecuaciones.....	45
III.2.1.1. Observaciones de las curvas y ecuaciones $\epsilon$ -N....	48
III.2.1.2. Tendencias de los metales de ingeniería.....	49
III.2.2. Efecto del esfuerzo medio.....	51
III.2.3. Curva esfuerzo deformación cíclica.....	53
III.2.4. Regla de Neuber.....	54

III.3. <i>Fatiga multiaxial</i> .....	55
III.3.1. <i>Modelos de deformación equivalente</i> .....	56
III.3.2. <i>Modelos de plano crítico</i> .....	60
III.3.2.1. <i>Wang-Brown</i> .....	60
III.3.2.2. <i>Fatemi-Socie</i> .....	64
IV. <i>CAPITULO,..... MATERIALES Y METODOS EXPERIMENTALES</i>	
IV.1. <i>Especímenes de prueba, Tratamiento térmico</i> .....	67
IV.2. <i>Inspección Metalográfica</i> .....	71
IV.3. <i>Pruebas de relajación</i> .....	79
IV.4. <i>Pruebas de fatiga</i> .....	79
IV.5. <i>Esfuerzos residuales</i> .....	80
V. <i>CAPITULO,..... RESULTADOS EXPERIMENTALES</i>	
V.1. <i>Caracterización del material</i> .....	83
V.2. <i>Pruebas de relajación</i> .....	83
V.3. <i>Pruebas de fatiga</i> .....	84
V.4. <i>Esfuerzos residuales</i> .....	91
V.5. <i>Metalografía</i> .....	93
V.6. <i>Macrofactografía-Análisis de falla</i> .....	94
VI. <i>CAPITULO,.....ANALISIS DE FATIGA MULTIAXIAL</i>	
VI.1. <i>Fatiga Multiaxial</i> .....	97
VI.2. <i>Simulación numérica resorte helicoidal de compresión</i> .....	104
VI.3. <i>Resultados y discusión de análisis de fatiga</i> .....	115
VII. <i>CONCLUSIONES</i> .....	118
<i>REFERENCIAS</i> .....	122
<i>NOMENCLATURA</i> .....	124

## RESUMEN

Actualmente, el tratamiento térmico de los resortes es una función del trabajo diario, el cual es definido de acuerdo a la experiencia del fabricante, este es reflejado en la vida útil del componente debido a que están sujetos a cargas que se presentan en forma cíclicas. De igual forma, se tiene que los esfuerzos residuales son causa de falla, determinada su presencia en los materiales sin que exista la aplicación de cargas externas, y no son detectables por satisfacer las condiciones de equilibrio estático. Al presente, los resortes requieren de un control de calidad, como primer paso de un diseño óptimo. En este documento se realiza una predicción de selección de material y ciclos de vida, posteriormente se ejecuta un tratamiento térmico que determinara su consistencia y vida útil, de esta manera se cumplen los fines para lo que fue creado, sin tener una incertidumbre de falla elevada. Lo anteriormente mencionado, implica una metodología para analizar y mostrar el efecto del tratamiento térmico en diferentes condiciones de fatiga del componente, donde su geometría, relajación y esfuerzos residuales son considerados para asegurar que el componente no falle en su desempeño durante un tiempo determinado.

Para realizar este estudio existen muchas técnicas para medir esfuerzos residuales, estas se restringen a cierto tipo de geometrías y materiales predeterminados, siendo la deformación el parámetro a medir, la cuál a su vez se asocia con el esfuerzo mediante relaciones de teoría de elasticidad. En el presente trabajo se emplea la Técnica de Difracción de Rayos X, la cual obtiene parámetros para las relaciones matemáticas entre los esfuerzos y las deformaciones. Las posibles aplicaciones de esta técnica de medición demuestran que en el análisis de esfuerzos residuales se tiene que el efecto que se produce por el tratamiento térmico de relevado es dependiente del proceso a diferentes tiempos y temperaturas, que son usados para generar diferentes grupos de porcentaje de esfuerzos residuales eliminados. Conjuntamente con lo anterior, se realizan pruebas de relajación y determinación de límites de fatiga, a partir de gráficos esfuerzo- número de ciclos (S-N) correspondiente a diferentes grupos de tratamiento térmico. Posteriormente, es llevado a cabo un análisis de Fatiga Multiaxial basado en deformación- número de ciclos ( $\epsilon$ -N), usando los criterios de Plano Crítico Fatemi-Socie (FS), Wang-Brown (WB). El análisis de esfuerzos se realizó en un sistema de análisis numérico para elemento finito (ANSYS<sup>®</sup>) para un modelo del resorte con perspectiva tridimensional; subsiguientemente es introducido para análisis de fatiga multiaxial utilizando un programa de manejo de fatiga por elemento finito (FE-FATIGUE NCODE<sup>®</sup>). Las propiedades mecánicas y de fatiga necesarias para realizar el análisis se obtienen experimentalmente para un resorte tratado térmicamente en un horno de recirculación de aire. Los criterios FS, WB pronostican vidas similares para iguales condiciones de carga, no siendo así el criterio  $\epsilon$ -N en un plano (XY) y  $\epsilon$ -N en un plano (YZ). Por último, los resultados numéricos de los criterios utilizados son comparados y validados con los resultados obtenidos experimentalmente, donde se observa que los criterios  $\epsilon$ -N no son conservativos. Teniendo con este fin una predicción por análisis numérico de la vida útil del resorte, así como el punto de inicio de fractura, posterior a la ejecución de un reducido número de pruebas experimentales de fatiga.

## **AGRADECIMIENTOS**

Esta tesis, la dedico agradeciendo en primera instancia a dios que me da la vida y permite pensar en mi destino.

A mis padres Luis y Josefina por ser las personas a quien más quiero, respeto y admiro, por haberme sabido dar la mejor educación y orientación hasta este momento, lo que me coloca en una situación de deuda el cual agradezco infinitamente.

A mis hermanos Octavio, Alicia, y Adrián por su apoyo y por creer siempre en mi, para que este trabajo sirva como estímulo de superación, comprobando una vez más que podemos llegar tan lejos como las metas que nos proponemos, siendo libres de decisión, siempre que dios nos permita.

A mi Esposa Maria Evelia por su amor y paciencia mostrados durante todo este tiempo que llevamos juntos, tus sacrificios y tu confianza en mi siempre los tendré presentes, mil gracias ya que sin tu ayuda no podría llegar a ninguna parte.

A mis hijos Luis Andrés y Aldo Ahmed que ahora son la razón de mi vida, siendo este un ejemplo para su futura formación.

## RECONOCIMIENTOS

- Al Dr. Carlos Rubio González le doy mil gracias, primero por ser un gran amigo, y después por ser mi asesor y director de proyecto, por compartir sus conocimientos, por brindarme su confianza y apoyo en la realización de mi tesis.
  
- Al Dr. Joel Martínez Frías mi mas sincero reconocimiento por creer e infundar en mi el deseo de mayor conocimiento, de no ser por ello, tal vez no me encontraría el día de hoy redactando esta tesis.
  
- Al Dr. Gerardo Torres le agradezco su confianza, sus aportaciones y conocimientos brindados en el desarrollo de mi tesis.
  
- Hago patente mi agradecimiento a la institución que me ha formado no solo como profesionista sino como persona, al Postgrado Interinstitucional de Ciencia y Tecnología PICYT.
  
- Además a la empresa Industrial de Resortes S.A., por brindarme todas las facilidades para el desarrollo del proyecto, y en especial al Sr. Jesús García por su confianza, mi más sentido agradecimiento.
  
- A mis compañeros y amigos que de alguna manera apoyaron mi formación desinteresadamente.

# CAPITULO I

## INTRODUCCIÓN

### I.1. Introducción

Los resortes se usan ampliamente en todos los tipos de mecanismos y máquinas, siempre que sea necesario almacenar energía al utilizar su propiedad de elasticidad en un dispositivo que requiere ser desplazado una posición, debido a la acción de una fuerza, que al ser liberada regresa a la posición original. El diseño y fabricación de estos elementos es algo verdaderamente notable, debido a que son elementos de uso muy frecuente y extenso. Por otro lado, el estudio de la fatiga de los materiales brinda el enfoque para determinar la expectativa de vida de elementos mecánicos sometidos a cargas cíclicas y puede ser utilizado en el caso de diseño de resortes helicoidales de compresión.

En este trabajo se presenta, una investigación experimental de relajación y fatiga en resortes helicoidales de compresión para la determinación de límites de fatiga, y gráficos esfuerzo- número de ciclos (S-N) correspondiente a los diferentes grupos de tratamiento térmico de relevado de esfuerzos. Además, se presenta un análisis de fatiga multiaxial basado en deformación ( $\epsilon$ -N), empleando los criterios de plano crítico de Fatemi-Socie, Wang-Brown, y el criterio de deformación equivalente Hoffmann-Seeger, en el resorte helicoidal de compresión tratado térmicamente. Las propiedades del material utilizadas para realizar el análisis fueron obtenidas de pruebas experimentales de fatiga, pruebas de tensión uniaxial. El análisis de esfuerzos se realizó en el paquete de elemento finito ANSYS<sup>®</sup> versión 8.1 y Unigraphics NX2 para un modelo de resorte tridimensional y posteriormente el análisis de fatiga multiaxial se desarrolló utilizando NCODE<sup>®</sup> versión 5.3. Obtenidos los resultados numéricos de los diferentes criterios, se realiza una comparación entre ellos.

## **I.2. Justificación**

Es un hecho muy observado que los componentes de equipos y máquinas sufran un deterioro debido al intenso trabajo al que se someten, estos trabajos crean esfuerzos en los componentes, daño acumulado por fatiga y finalmente la fractura. Muchas veces estas roturas se deben a un mal diseño de los componentes, un mantenimiento insuficiente, o un mal uso del componente de la máquina o equipo del que forma parte.

En casi todas las máquinas es necesaria la transmisión de movimiento por elementos elásticos capaces de almacenar energía y para lograrlo los resortes helicoidales de compresión constituyen uno de los mejores medios disponibles. Un ejemplo de ello, en las suspensiones para soportar el peso del vehículo a través de una unión no rígida, lo cual deja claro que son elementos de máquina de uso muy frecuente, extenso y sometidos durante su vida útil a millones de ciclos de carga, de aquí la importancia de conocer al máximo su comportamiento bajo fatiga.

## **I.3. Objetivos**

Creación de una metodología para analizar y mostrar el efecto del tratamiento térmico de relevado de esfuerzos en el desempeño y vida por fatiga de resortes helicoidales de compresión.

Extender la aplicación de los modelos de fatiga multiaxial por plano crítico de Fatemi-Socie, Wang-Brown, y el criterio de deformación equivalente Hoffmann-Seeger al diseño de resortes helicoidales de compresión y comparar los resultados con procedimientos tradicionales de diseño de resortes.



## I.4. Estado del arte

La fatiga en los materiales es el proceso de daño y falla que se lleva a cabo por la aplicación de cargas cíclicas [1,2]. Se considera a August Wöhler como uno de los pioneros en los trabajos de fatiga. La investigación de Wöhler se centró en las fallas ocurridas en los rieles de vías férreas y en el desarrollo de estrategias de diseño para evitar fallas por fatiga. En su trabajo demostró que la fatiga no solo se ve afectada por esfuerzos cíclicos sino también por el esfuerzo medio [1-3].

Los métodos de fatiga uniaxiales para predicción de vida que utilizan la aproximación de deformación local han sido usados desde hace algunos años, teniendo sus orígenes en los trabajos de Basquin, Mason y Coffin [1,2]. Las limitaciones de estos métodos son bien conocidos y han sido utilizados para una variedad de componentes donde la carga local en el área crítica es uniaxial ó cercana a ésta. Sin embargo, hay muchos componentes donde la combinación de cargas y efectos geométricos genera que las cargas locales sean multiaxiales, es por ello que recientemente se han realizado numerosas investigaciones en el campo de la fatiga multiaxial, como el trabajo de Jayanta Das y Srinivasan M. Sivakumar [4], en el que proponen un procedimiento computacional para la evaluación de vida de una turbina de vapor, incorporando modelos multiaxiales de daño por plano crítico.

De igual forma C. Han, X. Chen y K.S. Kim [5], trabajaron en fatiga multiaxial realizando una serie de pruebas sobre el acero SNCM630 bajo carga axial-torsional proporcional y no proporcional, donde los criterios propuestos por Wang-Brown, Smith-Watson-Topper, Fatemi-Socie, Chen, Pan y Varvani-Farahani [2] fueron evaluados por comparación con los resultados experimentales obtenidos. Ellos concluyen que el criterio de Fatemi-Socie provee buenas estimaciones de vida y el criterio de Wang-Brown predice vidas algo conservativas para algunas condiciones de carga no proporcionales.

De esta manera, así como han sido descritas las ventajas y desventajas que brinda, utilizar cargas uniaxiales y multiaxiales en diferentes materiales. Existen noticias de reportes de falla por fatiga de resortes de compresión, algunos de ellos son mostrados a continuación:

B.Ravi Kumar, Swapan K. Das, D.K. Bhattacharya realizaron un estudio de la falla de un resorte de compresión empleado en suspensiones de rejillas de horno de coke; empleando un análisis micro-estructural y medición de dureza se observó que no hubo ninguna degradación en el material del resorte. Una muestra de la corrosión de la superficie, revela marcas de playa como el modo de fractura y poros en la superficie. Fue establecido que la falla del resorte es causado por corrosión [6].

Melander A, Larson M. [7] se analizó el efecto de la amplitud de esfuerzo en el inicio de la falla en un acero para resortes. Se ensayaron especímenes Hour-glass-shaped, de acero endurecido para resortes, las cargas aplicadas fueron cíclicas completamente reversibles, a cinco diferentes amplitudes de esfuerzo. Los resultados muestran las curvas de falla en diagramas Weibull, donde para amplitudes de esfuerzo bajas se muestra una apariencia de doble comportamiento lineal, mientras para amplitudes de esfuerzo más altas se muestran apariencias lineales. Las vidas cortas en la curva de Weibull para amplitudes de esfuerzo bajo, se asociaron con inclusiones situadas cerca de la superficie del espécimen, las cuales dieron origen al inicio de la grieta. La falla en vidas largas en la curva de Weibull fue causada por inclusiones situadas en el interior de los especímenes. En la aplicación de grandes amplitudes de esfuerzo la falla fue originada por inclusiones situadas en la superficie del espécimen. El tamaño de la distribución de la inclusión en el acero, fue determinado con tres diferentes técnicas basadas en: microscopía óptica, microscopía de barrido y disolución química, encontrando similitud de resultados en ellas para inclusiones grandes. Los esfuerzos residuales en la superficie de los especímenes fueron medidos con técnicas de rayos X. Se presenta un modelo para determinar la probabilidad de la falla, el cual considera el crecimiento de grietas en poros esféricos, donde los poros son utilizados para modelar las inclusiones. Las curvas de crecimiento de grietas cortas y largas, fueron diseñadas de tal manera que el

crecimiento pueda ser calculado. Se asume que el crecimiento de grietas cortas es constante hasta llegar al umbral de crecimiento de grietas largas de acuerdo con la ley de Paris. La tasa de crecimiento constante para grietas cortas se encontró que es una función de la amplitud de esfuerzo aplicada y diferente para inclusiones situadas en la superficie y en el interior del espécimen. La probabilidad de la falla es calculada para distribuciones de poros correspondientes a los tamaños de las distribuciones de las inclusiones obtenidas experimentalmente. Los resultados obtenidos concuerdan razonablemente entre resultados experimentales y probabilidades de falla teórica.

Es importante destacar que un defecto microestructural sobre el material se encuentra localizado en el origen de la falla.

Posteriormente, M.T. Todinov [8] hace un estudio de los esfuerzos residuales en resortes de suspensión de automóviles. Los esfuerzos residuales han sido estudiados en diferentes etapas de la manufactura: revenido, templado y perdigoneado en los resortes. Los esfuerzos residuales del revenido dependen de una fase compleja sobre el estado micro estructural en la superficie y la variación del gradiente térmico en el alambre revenido. Contrario a lo esperado, los resultados del revenido al aceite del alambre descarburizado, muestran esfuerzos residuales de tensión en la superficie, mientras los resultados de revenido al agua muestran esfuerzos residuales de compresión. Los esfuerzos residuales no desaparecen después del templado. Sin embargo el perdigoneado después del revenido y templado, si no es llevado apropiadamente, puede resultar en una compresión pequeña o en esfuerzos residuales de tensión en la superficie, lo que provoca una gran disminución en la resistencia a fatiga en los resortes de suspensión.

M.T. Todinov [9] complementa su estudio analizando el efecto del esfuerzo principal máximo de tensión en el origen de la falla en resortes de compresión. Se muestra que contrario a los conceptos tradicionales, en los resortes helicoidales de compresión con un radio de bobina grande, la región más altamente esforzada se encuentra en la superficie exterior de la hélice, más que en el interior. El probable origen de la grieta por fatiga, considerando el material libre de amelladuras, se encuentra en el exterior de la hélice, donde se calcula la amplitud máxima del esfuerzo de tensión principal, durante el ciclo de carga. Se propone una ecuación para el esfuerzo de tensión máxima de un resorte

helicoidal y se propone un método para calcular el posible origen de la grieta por fatiga. Se demuestra que para resortes altamente esforzados, el diseño de fatiga debe ser basado en el rango del máximo esfuerzo de tensión principal. La influencia del perdigoneado en el origen de la grieta por fatiga es también investigada.

El diseño de resortes también ha sido tratado en este trabajo, sin embargo la información de fatiga aplicada al comportamiento de los resortes se presenta en dos formas: 1) La investigación sobre el efecto de torsión alternante realizada en alambre de resorte recto, la cual, proporciona información respecto a la resistencia a la fatiga de materiales en alambres rectos. 2) Clases de informe donde es mostrado ensayos de resortes con carga repetidamente aplicada del tipo cero-máxima ó una amplitud de esfuerzo determinada precarga a máxima. En este punto resulta útil recordar que la única cosa que quizá sea cierta son los datos; todo lo demás ha sido construido para utilidad humana, ésta es variable y representada por un lugar geométrico de falla por fatiga, que pasa por dos puntos cardinales; por conveniencia, a menudo con intersecciones ordinales en la forma del modelo matemático. Si se emplea la resistencia a la fatiga cero-máx. junto con la resistencia última cortante, la forma matemática resulta más elaborada. Esta no se ha medido, sino que se ha creado una intersección constructiva, cuya única virtud es proporciona un lugar de falla en forma conveniente. Sin embargo, se tiene que adoptar un tipo de lugar geométrico particular (por ejemplo, Gerber, ASME elíptico, Goodman [10] con objeto de encontrar la intersección de cada lugar geométrico.

La presentación más reveladora de datos respecto a alambres de resortes es que no hay diferencia entre los resortes arrollados con alambres que varían en tamaño de  $0.5 \leq d \leq 5.26$  mm en la parte plana de la curva S-N. Además, en tamaños de alambre  $d \leq 9.525$  mm, no presenta diferencia en la parte plana de la curva S-N de aceros al carbono y de aleación [11].

En un amplio estudio sobre la literatura disponible respecto a fatiga por torsión, se determinó que para probetas cilíndricas pulidas, libres de mellas sometidas a esfuerzo cortante en torsión, el esfuerzo alternante máximo que se puede someter sin causar la

falla es constante e independiente del esfuerzo medio en el ciclo, a condición que el intervalo de esfuerzo máximo no sea igual o exceda el esfuerzo de cedencia por torsión del metal.

## **I.5. Organización de la tesis**

### **CAPITULOS:**

**I INTRODUCCIÓN:** En este capítulo se da una breve descripción del trabajo de investigación realizado, se listan los objetivos que se pretenden lograr y se da un breve resumen de investigaciones realizadas anteriormente relacionadas con nuestro tema de investigación.

**II CONCEPTOS PRELIMINARES:** En este capítulo se describen algunos de los conceptos más importantes sobre resortes helicoidales de compresión, se presenta su nomenclatura, análisis, generación de esfuerzos residuales, así como relevado de los mismos. Estos conceptos introducen la base de conocimiento general relacionado a resortes.

### **III FATIGA DE MATERIALES Y COMPONENTES:**

En este capítulo se describen algunos de los conceptos más importantes de fatiga controlada por esfuerzo y deformación, así como, efecto de los esfuerzos medio necesarios en un análisis de fatiga multiaxial. Enmarcándose como estado de esfuerzo y deformación en un punto, esfuerzos y deformaciones efectivos etc.

Igualmente, se describen las características de la aproximación de fatiga basada en deformación así como las relaciones, pruebas y consideraciones que toma como base esta aproximación para realizar un análisis.

Además, se analizan diferentes modelos de fatiga multiaxial basados en deformación ( $\epsilon$ -N), entre ellos: Los modelos de fluencia estática, el modelo de deformación equivalente Hoffmann-Seeger y los modelos de plano crítico.

Estos conceptos introducen la base de conocimiento general de fatiga multiaxial y su comportamiento, los cuales serán empleados posteriormente al tema de resortes.

#### **IV MATERIALES Y METODOS EXPERIMENTALES:**

En este capítulo se presenta la metodología y los procedimientos utilizados para obtener los ensayos de relajación, fatiga y esfuerzos residuales. De igual forma propiedades a la fatiga del acero MB II FIL utilizado en la fabricación de los resortes de prueba.

**V RESULTADOS EXPERIMENTALES:** En este capítulo se muestran los resultados de los ensayos realizados resortes de compresión respecto a: relajación, fatiga y esfuerzos residuales.

**VI ANALISIS DE FATIGA MULTIAXIAL:** En este capítulo se analizan diferentes resultados de modelos de fatiga multiaxial basados en deformación ( $\epsilon$ -N), entre ellos: Los modelos de fluencia estática, el modelo de deformación equivalente Hoffmann-Seeger y los modelos de plano crítico. Además se presentan las características geométricas del resorte seleccionado, las propiedades del material utilizadas, el modelo utilizado, el análisis de fatiga y los resultados obtenidos.

**VII RESUMEN Y CONCLUSIONES:** En este capítulo se presenta un resumen del trabajo y se enlistan las conclusiones a las que se llegó con los resultados obtenidos del análisis de fatiga multiaxial en resorte helicoidal de compresión de material MB II FIL.

## **CAPITULO II**

### **CONCEPTOS PRELIMINARES**

Como ha sido referido anteriormente en la sección 1.5, este capítulo se describe algunos de los conceptos más importantes sobre resortes helicoidales de compresión, se presenta su nomenclatura, análisis, generación de esfuerzos residuales, así como relevado de los mismos. Estos conceptos introducen la base de conocimiento general relacionado a resortes.

## II.1. Resortes helicoidales de compresión

### II.1.1. Descripción general de los resortes helicoidales

El resorte es un dispositivo elástico, por ejemplo una bobina de alambre, que recobra su forma original después de ser comprimida o el ser extendido.

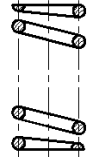
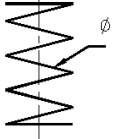
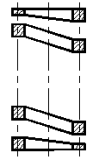
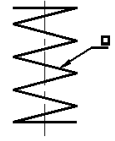
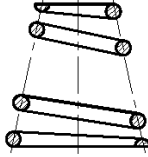
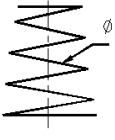
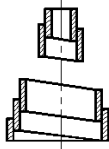
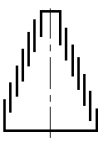
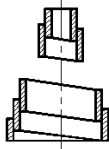
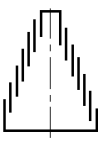
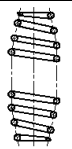
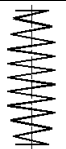
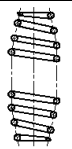
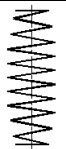
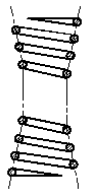
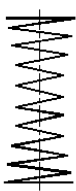
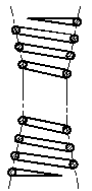
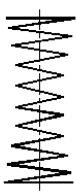
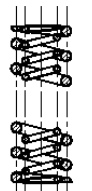
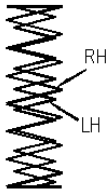
En mecánica, dispositivo elástico utilizado para almacenar y equipar energía, para absorber choque, para sostener la presión entre superficies de contacto, y para resistir tensión o compresión. Los resortes se hacen de un material elástico, por ejemplo, aleaciones de acero especialmente formulado o ciertos tipos de caucho o de plástico. Se utilizan los resortes Para reducir la conmoción cerebral en transportes, o retribuir una posición de elementos de mecanismos [11].

Los resortes de compresión helicoidales son usados para resistir la aplicación de fuerzas de compresión o almacenar energía en forma de empuje. Retienen muchas formas y son usadas para distintas aplicaciones, como en la industria automotriz, aeroespacial, aparatos domésticos, etc.

La forma más común en resortes de compresión es la cilíndrica, pero también se fabrican otras formas como el resorte cónico y el de forma de barril, ver tabla 1.1. La sección del alambre más común es el alambre redondo pero también se fabrica con sección cuadrada y rectangular. Esta última sección se usa normalmente para reducir la altura sólida. Los resortes de compresión pueden ser de paso uniforme o variable según las necesidades de la aplicación que se requiera.

**Tabla 1.1 Representación de los resortes de compresión**

Designación	Representación	
	Corte	Simplificada

Resorte cilíndrico de compresión sección circular		
Resorte cilíndrico de compresión sección rectangular		
Resorte cónico de compresión sección circular		
Resorte de compresión con láminas sección rectangular		
Resorte en voluta		
Resorte helicoidal bicónico de compresión.		
Resorte en forma de tonel		
Resorte helicoidal bicónico de compresión.		
Resorte en forma de diábolo		
Combinación de resortes helicoidales cilíndricos de compresión		

- El tipo de resorte más utilizado en la industria es el de compresión.
- Funciona bajo la acción de una fuerza de compresión.
- Los materiales utilizados en su fabricación son aceros elásticos especiales para muelles.



- Para mejorar el comportamiento del resorte, en cada extremo de éste se dispone una o varias espiras sin posibilidad de deformación.

### II.1.2. Análisis

Para visualizar los esfuerzos producidos en el alambre enrollado consideremos un resorte que soporta una carga axial  $F$ , ver figura II.1 (a). Ahora imagínese que el resorte se encuentra seccionado en algún punto, figura II.1 (b). Se separa una porción y se sustituye por el efecto de las fuerzas internas sobre la porción restante, quedando un diagrama de cuerpo libre. La parte seccionada ejercería una fuerza cortante directa  $F$  y un momento de torsión  $T$  en la parte restante del resorte. El esfuerzo máximo en el alambre puede calcularse mediante la ecuación [12]:

$$\tau_{\max} = \pm \frac{Tr}{J} + \frac{F}{A} \quad (2.1)$$

donde el primer término corresponde a la contribución por torsión y el segundo término es el esfuerzo cortante directo. Considerando que la sección del alambre es circular la ecuación anterior se reduce a

$$\tau = \frac{8FD}{\pi d^3} + \frac{4F}{\pi d^2} = K \frac{8FD}{\pi d^3} \quad (2.2)$$

donde  $K$  es el factor de Wahl, y  $C$  es el índice del resorte definidos por

$$K = 1 + \frac{0.5}{C}, \quad C = \frac{D}{d} \quad (2.3)$$

Cuando la carga  $F$  es variable, se genera un esfuerzo también variable. El esfuerzo medio  $\tau_m$  y la amplitud  $\tau_a$  están definidos por

$$\tau_m = K_s \frac{8F_m D}{\pi d^3} \quad (2.4)$$

$$\tau_a = K_b \frac{8F_a D}{\pi d^3} \quad (2.5)$$

donde  $K_s$  y  $K_b$  son factores de corrección por curvatura [12] y  $F_m$  y  $F_a$  son la carga media y alternante (amplitud), respectivamente.

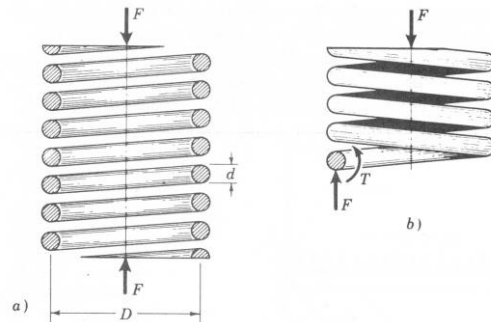


Figura II.1. (a) Resorte helicoidal con carga axial. (b) diagrama de cuerpo libre.

## II.2. Esfuerzos residuales

### II.2.1. Generación de esfuerzos residuales

Una clasificación para declarar esfuerzos residuales o internos en los metales es: micro-esfuerzos y macro-esfuerzos. Los primeros proceden de las diferencias en las propiedades elásticas y térmicas de los diversos constituyentes del metal y de las propiedades anisotrópicas de los granos. Estos son los factores metalúrgicos que se encuentran influenciados por la composición y el tratamiento térmico del metal y su influencia en la resistencia a la fatiga. Los macro-esfuerzos se encuentran distribuidos uniformemente en áreas o zonas mucho más amplias y resultan de la deformación plástica producida por el esfuerzo mecánico o térmico o por la electro-deposición. La influencia del tratamiento superficial sobre la resistencia a la fatiga esta regida, en una gran extensión, por el efecto de los esfuerzos residuales de gran magnitud.

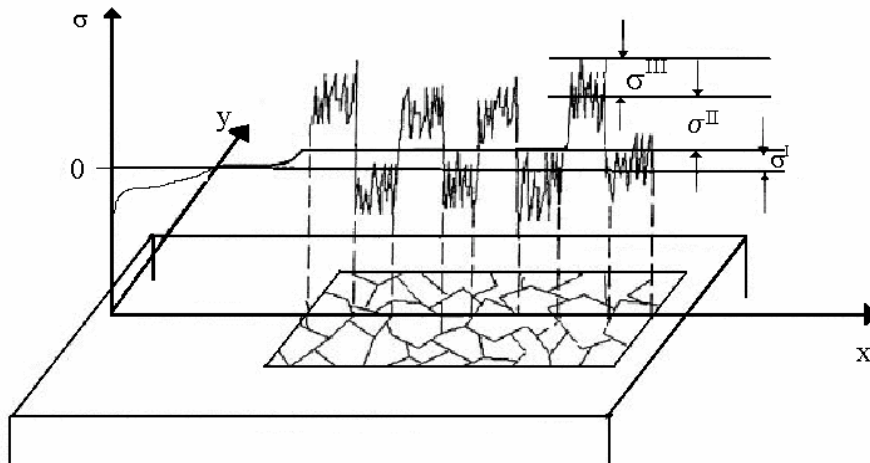
Los esfuerzos residuales son una consecuencia de interacciones entre tiempo, temperatura, deformación y micro-estructura. Las características de los materiales que influyen el desarrollo de los esfuerzos residuales son: la conductividad térmica, la

capacidad calorífica, la expansión térmica, el módulo de elasticidad, la relación de *poisson*, la plasticidad y las transformaciones de fase.

Prácticamente todos los procesos de manufactura inducen esfuerzos residuales en las partes mecánicas los cuales afectan la resistencia a la fatiga, resistencia a la fractura y sobre éstas, la resistencia a la corrosión. Existen pocos métodos en el trabajado de metales que no producen esfuerzos residuales.

*Los esfuerzos residuales* son usualmente definidos como los esfuerzos que existen en las partes mecánicas sin que exista la aplicación de cargas externas (incluyendo gravedad) u otras fuentes de esfuerzos tales como gradientes térmicos [13].

Generalmente se pueden distinguir tres formas de esfuerzos residuales acorde a la distancia ó rango sobre el cual pueden observarse, como se indica en la figura II-2. La primera forma de esfuerzos residuales  $\sigma^I$ , son los esfuerzos macroscópicos de gran rango en la naturaleza, se extienden sobre varios granos de material, como se indica en la figura II-1. La segunda forma de esfuerzos residuales  $\sigma^{II}$ , llamados micro-esfuerzos estructurales, actúan sobre una distancia de un grano o una parte de él como se indica en la figura II-2, pueden ocurrir entre diferentes fases y tienen características físicas diferentes o entre partículas incrustadas, tales como inclusiones en la matriz. La tercera forma de esfuerzos residuales  $\sigma^{III}$ , es sobre varias distancias atómicas dentro del grano y se equilibran en una pequeña parte del grano, como se indica en la figura 2-2 [14,15].



**Figura II.2.** Tres formas de esfuerzos residuales acorde a la distancia o rango sobre el cual pueden ser observados.

Habitualmente los esfuerzos residuales pueden ser inducidos por:

1. Flujo plástico no homogéneo bajo la acción de tratamiento externo (tratamiento por golpeteo láser (*láser shock treatment*), perdigoneado (*shot-peening*), autorigidización (*Autofrettage*), martilleo).
2. Deformación Plástica no homogénea durante calentamiento o enfriamiento no uniforme (usualmente, temple y moldeo de plásticos).
3. Deformación estructural de trabajado de metales (Tratamiento térmico).
4. Heterogeneidad de orden químico o cristalográfico (nitrurado ó carburizado).
5. Varios tratamientos superficiales (Recubrimientos por *CVD*, *PVD* y *plating* de cromo y níquel).
6. Diferencias en el Coeficiente de Expansión e incompatibilidades mecánicas de los diferentes componentes de los compuestos (compuestos con matriz metálica, orgánica y recubrimientos cerámicos).

## II.2.2. Métodos de medición de esfuerzos residuales.

Es necesario referir hacer una distinción entre las técnicas para medir esfuerzos residuales en: destructivas y no destructivas. Las primeras se basan en la destrucción del estado de equilibrio de los esfuerzos residuales en un componente mecánico. De esta forma, los esfuerzos residuales pueden medirse a través de su relajación. No obstante, solo es posible medir los efectos de la relajación y no su propia relajación (desplazamientos, fractura y deformación). En muchos casos, el cambio en la deformación se elige como el parámetro a estudiar aplicando el siguiente procedimiento:

1. Creación de un nuevo estado de esfuerzos por maquinado o remoción de capas.
2. La detección del cambio en el esfuerzo local por la medida de deformaciones o desplazamientos.
3. El cálculo de esfuerzos residuales es una función de la medición de deformaciones, usando la teoría de elasticidad (aproximaciones mediante cálculos analíticos o mediante el Método del Elemento Finito).

Algunas de las diferentes técnicas destructivas más comunes son las siguientes:

- Método del agujero ciego
- Técnica de ring core
- Método de deflexión de vigas
- Método de Seccionado (Método de la compliance)

La segunda serie de técnicas consiste de métodos no destructivos. Estas técnicas se basan en las relaciones entre los parámetros físicos o cristalográficos y los esfuerzos residuales. Algunas de las diferentes técnicas no destructivas son las siguientes:

- Método de Difracción de Rayos X
- Método de Difracción de Neutrones
- Métodos Ultrasónicos
- Métodos Magnéticos.

Existen muchos métodos de medición de esfuerzos residuales en materiales estructurales y componentes mecánicos, pero muchos de ellos involucran equipamiento especial y costoso, también en muchos de los casos el método se limita a cierto tipo de geometrías y materiales.

En el presente capítulo se analizan los métodos más precisos y prácticos para la medición de esfuerzos residuales tratando de cubrir todas las necesidades de la industria metal mecánica, como son la Técnica del Agujero Ciego, Difracción de Rayos X y la Técnica de la Complianza.

#### **II.2.2.1. Método del Agujero Ciego.**

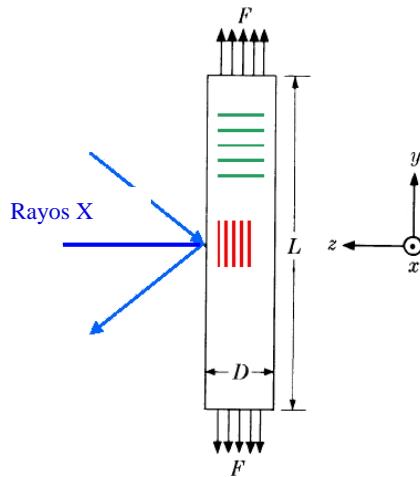
La introducción de un agujero en un cuerpo que contenga esfuerzos residuales, relaja los esfuerzos en la periferia del agujero. Esto ocurre porque toda la superficie libre perpendicular al agujero (la superficie del agujero en este caso) es necesariamente un eje principal en el cual las deformaciones cortantes y normales son cero. La eliminación de estos esfuerzos sobre la superficie del agujero cambia los esfuerzos en la región inmediata, causando que las deformaciones locales sobre la superficie del objeto de prueba cambien o releven correspondientemente. Este principio es la base del método del agujero ciego para la medición de esfuerzos residuales. En este método como en todos los métodos destructivos de medición de esfuerzos residuales, el parámetro medido son las deformaciones relevadas las cuales a su vez se asocian con los esfuerzos residuales mediante relaciones de teoría de elasticidad.

#### **II.2.2.2. Medición de esfuerzos residuales por Difracción de Rayos X.**

Como en muchos otros métodos, la medición de esfuerzos residuales por Difracción de Rayos X es una medida de las deformaciones y no del esfuerzo. Por lo tanto es necesario establecer las relaciones constitutivas entre los esfuerzos y las deformaciones.

Para establecer las relaciones entre los esfuerzos y las deformaciones, considere la varilla cilíndrica de área de sección transversal  $A_T$ , esforzada elásticamente en tensión

por una fuerza  $F$  como se muestra en la figura II.3. Existe un esfuerzo aplicado  $\sigma_y = F/A_T$  en la dirección  $y$  pero no en las direcciones  $x$  o  $z$ . (Éste esfuerzo es solo el esfuerzo normal actuando, aunque hay además un esfuerzo cortante presente, pero no es directamente medible por Difracción de Rayos X).



**Figura II.3. Varilla esforzada elásticamente por una fuerza  $F$ .**

El esfuerzo  $\sigma_y$  produce una deformación  $\varepsilon_y$  en la dirección  $y$  dada por:

$$\varepsilon_y = \frac{\Delta L}{L} = \frac{L_f - L_o}{L_o} \quad (2.6)$$

Donde:  $L_o$  y  $L_f$  son las longitudes inicial y final de la barra respectivamente, esta deformación se relaciona con el esfuerzo mediante la ecuación:

$$\sigma_y = E\varepsilon_y \quad (2.7)$$

La elongación de la barra es acompañada por una disminución en el diámetro  $D$ . Y las deformaciones en las direcciones  $x$  o  $z$  están dadas por:

$$\varepsilon_x = \varepsilon_z = \frac{D_f - D_o}{D_o} \quad (2.8)$$

Donde  $D_o$  y  $D_f$  son los diámetros, inicial y final de la barra. Si el material de la barra es isotropico, estas deformaciones se relacionan mediante la ecuación:

$$\varepsilon_x = \varepsilon_z = \nu\varepsilon_y \quad (2.9)$$

Donde  $\nu$  es la Relación de *Poisson* para el material de la barra el cual varía de 0.25 a 0.45 para la mayoría de metales y aleaciones [16].

La medida de  $\epsilon_x$  por Rayos X, requiere de la difracción de planos perpendiculares al eje de la barra. Físicamente esto es imposible, los planos de difracción paralelos al eje de la barra son usados para hacer la medición por difracción de rayos X como se indica en la Figura II.3. Esto proporciona una medida de la deformación en la dirección z entonces:

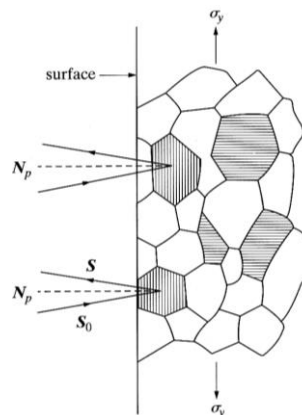
$$\epsilon_z = \frac{d_n - d_o}{d_o} \quad (2.10)$$

Donde  $d_n$  es el espaciamiento de los planos paralelos al eje de la barra bajo esfuerzos,  $d_o$  es el espaciamiento de los mismos planos en ausencia de esfuerzos, el subíndice n describe el hecho en que los planos de difracción son normales a la superficie, combinando las Ecuaciones (2.7), (2.8) y (2.9) tenemos:

$$\sigma_y = -\frac{E}{\nu} \left( \frac{d_n - d_o}{d_o} \right) \quad (2.11)$$

La cual da los esfuerzos requeridos.

Debe notarse que solo un juego particular de granos contribuye con la difracción de los planos *hkl*. Hay granos donde los planos (*hkl*) son paralelos a la superficie de la barra, como se indica en la Figura II.4 y los cuales son comprimidos por el esfuerzo aplicado, ese es,  $d_n$  y es menor que  $d_o$ . Los granos en los planos los cuales son normales a la superficie tienen esos planos extendidos, como se muestra en la exageración del dibujo.

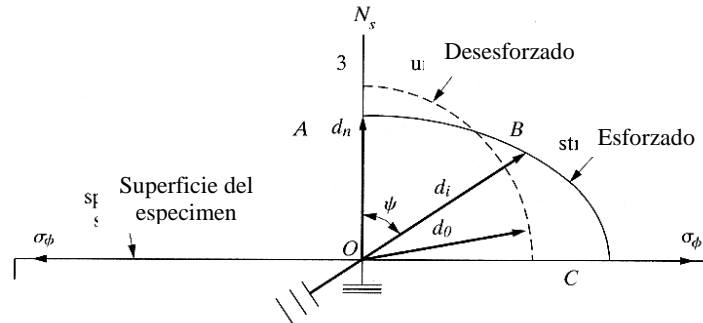


**Figura II.4. Planos paralelos a la superficie de la barra.**



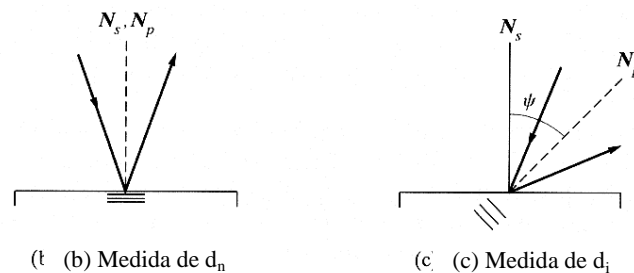
La variación de la distancia  $d_{hkl}$  con la orientación  $\Psi$  de la normal de hkl es mostrada en coordenadas polares en la Figura II.5 (a). Si el espécimen estuviera libre de esfuerzo, el final del vector no podría describirse como el círculo de línea punteada, debido a que el espaciamiento planar es independiente de la orientación planar.

Esto no es verdadero si los esfuerzos están presentes; si el esfuerzo es de tensión,  $d_i$  incrementa con  $\Psi$  a lo largo de la línea curva mostrada con línea continua.



**Figura II.5. (a) Diagrama de vectores del espaciamiento entre los planos y un esfuerzo de tensión  $\sigma_\phi$ .**

Las Figuras II.5 (b) y II.5 (c) muestran la orientación de los rayos X requeridos para medir  $d_n$  y  $d_i$ . El espaciamiento  $d_{hkl}$  varía con la orientación del cristal.

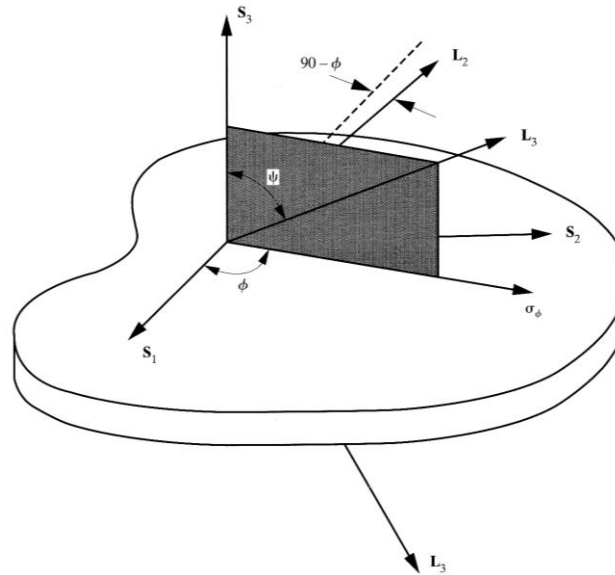


**Figura II.6. (b) y (c) Orientación de los Rayos X relativos al espécimen.  $N_s$  es la normal a la superficie del espécimen,  $N_p$  es la normal a los planos de difracción.**

En la Difracción de Rayos X se usan dos sistemas de coordenadas rectilíneas en la medición de esfuerzos: el sistema de coordenadas de laboratorio  $L_i$  y el sistema de

coordenadas de la muestra  $S_i$  (Figura II.6) el sistema de coordenadas de laboratorio consiste de los ejes con respecto a los cuales las mediciones de difracción son hechas; para la difracción de hkl, la difracción  $L_3$  es perpendicular a (hkl) y  $L_2$  es coplanar con  $S_1$  y  $S_2$ .

Note que  $S_3$  es perpendicular a  $N_s$ ,  $S_1$  y  $S_2$  están en el plano de la muestra;  $S_1$  podría ser elegido paralelo a la dirección de laminado o maquinado.



**Figura II.7. Sistemas de ejes coordenados utilizados en la medición de esfuerzos residuales.**

Para un sólido elástico isotrópico, las constantes elásticas  $E$  y  $\nu$  relacionan el tensor de esfuerzos y deformaciones a través de la ecuación:

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1+\nu}{E} \sigma_{ij} - \delta_{ij} \frac{\nu}{E} \sigma_{kk} \quad (2.12)$$

Donde  $\delta_{ij}$  es el delta de *Kroneker*, la cual es igual a 1 si  $i=j$  y 0 si  $i \neq j$ , el subíndice doble “kk” indica la sumatoria  $\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33}$ . Escrito explícitamente,

$$\varepsilon_{11} = \frac{1}{E} [\sigma_{11} - \nu(\sigma_{22} + \sigma_{33})]$$

$$\varepsilon_{22} = \frac{1}{E} [\sigma_{22} - \nu(\sigma_{11} + \sigma_{33})]$$

$$\varepsilon_{33} = \frac{1}{E} [\sigma_{33} - \nu(\sigma_{11} + \sigma_{22})]$$

$$\varepsilon_{23} = \frac{1}{2\mu} \sigma_{23}$$

$$\varepsilon_{31} = \frac{1}{2\mu} \sigma_{31}$$

$$\varepsilon_{12} = \frac{1}{2\mu} \sigma_{12}$$

Donde  $\mu = E/(2[1 + \nu])$  es el Módulo Cortante. Los esfuerzos normales a la superficie libre definidos por el vector  $\mathbf{n}_j$  podrían ser cero en la superficie.

$$\sigma_{ij} \cdot n_j = 0 \quad (2.13)$$

Y las ecuaciones de equilibrio pueden satisfacerse en cada punto del material:

$$\sum_{j=1}^3 \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} = 0 \quad (2.14)$$

Esta consideración es necesaria para relacionar  $\varepsilon_{mn}$  de un sistema de coordenadas a otro. Esto se da a través de los cosenos directores  $\alpha_{mi}$  y  $\alpha_{nj}$ :

$$\varepsilon_{mn} = \alpha_{mi} \alpha_{nj} \varepsilon_{ij} \quad (2.15)$$

Donde  $\alpha_{mi}$  ( $m=n=1,2,3$ ) define los cósenos directores de los ángulos entre  $\mathbf{x}_i$  en el sistema de coordenadas inicial y  $\mathbf{x}_m$  en el nuevo sistema de coordenadas. Entonces las relaciones entre la deformación  $\varepsilon_{33}$  en el sistema de coordenadas  $\mathbf{S}_i$  y  $\varepsilon_{kl}$  en el sistema  $\mathbf{L}_i$  es:

$$\varepsilon'_{33} = a_{3k} a_{3l} \varepsilon_{kl} \quad (2.16)$$

Con:

$$a_{ik} = \begin{bmatrix} \cos \phi \cos \psi & \text{sen} \phi \cos \psi & -\text{sen} \psi \\ -\text{sen} \phi & \cos \phi & 0 \\ \cos \phi \text{sen} \psi & \text{sen} \phi \text{sen} \psi & \cos \psi \end{bmatrix} \quad (2.17)$$

Para los ángulos  $\phi$  y  $\Psi$  definidos en la Figura II.6 y sustituyendo para  $\alpha_{3k}$  y  $\alpha_{3l}$  el resultado es:

$$\begin{aligned} \varepsilon'_{33} = & \varepsilon_{11} \cos^2 \phi \text{sen}^2 \psi + \varepsilon_{12} \text{sen} 2\phi \text{sen}^2 \psi + \varepsilon_{22} \text{sen}^2 \phi \text{sen}^2 \psi + \varepsilon_{33} \cos^2 \psi \\ & + \varepsilon_{13} \cos \phi \text{sen} 2\psi + \varepsilon_{23} \text{sen} \phi \text{sen} 2\psi \end{aligned} \quad (2.18)$$

Se debe notar que las cantidades denotadas con prima están definidas en el sistema de coordenadas de la muestra  $\mathbf{S}_i$  y las cantidades sin prima se refieren al sistema  $\mathbf{L}_i$ . En términos de esfuerzos:

$$\begin{aligned} \varepsilon'_{33} = & \frac{1+\nu}{E} \{ \sigma_{11} \cos^2 \phi + \sigma_{12} \text{sen} 2\phi + \sigma_{22} \text{sen}^2 \phi + \sigma_{33} \} \text{sen}^2 \psi \\ & + \frac{1+\nu}{E} \sigma_{33} - \frac{\nu}{E} (\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33}) + \frac{1+\nu}{E} \{ \sigma_{13} \cos \phi + \sigma_{23} \text{sen} \phi \} \text{sen} 2\psi \end{aligned} \quad (2.19)$$

La cantidad  $\varepsilon'_{33}$  medida a ángulos  $\phi$  y  $\Psi$  en la figura será denotada por  $(\varepsilon'_{33})_{\phi\Psi}$ . La diferencia entre  $d_{\phi\Psi}$ , es valor de  $d$  en la muestra esforzada y medida para el plano normal a los ángulos  $\phi$ ,  $\Psi$  de  $\mathbf{S}_i$  y el valor de  $d_0$  es para el estado no esforzado es relacionado a  $(\varepsilon'_{33})_{\phi\Psi}$  por:

$$(\varepsilon'_{33})_{\phi\Psi} = \frac{d_{\phi\Psi} - d_0}{d_0} \quad (2.20)$$

Este resultado es el punto de arranque para el análisis de esfuerzos biaxiales y triaxiales vía Difracción de Rayos X.

Para un material isotropico con  $x_3$  normal a la superficie de la muestra y con  $\sigma_{33}=0$  la ecuación toma la forma:

$$\sigma_{\phi} = \sigma_{11} \cos^2 \phi + \sigma_{12} \text{sen} 2\phi + \sigma_{22} \text{sen}^2 \phi \quad (2.21)$$

La ecuación para la deformación se convierte en:

$$\frac{d_{\phi\Psi} - d_0}{d_0} = \frac{1+\nu}{E} \sigma_{\phi} \text{sen}^2 \psi - \frac{\nu}{E} (\sigma_{11} + \sigma_{22}) \quad (2.22)$$

Despejando  $d_{\phi\Psi}$  de la Ecuación (2.22) se tiene:

$$d_{\phi\Psi} = \frac{1+\nu}{E} \sigma_{\phi} d_0 \text{sen}^2 \psi - \frac{\nu}{E} d_0 (\sigma_{11} + \sigma_{22}) + d_0 \quad (2.23)$$

La ecuación anterior es la relación fundamental entre los espaciamientos medidos y el esfuerzo en la superficie de la muestra. Bajo condiciones de esfuerzo plano  $d_{\phi\Psi}$  es una función lineal de  $\text{sen}^2\Psi$ .

El intercepto de la grafica de  $d_{\phi\Psi}$  con  $\text{sen}^2(\Psi=0)$  iguala el espaciamiento de la red libre de esfuerzo,  $d_0$ , menos la contracción de Poisson causada por la suma de los esfuerzos principales:

$$d_{\phi 0} = d_0 - \frac{\nu}{E} d_0 (\sigma_{11} + \sigma_{22}) = d_0 \left[ 1 - \frac{\nu}{E} (\sigma_{11} + \sigma_{22}) \right] \quad (2.24)$$

La pendiente de la curva es:

$$m = \frac{\partial d_{\phi\Psi}}{\partial \text{sen}^2\Psi} = \left( \frac{1+\nu}{E} \right) \sigma_{\phi} d_0 \quad (2.25)$$

Resolviendo para el esfuerzo de interés  $\sigma_{\phi}$ :

$$\sigma_{\phi} = \left( \frac{1+\nu}{E} \right) \frac{1}{d_0} m \quad (2.26)$$

La dependencia lineal del espaciamiento  $d$  de la red con  $\text{sen}^2\Psi$  se observa en la figura II.7.

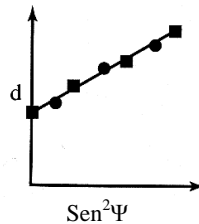


Figura II.8. Dependencia lineal del espaciamiento  $d$  con  $\text{sen}^2\Psi$ .

### II.2.2.3. Método de Extensión Sucesiva de una Ranura (Método de la Complianza)

La idea básica del método es introducir una ranura dentro del cuerpo considerado a lo largo del plano de interés. Esto causa una redistribución del campo de esfuerzos

residuales dentro del cuerpo entero. La ranura en una consideración general del sistema elástico, es aproximadamente equivalente a una grieta perfecta, entonces las ecuaciones de mecánica lineal de fractura pueden usarse para establecer las relaciones matemáticas requeridas.

Considere un cuerpo arbitrario que contiene una grieta superficial de longitud  $a$  y esfuerzos residuales desconocidos (Figura II.8), ahora se considera que la grieta se extiende un pequeño incremento  $\delta a$ . En algún punto de medida  $M$  sobre la superficie, el cambio en las deformaciones superficiales  $\delta \varepsilon_M$  debido a la extensión del corte pueden medirse con un *strain gage*. El incremento en la deformación  $\delta \varepsilon_M$  pueden expresarse mediante el teorema del Castigliano como:

$$\delta \varepsilon_M = \frac{1}{2} \frac{\partial^2 \delta U}{\partial F \partial s} \Bigg|_{\substack{F=0 \\ s=0}} \quad (2.27)$$

Aquí  $\delta U$  denota la diferencia en el historial de energía elástica antes y después de la extensión de la grieta,  $F$  es una fuerza lineal virtual por unidad de espesor actuando tangencialmente sobre la superficie a  $M$  y  $s$  es la distancia entre  $F$  y  $M$ . Las fuerzas de reacción de  $F$  pueden introducirse arbitrariamente; frecuentemente, es suficiente hacerlo por una segunda fuerza lineal actuando a la misma distancia de  $M$  al lado opuesto de  $F$  como se muestra en la Figura II.8. La ecuación fundamental de *Irwin* de mecánica lineal de fractura permite expresar  $\delta U$  como:

$$\delta U = \frac{B}{E'} \left\{ [K_{Irs} + K_{IF}]^2 + [K_{IIrs} + K_{IIF}]^2 \right\} \delta a \quad (2.28)$$

Donde  $K_{Irs}$  y  $K_{IIrs}$  denotan el Factor de Intensidad de Esfuerzos en modo I y modo II respectivamente debido a una fuerza virtual  $F$ ,  $B_E$  es el espesor del componente (el cual debe ser esencialmente plano) y  $E'$  es el Módulo Generalizado de *Young*,  $E' = E$  para esfuerzo plano y  $E' = E/(1 - \nu^2)$  para deformación plana. Debido a que  $K_{IF}$  es una función lineal de  $F$  y  $K_{Irs}$  es independiente de  $s$ , la Ecuación (3.23) puede insertarse en la Ecuación (3.34), simplificando para  $\delta \varepsilon_M$  tenemos:

$$\delta\varepsilon_M = \frac{B}{E'F} \left[ K_{Irs} \frac{\partial K_{IF}}{\partial S} \Big|_{s=0} + K_{IIrs} \frac{\partial K_{IF}}{\partial S} \Big|_{s=0} \right] \delta a \quad (2.29)$$

Luego se realiza una restricción por simplicidad, en donde  $K_{IF}$  y  $K_{IIrs}$  desaparecen, el cual es el caso para un sistema simétrico con respecto al plano de la grieta o si la fuerza  $F$  no produce ningún esfuerzo cortante en el plano  $y=0$ . Reemplazando el cociente  $\delta\varepsilon/\delta a$  por sus correspondientes derivadas, se obtiene la relación deseada entre el cambio en la deformación en el punto de medida  $M$  y el Factor de Intensidad de Esfuerzos en incrementos o cortes prolongados en la punta de la grieta:

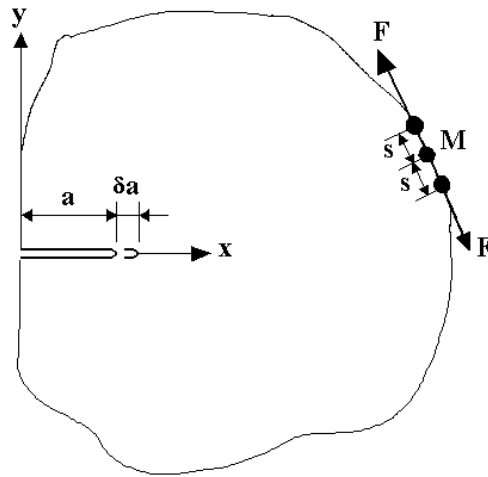
$$K_{Irs} = \frac{E'}{Z(a)} \frac{d\varepsilon_M}{da} \quad (2.30a)$$

Donde:

$$Z(a) = \frac{B}{F} \left( \frac{\partial K_{Irs}}{\partial S} \Big|_{s=0} \right) \quad (2.30b)$$

Entonces, el factor de intensidad de esfuerzos de una grieta superficial en un campo de esfuerzos residuales puede determinarse experimentalmente por la medida en el cambio en las deformaciones con respecto a la prolongación del corte  $d\varepsilon_M/da$ .  $Z(a)$  se conoce como función de influencia, es una función única que depende de la geometría del componente, del plano de corte y del punto de medida  $M$ , pero no de la distribución de esfuerzos residuales.

Esta función caracteriza la sensibilidad del punto de medida  $M$  con respecto al factor de intensidad de esfuerzos y los esfuerzos sobre el plano de corte; a grandes valores de  $|Z(a)|$  más sensible es la medición.



**Figura II.9. Sistema mecánico considerado para establecer las relaciones entre el factor de intensidad de esfuerzos y las deformaciones en el punto de medida M.**

### **II.2.3. Efecto de esfuerzos residuales en los resortes**

Durante el proceso de manufactura de los resortes se generan grandes esfuerzos y deformaciones plásticas. Una vez terminado el proceso, estas deformaciones permanentes generan esfuerzos residuales que limitan la resistencia y rendimiento de los resortes durante el servicio. Es conocido que un esfuerzo residual de compresión tiene un efecto benéfico sobre la vida a la fatiga, propagación de grietas y corrosión de materiales, mientras que los esfuerzos residuales a tensión son indeseables puesto que favorecen la aparición de grietas y su posterior crecimiento, reduciendo su desempeño en fatiga. Los esfuerzos residuales de tensión en el resorte de compresión se presentan en la parte interna de las espiras, de tal suerte que los esfuerzos residuales de compresión se localizan en la parte externa de las espiras [8,9].

Aunque los esfuerzos residuales tienen una gran influencia sobre las propiedades a la fatiga de los resortes, los datos publicados son escasos.



### II.3. Relevado de esfuerzos

Posterior, a la manufactura del resorte donde han sido inducidos esfuerzos residuales, se aplica un tratamiento térmico de relevado, este es un método de reducir, los esfuerzos residuales en una pieza de metal por calentamiento de ésta a una temperatura conveniente, y manteniendo esta temperatura durante un tiempo adecuado. Se puede aplicar para reducir las tensiones producidas en las piezas fundidas, templadas, normalizadas, maquinadas, trabajadas en frío o soldadas, a veces a este método se le llama envejecimiento, el cual es un proceso que realiza un cambio en el metal provocando su estructura se recupere después del estado inestable producido por temple o por trabajo en frío. Este cambio en la estructura consiste en la precipitación, a menudo sub-microscópica y que se pone de manifiesto por un cambio en las propiedades físicas.

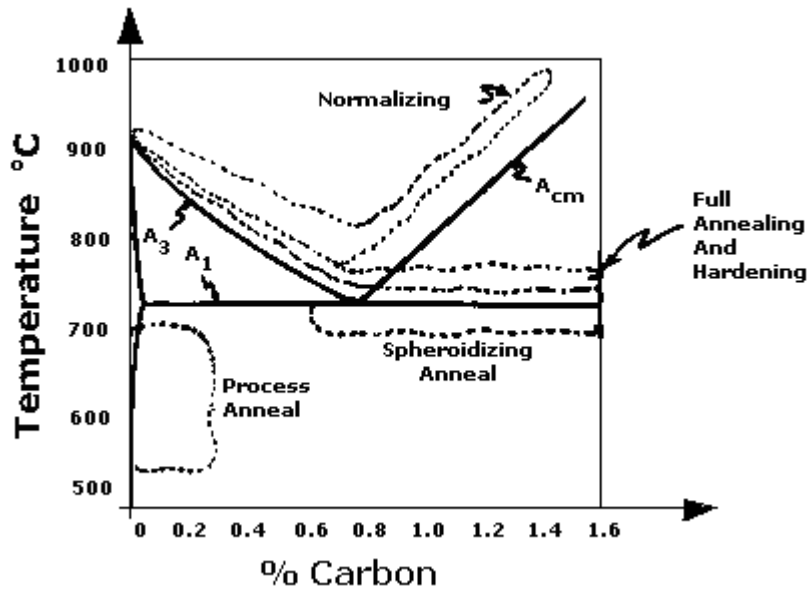


Figura II.10. Tratamiento térmico –diagrama de cambio de fase, hierro carbón

El relevado de esfuerzos se realiza, sometiendo las partes a una temperatura de aproximadamente 75 °C (165 °F) debajo de la temperatura de la transformación, línea A1

sobre el diagrama de la figura II.9, lo cual es aproximadamente 727 °C (1340 °F). Así el esfuerzo de relevado del acero al carbono se hace a aproximadamente 650 °C (1202 °F) para aproximadamente una hora. Esto remueve más del 90 % de los esfuerzos internos. Aleaciones de acero son esfuerzos relevados en altas temperaturas.

La apropiada selección del material y del tratamiento térmico de resortes, frecuentemente, es la consideración más importante para la aplicación exitosa, el material debe ser compatible con el ambiente y debe resistir efectos de temperatura y corrosión sin una pérdida excesiva en el desempeño del resorte. La corrosión y las temperaturas elevadas disminuyen fiabilidad del resorte. El efecto de temperatura en materiales de resorte es predecible y discutido en la próxima sección.

Tratamientos térmicos típicos de resortes después de deformar el alambre recto en bobina de algunos materiales [17]:

- Materiales alambre de acero estirado en frío. Tratamiento térmico 190° - 230° C.
- Materiales de alambre revenido de acero al carbón: 260° - 400° C. Aleaciones 315 ° - 425° C.
- Materiales de alambre de acero inoxidable austenítico. Tratamiento térmico 230°-510° C.
- Materiales de alambre de acero inoxidable endurecido por precipitación (17-7PH): 480° C / 1 hora.
- Materiales Monel: - Aleación 400 Grados C 300° -315° Aleación K500, Resorte revenido 525 ° C / 4 horas.
- Materiales Inconel: - aleación 600, 400° – 510° C Aleación X-750: #1 revenido 730° C / 16 horas Resorte revenido 650° C / 4 horas.
- Materiales base cobre, trabajado en frío (latón, bronce fosforado, etc.) cobre-berilio: Grados 175° - 205° C pre-revenido 205° C – Solución recocido, rolado, revenido o estirado 315° C / 2-3 horas.
- Materiales de aceros recocidos: - Carbón (AISI 1050 a 1095) 800°- 830° C, Aleación (AISI 5160 H 6150, 9254) 830° - 885° C \*.

\* Tiempo depende del equipo de calentamiento y tamaño de la sección. Partes son austenizadas entonces enfriamiento rápido y revenido a la dureza deseada.

## CAPITULO III

### FATIGA DE MATERIALES Y COMPONENTES

Como ha sido referido anteriormente en la sección I.5, en este capítulo se describen algunos de los conceptos más importantes de fatiga controlada por esfuerzo y deformación, así como, efecto de los esfuerzos medio necesarios en un análisis de fatiga multiaxial. Enmarcándose como estado de esfuerzo y deformación en un punto, esfuerzos y deformaciones efectivos etc.

Igualmente, se describen las características de la aproximación de fatiga basada en deformación así como las relaciones, pruebas y consideraciones que toma como base esta aproximación para realizar un análisis.

Además, se analizan diferentes modelos de fatiga multiaxial basados en deformación ( $\epsilon$ -N), entre ellos: Los modelos de fluencia estática, el modelo de deformación equivalente Hoffmann-Seeger y los modelos de plano crítico.

Estos conceptos introducen la base de conocimiento general de fatiga multiaxial y su comportamiento, los cuales serán empleados posteriormente al tema de resortes.

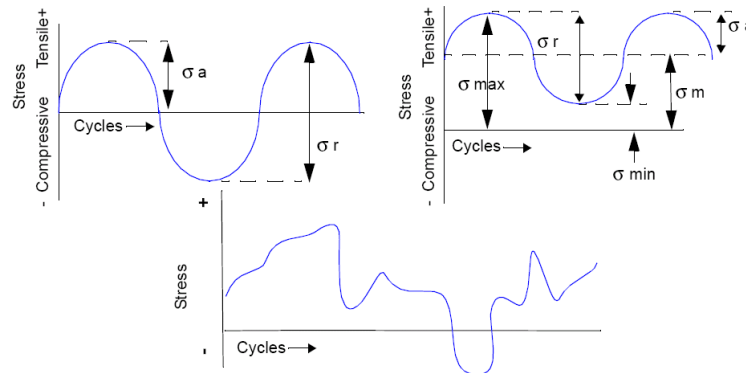
#### III.1. Fatiga controlada por el esfuerzo

##### III.1.1. Curva S-N

Se ha registrado desde 1830 que un metal sujeto a carga repetitiva o fluctuando fallará a un nivel de esfuerzo nominal más bajo que el requerido para causar fractura en una sola aplicación de carga [3]. El método de esfuerzo nominal fué el primer acercamiento desarrollado para intentar entender este proceso de falla y todavía se usa ampliamente en aplicaciones donde el esfuerzo aplicado está nominalmente dentro del rango elástico del material y el número de ciclos a la falla son grandes. De desde este punto de vista, la aproximación de esfuerzo nominal, se satisface mejor al área del proceso de fatiga conocida como fatiga de ciclos altos. El método de esfuerzo nominal no trabaja bien en la región de ciclos bajos donde las deformaciones aplicadas tienen una significativa

componente plástica. En esta región, debe usarse una metodología basada en deformación.

Antes de mirar en más detalle el concepto de esfuerzo nominal, son considerados 3 tipos distintivos de esfuerzos cíclicos que contribuyen al proceso de fatiga, como se muestra en la figura III.1.



**Figura III.1. Ciclos típicos de esfuerzo de fatiga (a) completamente reversible a esfuerzo medio cero, (b) a un esfuerzo medio no cero, c) aleatorio**

La figura III.1(a) ilustra un ciclo de tensión totalmente invertido con una forma de onda senoidal. Ésta es una carga idealizada, condición típica, encontrada rodando árboles que operan a velocidad constante sin sobrecargas. Para este tipo de ciclo de esfuerzo los esfuerzos máximo y mínimo son de igual magnitud pero signo opuesto. Se considera normalmente, que el esfuerzo de tensión es positivo y el de compresión es negativo. La figura III.1(b) ilustra la situación más general donde el máximo y mínimo esfuerzos no son iguales, en este caso ambos son de tensión, definiendo un desplazamiento para la carga cíclica. La figura III.1(c) ilustra uno más complejo, trayectorias aleatorias de carga, que es más representativo de los esfuerzos cíclicos encontrados en estructuras reales.

De lo anterior, está claro que puede considerarse que un ciclo de esfuerzo fluctuando está compuesto de dos componentes, una estática o estado de esfuerzo estable  $\sigma_m$ , y un alternante o la amplitud de esfuerzo variable  $\sigma_a$ .

También es a menudo necesario considerar el rango de esfuerzo,  $\sigma_r$  de tensión que son la diferencia algebraica entre el esfuerzo máximo y mínimo por un ciclo.

$$\sigma_r = \sigma_{\max} - \sigma_{\min} \quad (3.1)$$

La amplitud de esfuerzo,  $\sigma_a$ , entonces es una mitad del rango de esfuerzo.

$$\sigma_a = \sigma_r / 2 = (\sigma_{\max} - \sigma_{\min}) / 2 \quad (3.2)$$

El esfuerzo medio, es la media algebraica del máximo y mínimo esfuerzo en el ciclo

$$\sigma_m = (\sigma_{\max} + \sigma_{\min}) / 2 \quad (3.3)$$

Dos razones son frecuentemente definidas para la representación de esfuerzo medio, la razón de esfuerzo  $R$ , y la razón de la amplitud  $A_r$ .

$$R = \sigma_{\min} / \sigma_{\max} \quad (3.4)$$

$$A_r = \sigma_a / \sigma_m = (1-R) / (1+R) \quad (3.5)$$

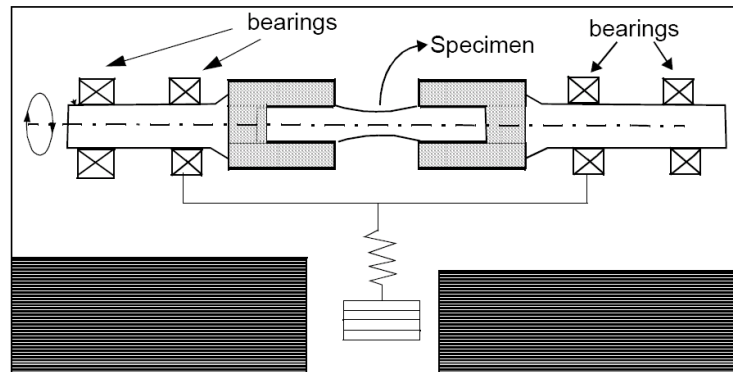
La tabla 3.1 ilustra algunos valores de  $R$  para condiciones de carga comunes.

**Tabla 3.1. Valores de  $R$  para condiciones de carga comunes.**

**Condición de carga razón  $R$**

$R > 1$	Ambos $\sigma_{\max}$ y $\sigma_{\min}$ son negativos. Esfuerzo medio negativo. Ambos $\sigma_{\max}$ y $\sigma_{\min}$ son positivos. Esfuerzo medio positivo.
$R = 1$	Carga estática.
$0 < R < 1$	Ambos $\sigma_{\max}$ and $\sigma_{\min}$ son positivos. Esfuerzo medio positivo, $ \sigma_{\max}  >  \sigma_{\min} $ .
$R = 0$	Carga cero a tensión, $\sigma_{\min} = 0$
$R = -1$	Carga completamente reversible, $ \sigma_{\max}  =  \sigma_{\min} $ , esfuerzo medio cero.
$R < 0$	$ \sigma_{\max}  <  \sigma_{\min} $ , $\sigma_{\max}$ aproximándose a cero.
$R$	Infinito, $\sigma_{\max}$ igual a cero.

El procedimiento para establecer la curva S-N en la mayoría de las determinaciones de propiedades de fatiga han sido realizadas en flexión completamente reversible,  $R = -1$ , por medio de la prueba llamada flexión rotativa, llamada prueba R. R. Moore, sobre un espécimen en forma de reloj de arena, ver figura III.2.



**Figura III.2. La máquina de prueba de fatiga de R.R Moore**

El nivel de esfuerzo en la superficie del espécimen es calculado usando la ecuación de la viga elástica, incluso si el valor del resultado excede el punto de resistencia de fluencia del material.

$$\sigma = M c / I \quad (3.6)$$

Para la sección circular del espécimen R. R. Moore, la ecuación de la viga elástica se reduce de la siguiente forma:

$$\sigma = 32 M / \pi d^3 \quad (3.7)$$

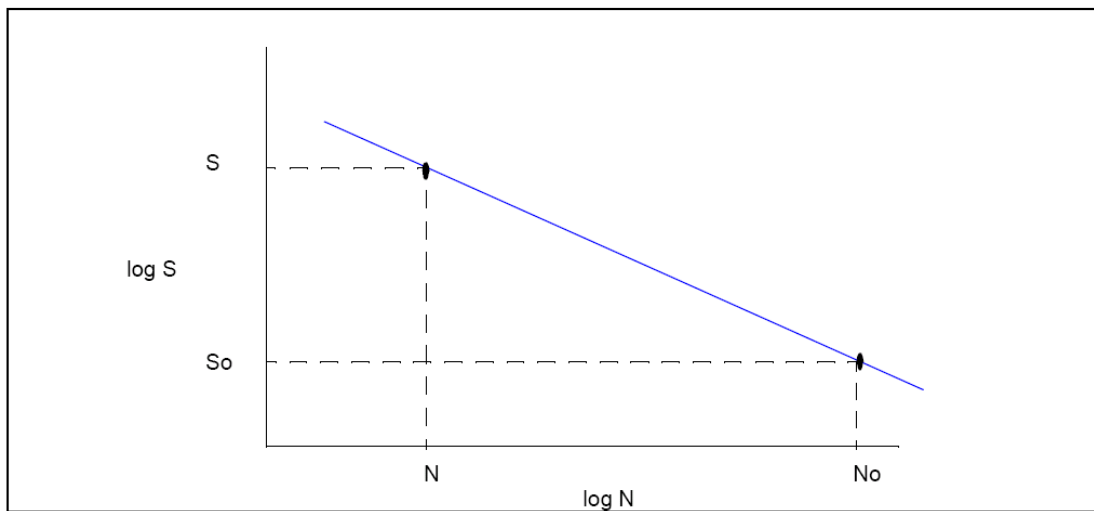
El procedimiento usual de laboratorio para determinar una curva S-N, se realiza utilizando una prueba colocando el primer espécimen en un alto esfuerzo, cerca de las dos terceras partes del esfuerzo de tensión del material, donde la falla es esperada en un número pequeño de ciclos.[3].

El esfuerzo de prueba es disminuida para cada espécimen hasta que una o dos especímenes no fallen en al menos  $10^7$  ciclos.

La curva S-N es constantemente determinada probando al menos 15 especímenes. Por consiguiente generalmente es encontrado que los resultados son acompañados de dispersión, para lo cual posteriormente se aplica análisis estadístico.

Los datos de la curva S-N se presentan normalmente en la forma de gráfico log-log de esfuerzo alternante, amplitud  $\sigma_a$  o rango  $\sigma_r$ , contra ciclos a la falla, con la línea de Wöhler real que representa la media de los datos.

Ciertos materiales, por ejemplo: aceros, despliegan un límite de fatiga,  $\sigma_e$ , representa un nivel de esfuerzo alterno, debajo de lo cual el material tiene una vida infinita. Para la mayoría de propósitos de ingeniería, infinito se toma a 1 millón de ciclos. El gran cuidado debe ejercerse al diseñar en base a un límite de fatiga, desde que se tiene un comportamiento a minimizarse debido a las cargas excesivas periódicas, corrosión, y temperatura elevada.



**Figura III.3. Forma idealizada de la curva S-N**

Cuando se grafica sobre escalas log-log, la relación entre esfuerzo alternante,  $S_a$ , y número de ciclos a la falla,  $N$  puede ser descrito por una línea recta. Figura III.3. La pendiente de la línea,  $b$ , (modelo de Basquin) puede ser reducido en lo siguiente:

$$b = - (\log \sigma_a - \log \sigma_o) / (\log N_o - \log N) \quad (3.8)$$

$$\log N_o - \log N = -1/b \log(\sigma_a/\sigma_o) \quad (3.9)$$

$$\log N = \log \sigma_o + 1/b \log(\sigma_a/\sigma_o) \quad (3.10)$$

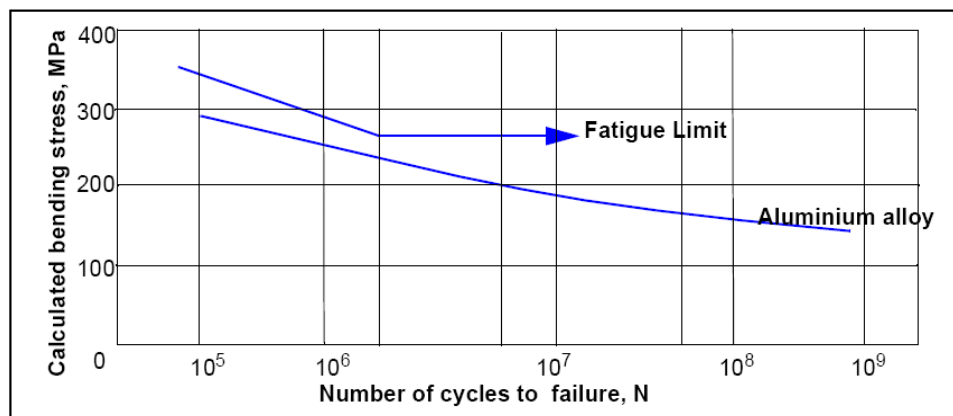
$$N = N_o (\sigma_a/\sigma_o)^{1/b} \quad (3.11)$$

Algunas veces por conveniencia, el término  $1/b$  es reemplazado por la letra  $k$ ,

$$N = N_o (\sigma_a/\sigma_o)^k \quad (3.12)$$

La ecuación arriba dice que si nosotros conocemos el pendiente de Basquin,  $b$ , y cualquier otro par de coordenadas,  $(N_o, \sigma_o)$ . Entonces para una amplitud de esfuerzo dado  $\sigma_a$ , el número de ciclos puede ser calculado directamente. Normalmente  $N_o$  es tomado como  $10^6$  ciclos y la amplitud de esfuerzo es asignada como limite de durancia. Comúnmente es denotado como  $S_e$  o  $S_6$ , también la ecuación arriba puede ser rescrita como:

$$N = (\sigma/\sigma_e)^k \times 10^6 \quad (3.13)$$



**Figura III.4. Curvas comunes para metales ferrosos y no ferrosos**

Para la determinación de límites de la curva S-N, como es mencionado arriba, la aproximación es aplicable a situaciones donde la carga es esencialmente elástica.

Esto significa que la curva de S-N debe confinarse en el eje de vida a los números mayor que sobre 10,000 ciclos para no asegurar que una significativa plasticidad esté ocurriendo.

De hecho debe tenerse gran cuidado usando las ecuaciones de S-N anteriores en situaciones donde están estimándose menos de 10,000 ciclos de vida.

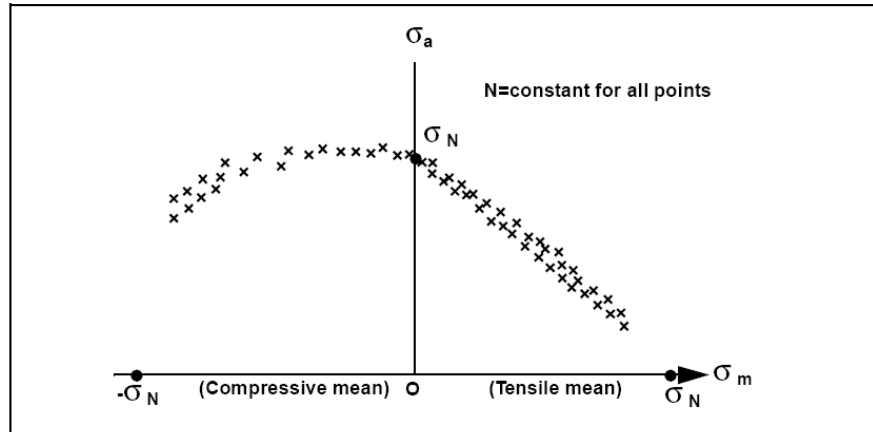


La figura III.4 muestra curvas S-N típicas para ambos metales, ferrosos y no-ferrosos. Los puntos a notar son los límites del eje log N, la presencia de un límite de fatiga para el acero y la ausencia de un límite de fatiga para la aleación de aluminio. Por que ambos materiales tienen bajo esfuerzo de fluencia, el eje de vida es confinado a comenzar en  $10^5$  ciclos en el punto de esfuerzo alternante es cerca 350 y 300 MPa respectivamente para las dos aleaciones.

Se ha desarrollado métodos de representar la curva S-N en el rango 1 a  $10^3$  ciclos han sido desarrollados, pero deben ser tratados con extrema precaución. Usualmente éstos utilizan un porcentaje de la resistencia última,  $S_u$ , o esfuerzo de fractura real,  $s_f$ , como una medida de la amplitud de esfuerzo en cualquier 1 o 1/4 ciclos. La principal dificultad con emplear esta aproximación es que las curvas S-N deducidas son extremadamente amplias en la región de bajos ciclos, y esto hace estimaciones de vida particularmente inexactas. La razón para esta aparente ampliación es la deformación plástica grande lo cual resulta de altos niveles de carga. Análisis de fatiga en bajos ciclos es el mejor tratado por procedimientos basados en deformación, lo cual explica por qué ignorar los efectos de plasticidad.

### **III.1.2. Efecto del esfuerzo medio**

Como es mencionado arriba, la mayoría de los datos básicos de fatiga son recopilados en el laboratorio por medio de procedimientos de prueba, lo cual emplea carga completamente reversible, por ejemplo  $R = -1$ . Por consiguiente, la mayoría de los servicios reales incluyen situaciones de esfuerzo medio diferente a cero. Esto por lo tanto, es muy importante para conocer la influencia que el esfuerzo medio tiene sobre los procesos de fatiga entonces estos datos de laboratorio completamente reversible pueden ser útilmente empleados en el análisis de situaciones reales.



**Figura III.5. Datos de ciclos altos mostrando la influencia del esfuerzo medio**

Datos de fatiga recopilados desde una serie de pruebas diseñadas para investigar diferentes combinaciones de amplitud de esfuerzo y esfuerzo medio son caracterizados en figura III.5, para un número dado de ciclos a la falla. El diagrama grafica el esfuerzo medio, de tensión y compresión, a lo largo del eje x y la constante alternante de la amplitud de esfuerzo a lo largo del eje y. Este tipo de representación fue por primera vez propuesto por Haigh y es, por lo tanto, comúnmente referido como el diagrama Haigh.

La amplitud de esfuerzo en esfuerzo medio cero,  $S_n$ , corresponde a la amplitud de esfuerzo en  $N$  ciclos a la falla como medida para la prueba completamente reversible. Los datos de punto de falla tienden a una curva, lo cual si pudiera pasar a través del último esfuerzo de tensión,  $S_u$ , sobre el eje de esfuerzo medio.

Note que el esfuerzo medio es diferente para valores de compresión y tensión. La falla parece ser más sensitiva para esfuerzo medio de tensión, que para esfuerzo medio de compresión. Cuando se tienen disponibles, datos del tipo como el ilustrado figura III.5 son concentrados dentro de un gráfico, el cual, es comúnmente referido como diagrama maestro para un material en particular. La figura III.6 ilustra el diagrama maestro para SAE 4340 [18].

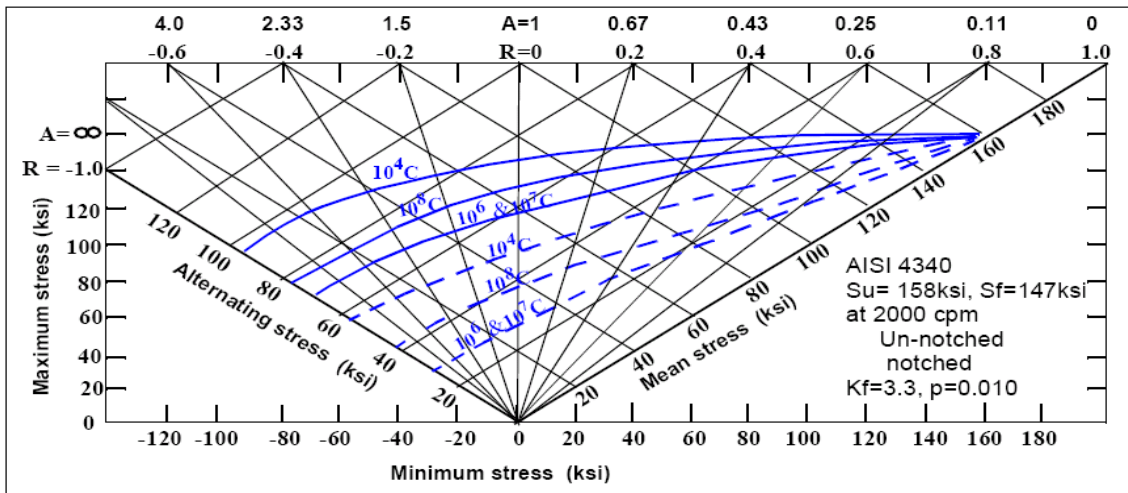


Figura III.6. Diagrama maestro para SAE 4340

Puesto que las pruebas exigidas para generar un Haigh o diagrama maestro es de costo económico alto, varias relaciones empíricas que relacionan amplitud de esfuerzo alternante han sido desarrolladas. Estas relaciones caracterizan un material a través de su último esfuerzo de tensión,  $S_u$ , y entonces son muy convenientes. Para las estrategias de plan de vida infinitas, los métodos usan varias curvas para conectar el límite de endurance,  $\sigma_e$ , en el eje de esfuerzo alternante a cualquier esfuerzo de fluencia,  $S_y$ , esfuerzo último,  $S_u$ , o el verdadero esfuerzo de la fractura,  $s_f$ , en el eje de esfuerzo medio. De todas las relaciones, las propuestas Goodman y Gerber se han aceptado ampliamente.

Goodman:

$$\left(\frac{\sigma_a}{\sigma_e}\right) + \left(\frac{\sigma_m}{S_u}\right) = 1 \quad (3.14)$$

Gerber:

$$\left(\frac{\sigma_a}{\sigma_e}\right) + \left(\frac{\sigma_m}{S_u}\right)^2 = 1 \quad (3.15)$$

La experiencia ha mostrado que los datos de prueba reales tienden a caer entre las curvas de Goodman y Gerber, (Goodman que une  $S_e$  a  $S_u$  por medio de la línea recta y Gerber por medio de una parábola). Para la mayoría de diseños de situaciones donde  $R < 1$ , por ejemplo. Esfuerzo medio pequeño respecto al esfuerzo alterno, hay pequeña

diferencia entre las dos relaciones. Sin embargo, cuando R se acerca a 1, por ejemplo. Cerca de la igualdad del esfuerzo medio y alternante, las dos relaciones muestran diferencias considerables. Desgraciadamente, muy pocos datos experimentales existen para apoyar un acercamiento respecto del otro, la recomendación sería seleccionar el acercamiento que proporciona las vidas más conservadoras en una situación dada.

Algunos factores que influyen en vida de fatiga es demostrada con una prueba regularizada de flexión rotativa con carga completamente reversible como R.R Moore se usa para determinar una línea-base S-N. Si la fatiga o límite de endurancia medidas por estos medios es denotada por  $\sigma'_e$ , entonces el límite real para un componente real, se debe reflejar todas las modificaciones que ocurren trasladando de un espécimen del laboratorio a un componente. En particular, para aceros se han desarrollado varias relaciones empíricas que puede considerar para la variación en  $S_e$ , como resultado de lo siguiente:

- El tamaño del componente
- El tipo de carga
- El efecto de muescas
- El efecto de acabado de la superficie
- El efecto de tratamiento de la superficie.

La manera usual de considerar para estos efectos está a través del cálculo y aplicación de específico factores modificando, ver figura III.7, para que

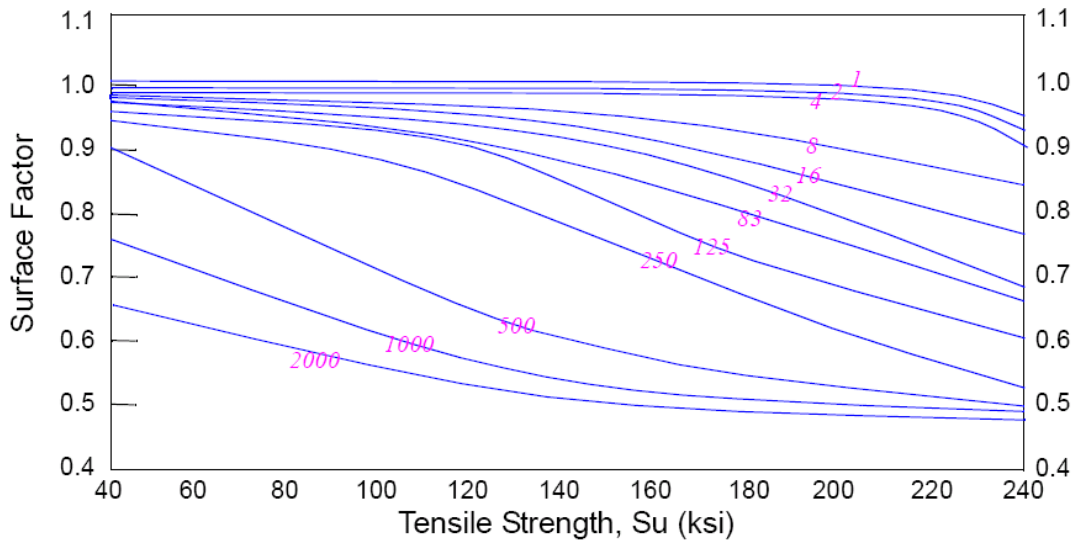
$$\sigma_e = \sigma'_e C_{muesca} C_{tamaño} C_{carga} C_{superficie} \quad (3.16)$$

donde recíproco del producto,  $C_{muesca} C_{tamaño} C_{carga} C_{superficie}$ , es colectivamente conocido como la resistencia de fatiga, factor de la reducción Kf, por ejemplo,

$$Kf = 1 / (C_{muesca} C_{tamaño} C_{carga} C_{superficie}) \quad (3.17)$$

El acercamiento tiende a ser conservador y las correcciones normalmente se aplican sólo al límite de endurancia.

Típicamente el procedimiento es montar sobre un grafico la curva S-N siendo el eje vertical el esfuerzo sometido y el eje horizontal numero de ciclos.



**Figura III.7. Modificación de la curva S-N**

Es muy importante recordar que todos los factores de la modificación son empíricos, conservadores y principalmente sólo aplicable a aceros. Ellos proporcionan pequeño o ninguna visión fundamental en el proceso de fatiga así mismo, proporciona tendencias aproximadas. En particular ellos no deben usarse en áreas fuera de su pertinencia moderada.

### **III.2. Fatiga controlada por la deformación**

La aproximación de fatiga basada en la deformación considera la deformación plástica que puede ocurrir en regiones localizadas donde empiezan las grietas por fatiga. Los esfuerzos y deformaciones en tales regiones son analizados y usados como base para estimar la vida. Tal procedimiento permite consideraciones detalladas de situaciones de fatiga donde se involucra fluencia local, tal caso es frecuente para metales dúctiles a vidas relativamente cortas, sin embargo la aproximación también se aplica donde hay pequeña plasticidad y largas vidas.

Las características de la aproximación de fatiga basada en deformación se resaltan en la figura III.8. Aquí los esfuerzos y deformaciones locales,  $\sigma$  y  $\epsilon$ , son estimados donde el

agrietamiento se localiza comúnmente, figuras III.8 a) y III.8 b). Los efectos de la fluencia local son incluidos utilizando la regla de Neuber, figura III.8 d), para la cual se utiliza la curva Esfuerzo-Deformación Cíclica, figura III.8 c), y la curva Deformación-Ciclos de vida, figura III.8 e), para obtener el número de ciclos al inicio de la grieta.

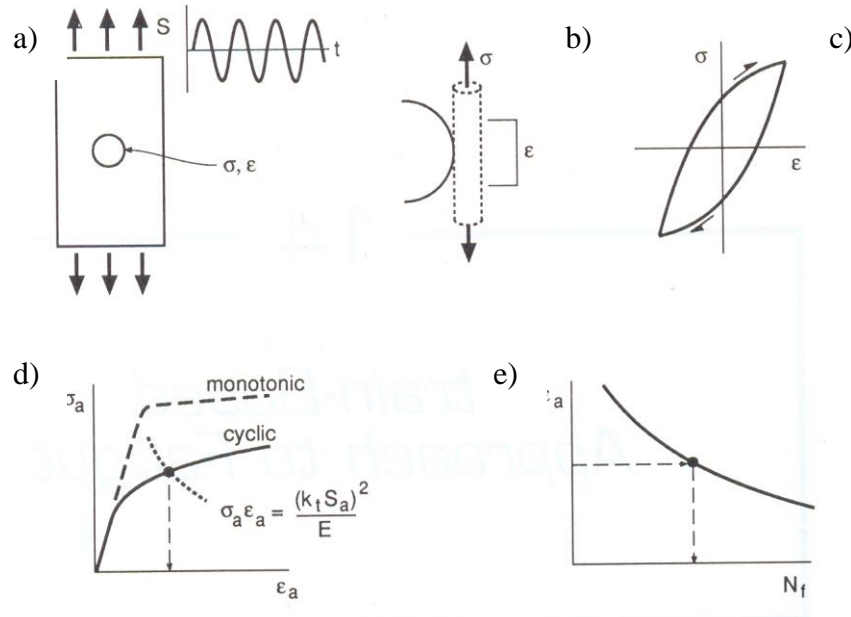


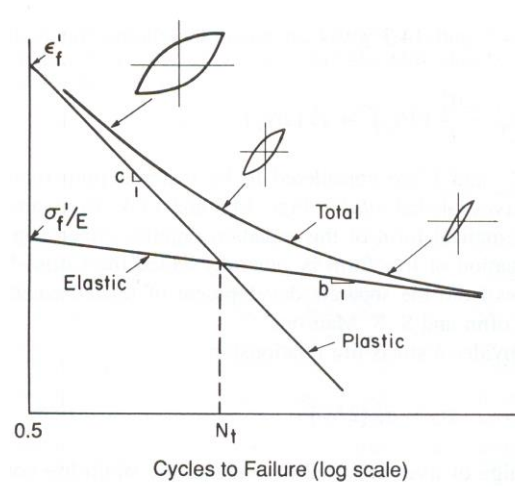
Figura III.8. Aproximación de fatiga basada en deformación [1].

### III.2.1. Curva $\epsilon$ -N. Pruebas y ecuaciones

Una curva  $\epsilon$ -N es un gráfico de la amplitud de deformación contra el número de ciclos a la falla. Esta es empleada por la aproximación de fatiga basada en deformación para hacer estimaciones de vida.

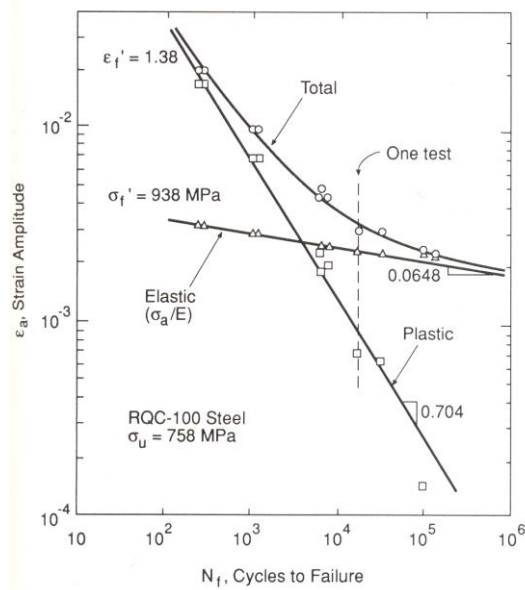
El procedimiento de prueba para obtener la curva  $\epsilon$ -N es aplicar ciclos de deformación completamente invertidos ( $R = -1$ ). Pruebas de carga axial en especímenes no muescados es lo más comúnmente empleado. Las deformaciones son medidas con un extensómetro ubicado en la zona de trabajo del espécimen y las pruebas son detenidas una vez que en el espécimen aparece una grieta originada por fatiga de un 1mm de

longitud. Los resultados para diferentes amplitudes de deformación proporcionan la curva deseada [20].



**Figura III.9. Curvas deformación – ciclos de vida elástica, plástica y total.**

Un diagrama esquemático y una curva obtenida de datos experimentales son mostradas en las figuras III.9 y III.10 respectivamente. Por lo general este tipo de curvas son graficadas en escalas logarítmicas en ambos ejes.



**Figura III.10. Curvas deformación-ciclos de vida elástica, plástica y total para el acero RCQ-100.**

La amplitud de la deformación puede dividirse en dos, la parte elástica y la parte plástica, como lo muestra la ecuación 3.18.

$$\varepsilon_a = \varepsilon_{ea} + \varepsilon_{pa} \quad (3.18)$$

donde la amplitud de la deformación elástica está relacionada con la amplitud de esfuerzo por  $\varepsilon_{ea} = \sigma_a / E$ . La amplitud de la deformación plástica  $\varepsilon_{pa}$  es medida de la mitad del ancho de la curva de histéresis de la figura III.8 c).

Si los datos de varias pruebas son graficados, las deformaciones elásticas frecuentemente dan una línea recta de pendiente baja en una gráfica log-log y las deformaciones plásticas una línea recta de pendiente empinada. Las ecuaciones que se ajustan a estas líneas son las siguientes:

$$\varepsilon_{ea} = \frac{\sigma_a}{E} = \frac{\sigma_f'}{E} (2N_f)^b \quad (3.19)$$



$$\varepsilon_{pa} = \varepsilon_f' (2N_f)^c \quad (3.20)$$

Donde  $b$  y  $c$  son las pendientes en la gráfica log-log. La intersección de las constantes  $\sigma_f' / E$  y  $\varepsilon_f'$  son por convención evaluadas a  $N_f = 0.5$  requiriendo el uso de  $2N_f$  en las ecuaciones. Las 4 constantes necesarias son mostradas en la figura III.9.

Combinando las ecuaciones 3.18 y 3.19 nos da una ecuación que relaciona la amplitud de la deformación total,  $\varepsilon_a$ , y la vida en número de ciclos:

$$\varepsilon_a = \frac{\sigma_f'}{E} (2N_f)^b + \varepsilon_f' (2N_f)^c \quad (3.21)$$

Las cantidades  $b$ ,  $\sigma_f'$ ,  $\varepsilon_f'$  y  $c$  son consideradas propiedades del material. Esta ecuación corresponde a la curva total en las Figuras III.9 y III.10. Para obtener  $N_f$  dado un valor de  $\varepsilon_a$  la forma matemática de esta ecuación requiere una solución gráfica o numérica. Una ecuación de esta forma es generalmente llamada relación de Coffin-Manson.

### III.2.1.1. Observaciones de las curvas y ecuaciones $\varepsilon$ -N.

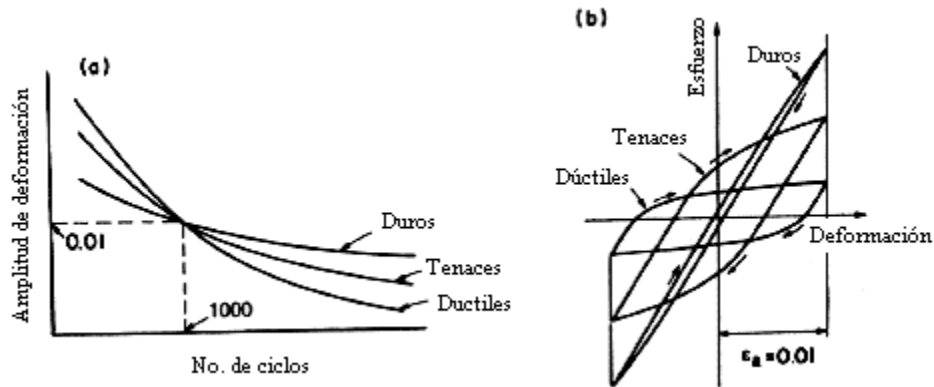
En vidas largas, el primer término correspondiente a la deformación elástica de la ecuación 3.21, es dominante debido a que las deformaciones plásticas son relativamente pequeñas. De esta manera la curva se aproxima a la línea de deformación elástica, esto corresponde a una curva delgada de histéresis como se ve en la figura III.9. De manera contraria en vidas cortas, las deformaciones plásticas son grandes comparadas con las deformaciones elásticas y la curva se aproxima a la línea de deformación plástica, por lo tanto la curva de histéresis es ancha. A vidas intermedias, cerca del punto de cruce de las líneas de deformación elástica y plástica, los dos tipos de deformación son de similar magnitud. El punto de cruce,  $N_t$ , es identificado como el punto de transición de la vida por fatiga. Una ecuación que relaciona  $N_t$  con las otras constantes puede ser obtenida usando la sustitución de  $\varepsilon_{ea} = \varepsilon_{pa}$  combinando las ecuaciones 3.19 y 3.20, obteniendo:

$$N_t = \frac{1}{2} \left( \frac{\sigma'_f}{\varepsilon'_f E} \right)^{\frac{1}{c-b}} \quad (3.22)$$

El valor de  $N_t$  es entonces el punto más lógico de separación entre fatiga en ciclos bajos y fatiga en ciclos altos.

### III.2.1.2. Tendencias de los metales de ingeniería

Una evaluación de una gran cantidad de datos de metales de ingeniería permite hacer algunas generalizaciones y tendencias a ser expuestas con respecto a las curvas  $\varepsilon$ -N. La tendencia del comportamiento de los metales se muestra en la figura III.11.



**Figura III.11. Tendencias de las curvas deformación – ciclos de vida a) y curva de histéresis b) para materiales duros, tenaces y dúctiles.**

Algunas tendencias de las curvas  $\varepsilon$ -N para varios aceros se muestran en la figura III.12.

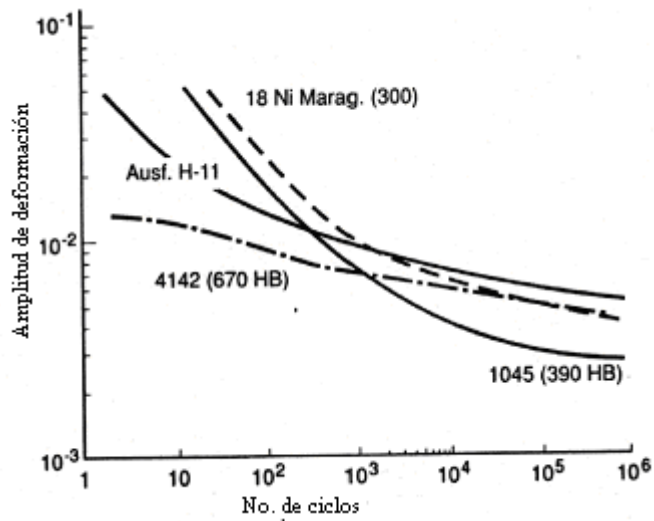


Figura III.12. Curvas deformación ciclos de vida de cuatro aceros endurecidos representativos.

La figura III.13 muestra la variación de  $N_t$  con las propiedades mecánicas graficando los valores de  $N_t$  contra la dureza para varios aceros. La dureza por supuesto varía inversamente con la ductilidad, así que  $N_t$  decrece conforme la dureza se incrementa.

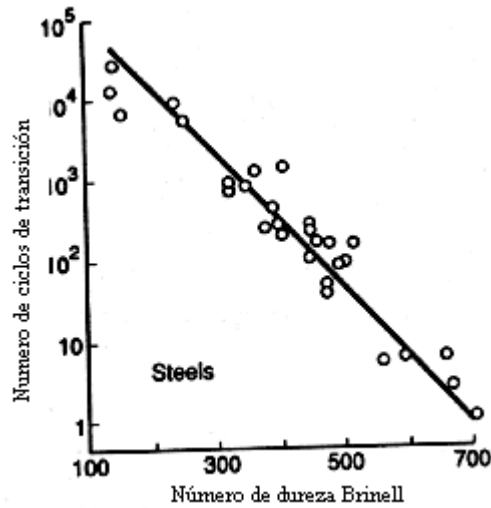


Figura III.13. Transición de la vida por Fatiga vs. dureza para un amplio rango de aceros.

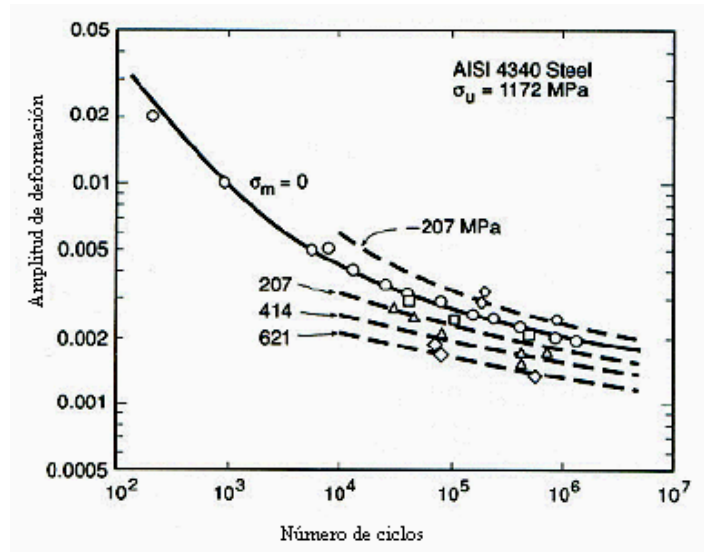
### III.2.2. Efectos del Esfuerzo Medio.

Es necesario evaluar los efectos del esfuerzo medio en la aplicación de la aproximación basada en la deformación. En particular la curva  $\varepsilon$ -N para carga completamente invertida necesita ser modificada si se presenta esfuerzo medio. Es usual pensarlo para una familia de curvas, donde una en particular se usa dependiente del esfuerzo medio. En la figura III.14 se muestran los datos de pruebas con esta situación para acero aleado.

La aproximación sugerida por J. Morrow [1] puede expresarse como una ecuación simple para la obtención de una familia de curvas  $\varepsilon$ -N y es la siguiente:

$$\varepsilon_a = \frac{\sigma_f'}{E} \left(1 - \frac{\sigma_m}{\sigma_f'}\right) (2N_f)^b + \varepsilon_f' \left(1 - \frac{\sigma_m}{\sigma_f'}\right)^{\frac{c}{b}} (2N_f)^c \quad (3.23)$$

Esta ecuación es similar a la ecuación original  $\varepsilon$ -N excepto que la intercepción de las constantes es modificada por cualquier valor diferente de cero del esfuerzo medio.



**Figura III.14. Familia de curvas  $\varepsilon$ -N para el acero AISI 4340, las curvas interrumpidas son graficadas para esfuerzo medio diferente de cero y fueron obtenidas con base a la ecuación de Morrow.**

La siguiente modificación de la ecuación 3.23 es frecuentemente usada:

$$\varepsilon_a = \frac{\sigma_f'}{E} \left( 1 - \frac{\sigma_m}{\sigma_f'} \right) (2N_f)^b + \varepsilon_f' (2N_f)^c \quad (3.24)$$

A esta aproximación se le conoce como aproximación de Morrow modificada. El primer término (deformación elástica) es el mismo, pero la dependencia del esfuerzo medio ha sido eliminada del segundo término (deformación plástica). Esto tiene el efecto de reducir la estimación del esfuerzo medio a vidas relativamente cortas.

Por ultimo la corrección para esfuerzo medio propuesta por Smith, Watson, y Topper esta dada por:

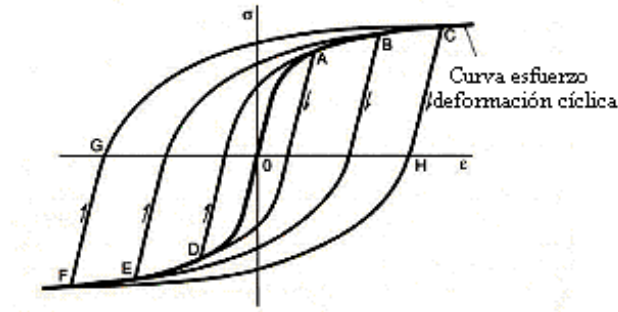
$$\sigma_{\max} \varepsilon_a = \frac{(\sigma_f')^2}{E} (2N_f)^{2b} + \sigma_f' \varepsilon_f' (2N_f)^{b+c} \quad (3.25)$$

Un procedimiento de graficación conveniente para esta aproximación es hacer una gráfica de  $\sigma_{\max} \varepsilon_a$  contra  $N_f$  usando la ecuación 3.25 la cual requiere solo las constantes de los datos de prueba para  $\sigma_m = 0$ . Entonces para cualquier situación que involucre un esfuerzo medio diferente de cero, habrá de introducir a esta gráfica el valor del producto  $\sigma_{\max} \varepsilon_a$  para obtener  $N_f$ .

Las tres aproximaciones anteriores son de uso actual y no existe ningún consenso de que cualquiera de ellas sea mejor a las otras [1]. La aproximación no modificada de Morrow parece trabajar razonablemente bien para aceros y en algunos casos da mejor resultado que el parámetro SWT. Una justificación para usar la aproximación modificada de Morrow es el efecto reducido del esfuerzo medio a vidas cortas.

### III.2.3. Curva esfuerzo-deformación cíclica

Las curvas de histéresis de casi la mitad de la vida por fatiga son convencionalmente usadas para representar el comportamiento aproximadamente estable. Tales curvas pueden ser trazadas como se muestra en la figura III.15.



**Figura III.15. Curva esfuerzo-deformación cíclica definida como la unión de las puntas de las curvas de histéresis.**

Una línea desde el origen que pasa a través de las puntas de las curvas, tal como O-A-B-C, es llamada curva esfuerzo-deformación cíclica. De este gráfico se observa que las amplitudes en tensión y compresión no difieren mucho. Sin embargo un promedio es frecuentemente usado. La curva de esfuerzo-deformación Cíclica es de este modo la relación entre las amplitudes de esfuerzos y amplitudes de deformación para cargas cíclicas.

Las ecuaciones comúnmente usadas para representar las curvas esfuerzo-deformación cíclica tienen la forma de la ecuación de Ramberg-Osgood [2] mostrada en la ecuación 3.26.

$$\varepsilon_a = \frac{\sigma_a}{E} + \left( \frac{\sigma_a}{H'} \right)^{\frac{1}{n'}} \quad (3.26)$$

donde  $H'$  es el coeficiente de resistencia cíclica y  $n'$  es el exponente de endurecimiento por deformación cíclico. Estos dos parámetros se obtienen ajustando los resultados experimentales con la ecuación 3.26.

### III.2.4. Regla de Neuber.

Existen algunas soluciones para determinar deformaciones de muescas durante la deformación plástica. Un análisis numérico, de elemento finito por ejemplo, puede ser usado, pero una relación elasto-plástica complica tal análisis e incrementa los costos comparados con un análisis lineal-elástico. La regla de Neuber ha sido desarrollada para estimar esfuerzos y deformaciones locales en muescas y a continuación se describirá brevemente. Esta regla sólo puede ser utilizada cuando se considera fluencia local y no aplica para fluencia completamente plástica. Partiendo de la curva esfuerzo-deformación elasto-plástica de un miembro muescado, como el de la figura III.16, se resolverán numéricamente las ecuaciones 3.26 y 3.27 (Ecuación de Neuber) para obtener esfuerzos y deformaciones locales de muesca:

$$\sigma \epsilon = \frac{(k_t S)^2}{E} \quad (3.27)$$

Siendo  $S$  es el esfuerzo nominal y  $K_t$  el factor de concentración de esfuerzos. Para obtener una solución se grafican las ecuaciones 3.26 y 3.27 y el punto de intersección dará los valores deseados.

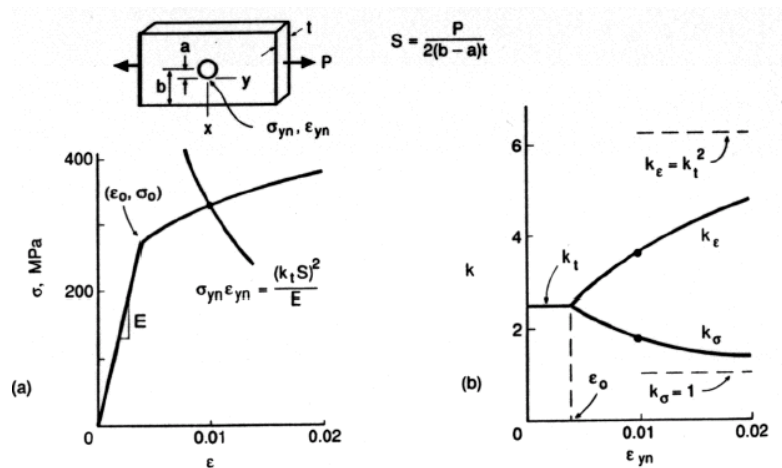


Figura III.16. Curva esfuerzo deformación para un cuerpo muescado a) Puede usarse la regla de Neuber para estimar los esfuerzos y deformaciones locales en la muesca  $\sigma$  y  $\epsilon$ , correspondiendo a un valor particular de esfuerzo nominal  $S$ . Los factores de concentración de esfuerzo,  $k_t$  varían como se indica en b).

### III.3. FATIGA MULTIAXIAL

En la década de los cincuenta, Coffin y Manson demostraron, en forma independiente, una relación fundamental entre la deformación plástica y la vida por fatiga uniaxial en el régimen de ciclos bajos. Este descubrimiento correspondió a la necesidad de mejora en los diseños de una nueva clase de estructuras, como carcasas y turbinas, las cuales no podían ser diseñadas usando la estrategia de vida infinita. Actualmente existen diferentes criterios basados en deformación para analizar componentes sujetos a fatiga multiaxial, en este capítulo se analizarán algunos de ellos. Los modelos revisados en este capítulo utilizan parámetros solamente de deformación, o una combinación de parámetros de esfuerzo–deformación, y están asociados donde típicamente puede ocurrir plasticidad.

Aproximadamente diez años después de los trabajos de Coffin y Manson, fueron introducidas algunas versiones de fluencia estática basadas en deformación, como un intento de correlacionar los resultados de las pruebas de fatiga multiaxial en ciclos bajos. De esta manera se establecieron las siguientes teorías:

La teoría de máxima deformación normal expresada como:

$$\Delta\varepsilon_{eq} = \Delta\varepsilon_1 \quad (3.28)$$

La teoría de deformación cortante máxima expresada como:

$$\frac{\Delta\gamma_{eq}}{2} = \frac{\Delta\varepsilon_1 - \Delta\varepsilon_3}{2} \quad (3.29)$$

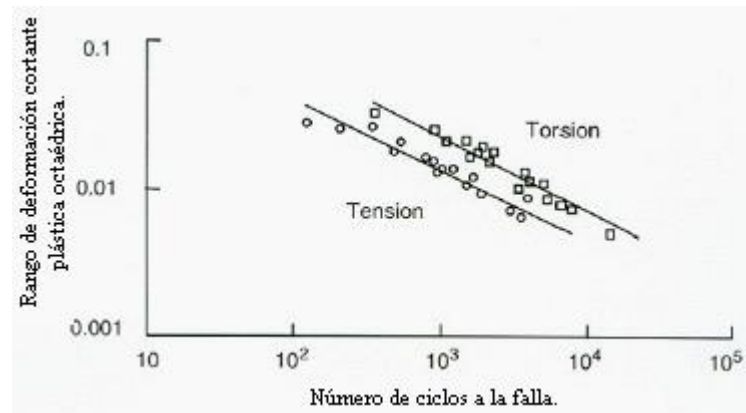
Y la más popular, la teoría de deformación cortante octaédrica:

$$\Delta\varepsilon_{eq} = \frac{1}{\sqrt{2}(1+\nu)} \sqrt{(\Delta\varepsilon_x - \Delta\varepsilon_y)^2 + (\Delta\varepsilon_y - \Delta\varepsilon_z)^2 + (\Delta\varepsilon_x - \Delta\varepsilon_z)^2 + \frac{3}{2}(\Delta\gamma_{xy}^2 + \Delta\gamma_{yz}^2 + \Delta\gamma_{xz}^2)} \quad (3.30)$$



Sin embargo, en 1965 Yokobori fue uno de los primeros en demostrar que la deformación equivalente no se correlacionaba con los datos de pruebas de torsión-tensión.

La figura III.17 muestra los resultados experimentales para acero 1035 sobre la base de la deformación cortante octaédrica plástica. En esta figura se puede observar que la carga de torsión es menos dañina que la de tensión. Resultados similares fueron encontrados en diferentes materiales [2].



**Figura III.17. Rango de deformación cortante octaédrica contra el número de ciclos a la falla, de resultados experimentales de pruebas de torsión y tensión uniaxial.**

### III.3.1. Modelo de deformación equivalente

El modelo Hoffman-Seeger (HS) utiliza la regla de Neuber para corregir los esfuerzos y deformaciones de un análisis elástico y es aplicable cuando la carga es proporcional. Si la carga es biaxial, Neuber por si solo es insuficiente, así que Hoffman y Seeger sugieren un método para extender el uso de la corrección de Neuber para carga multiaxial

escribiendo ésta en términos de cantidades equivalentes y respetando las siguientes restricciones:

- Los ejes del esfuerzo y deformación principal tienen orientación fija.
- La curva esfuerzo-deformación uniaxial puede ser extendida para usarla con los parámetros de esfuerzo-deformación equivalente de von Mises.
- La regla de flujo de Henky y el comportamiento de memoria del material también son supuestos.

El método Hoffman-Seegeer utiliza la regla de Neuber para realizar la corrección elastoplástica de la siguiente manera:

$$\frac{(K_t^{eq} S)^2}{E} = \sigma^{eq} \varepsilon^{eq} \quad (3.31)$$

Donde  $\sigma^{eq}$  y  $\varepsilon^{eq}$  son respectivamente; el esfuerzo y deformación elastoplásticos equivalentes en la muesca.  $K_t^{eq}$  es el factor de concentración de esfuerzo equivalente y el esfuerzo nominal  $S$  está definido de manera conveniente tal que relaciona al factor de concentración de esfuerzos con el esfuerzo principal elástico como se muestra en la ecuación 3.32.

$${}^e\sigma_1 = K_t S \quad (3.32)$$

El esfuerzo de muesca equivalente elástico,  ${}^e\sigma^{eq}$ , es calculado de la función de fluencia de von Mises y las relaciones de esfuerzo elástico de la siguiente manera:

$${}^e\sigma^{eq} = \frac{{}^e\sigma_1}{\sqrt{2}} \sqrt{\left(1 - \frac{{}^e\sigma_2}{{}^e\sigma_1}\right)^2 + \left(1 - \frac{{}^e\sigma_3}{{}^e\sigma_1}\right)^2 + \left(\frac{{}^e\sigma_2}{{}^e\sigma_1} - \frac{{}^e\sigma_3}{{}^e\sigma_1}\right)^2} \quad (3.33)$$

Así un factor de concentración de esfuerzo equivalente,  $K_t^{eq}$ , puede obtenerse como:

$$K_t^{eq} = \frac{{}^e\sigma^{eq}}{S} \quad (3.34)$$

y

$${}^eK^{eq} = \frac{K_t}{\sqrt{2}} \sqrt{\left(1 - \frac{{}^e\sigma_2}{{}^e\sigma_1}\right)^2 + \left(1 - \frac{{}^e\sigma_3}{{}^e\sigma_1}\right)^2 + \left(\frac{{}^e\sigma_2}{{}^e\sigma_1} - \frac{{}^e\sigma_3}{{}^e\sigma_1}\right)^2} \quad (3.35)$$

De esta manera se puede resolver la ecuación 3.31 para encontrar el valor del esfuerzo y la deformación equivalentes en la muesca utilizando la relación de Ramberg-Osgood.

$$\frac{(K_t^{eq} S)^2}{E} = \sigma^{eq} \varepsilon^{eq} = \frac{(\sigma^{eq})^2}{E} + \sigma^{eq} \left(\frac{\sigma^{eq}}{K}\right)^{\frac{1}{n}} \quad (3.36)$$

Para carga cíclica los valores de  $K$  y  $n$  deberán ser remplazados por  $K'$  y  $n'$  correspondientes a la curva esfuerzo–deformación cíclica. Así, este método utiliza la concentración de esfuerzos equivalente para tomar en cuenta el estado de esfuerzos multiaxial en una muesca.

La regla de Hencky puede ser utilizada para calcular los esfuerzos y deformaciones principales utilizando los esfuerzos y deformaciones equivalentes.

Las deformaciones plásticas,  ${}^p\varepsilon_i$ , son función de los esfuerzos desviadores,  $S_i$ .

$${}^p\varepsilon_i = \frac{3}{2} \frac{{}^p\varepsilon^{eq}}{\sigma^{eq}} S_i \quad (3.37)$$

Esto permite una formulación generalizada de la ley de Hooke. Tomando en cuenta que el menor de los esfuerzos principales es igual a cero en la superficie libre ( $\sigma_3 = 0$ ), queda:

$$\varepsilon_1 = \frac{\varepsilon^{eq}}{\sigma^{eq}} \left( \sigma_1 - \bar{\nu} \sigma_2 \right) \quad (3.38)$$

$$\varepsilon_2 = \frac{\varepsilon^{eq}}{\sigma^{eq}} \left( \sigma_2 - \bar{\nu} \sigma_1 \right) \quad (3.39)$$

$$\varepsilon_3 = \frac{\varepsilon^{eq}}{\sigma^{eq}} \left( -\bar{\nu} (\sigma_1 + \sigma_2) \right) \quad (3.40)$$

donde:

$$\bar{\nu} = \frac{1}{2} - \left( \frac{1}{2} - \nu \right) \frac{\sigma^{eq}}{E \varepsilon^{eq}} \quad (3.41)$$

Los esfuerzos principales pueden ser relacionados con el esfuerzo equivalente con el criterio de fluencia de von Mises:

$$\sigma^{eq} = \sqrt{\frac{1}{2} \left[ (\sigma_1 - \sigma_2)^2 + \sigma_1^2 + \sigma_2^2 \right]} \quad (3.42)$$

Estas últimas cuatro ecuaciones, 3.38– 3.42, tienen cinco incógnitas ( $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$ ,  $\varepsilon_1$ ,  $\varepsilon_2$  y  $\varepsilon_3$ ) así que se debe asumir una condición para poder obtener los esfuerzos y deformaciones principales.

Dos suposiciones fueron investigadas por Hoffmann y Seeger, la primera de ellas es que la relación de los esfuerzos principales en la muesca permanece igual que en la solución elástica.

$$\frac{\sigma_2}{\sigma_1} = \frac{{}^e \sigma_2}{{}^e \sigma_1} \quad (3.43)$$

La segunda suposición es que la relación de las deformaciones principales permanece igual que en la solución elástica.

$$\frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_1} = \frac{{}^e\varepsilon_2}{{}^e\varepsilon_1} \quad (3.44)$$

Cualquiera de las dos suposiciones puede ser adicionada al sistema de ecuaciones para encontrar los valores de deformaciones y esfuerzos desconocidos.

### III.3.2. Modelos de plano crítico

Los modelos de plano crítico han sido desarrollados de observaciones experimentales de nucleación y crecimiento de las grietas durante los ciclos de carga. Dependiendo del material, estado de esfuerzos, ambiente y amplitud de la deformación, la vida a la fatiga será usualmente dominada por el crecimiento de una grieta a través de planos cortantes ó planos a tensión. Un modelo de plano crítico incorporará los parámetros dominantes que gobiernan en ambos tipos de crecimiento de grieta. *Los modelos exitosos deberán ser capaces de predecir la vida por fatiga y los planos de falla dominantes.* Debido a los diferentes modos de falla posibles, cortante dominante y tensión dominante, no se debe esperar que un modelo de daño simple correlacione los datos de prueba para todos los materiales en todos los regímenes de vida [2].

#### III.3.2.1. Modelo Wang-Brown (WB)

Brown y Miller revisaron mucha literatura disponible sobre fatiga multiaxial de ciclos bajos con un énfasis particular en la formación y crecimiento prematuro de grietas diferente al esfuerzo cortante octaédrico, deformación cortante octaédrica y máxima deformación cortante, los cuales no son efectivos describiendo la fatiga en el régimen de ciclos bajos. Brown y Miller llevaron a cabo pruebas de tensión-torsión con un rango de deformación cortante constante. El rango de la deformación normal sobre el plano de

máxima deformación cortante cambiará con la relación de deformaciones tensión-torsión aplicadas. La figura III.18 muestra estos datos.

Brown y Miller concluyeron que dos parámetros de deformación son necesarios para describir el proceso de fatiga. Ellos propusieron que la deformación cortante cíclica y la deformación normal cíclica sobre el plano de máxima deformación cortante deben ser considerados. Las deformaciones cortantes cíclicas ayudarán a nuclear las grietas y la deformación normal cíclica ayudará a que estas crezcan.

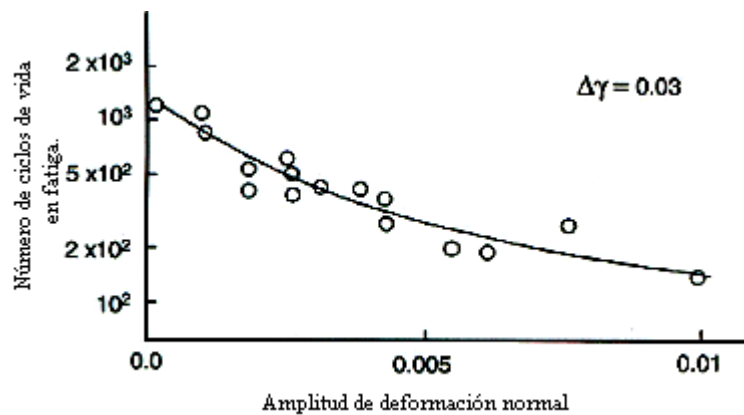
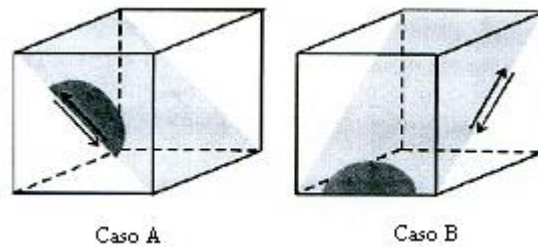


Figura III.18. Influencia de la deformación normal

Brown y Miller [2] consideraron la nucleación y crecimiento de grietas por fatiga y sugirieron que bajo condiciones de fatiga multiaxial las grietas pueden crecer en diferentes direcciones sobre la superficie. Los dos tipos de grietas posibles se muestran en la figura III.19. Para casos de torsión pura, las grietas originadas son similares a las del caso A donde el esfuerzo cortante actúa sobre la superficie libre en una dirección paralela a la longitud de la grieta. Este tipo de grietas crecen a 90° de la superficie y no existe un esfuerzo cortante que actúe perpendicular a la superficie libre en dirección a la profundidad de la grieta y consecuentemente la grieta tiende a ser poco profunda y con una relación de aspecto pequeña. Las grietas del caso B son originadas por condiciones de carga de tensión biaxial. Estas grietas tienden a crecer a 45° de la superficie y son profundas y cortas.



**Figura III.19. Tipos de grietas caso A y caso B**

Para casos de tensión uniaxial las grietas tienden a crecer en cualquiera de los casos A y B, para cargas tensión-torsión siempre se generan grietas del caso A.

Brown y Miller propusieron criterios separados para cada tipo de grieta:

Caso A

$$\left(\frac{\Delta\gamma}{g}\right)^j + \left(\frac{\varepsilon_n}{h}\right)^j = 1 \quad (3.45)$$

Caso B

$$\left(\frac{\Delta\gamma}{2}\right) = const \quad (3.46)$$

Aquí  $g$ ,  $h$  y  $j$  son constantes. El valor  $j$  va de 1 para materiales frágiles a 2 para materiales dúctiles.

Posteriormente Kandil, Brown y Miller [2] propusieron una formulación simplificada de la teoría para grietas del caso A:

$$\hat{\Delta\gamma} = \left(\Delta\gamma_{\max}^\alpha + S\Delta\varepsilon_n^\alpha\right)^{\frac{1}{\alpha}} \quad (3.47)$$

Donde  $\hat{\Delta\gamma}$  es el rango de deformación cortante equivalente y S es un parámetro dependiente del material que representa la influencia de la deformación normal sobre el crecimiento de la grieta y es determinado correlacionando los datos de pruebas axiales y torsionales. Aquí  $\Delta\gamma_{\max}$  es el máximo rango de deformación cortante y  $\Delta\varepsilon_n$  es el rango de deformación normal sobre el plano que experimenta el rango de deformación cortante máxima  $\Delta\gamma_{\max}$ .

Posteriormente Wang y Brown introdujeron el término del esfuerzo medio a la formulación y combinaron la ecuación 3.47, asumiendo  $\alpha = 1$ , con la ecuación de deformación ciclos de vida uniaxial de Coffin-Manson.

De 3.47 la amplitud de deformación cortante equivalente fue formulada como:

$$\frac{\hat{\Delta\gamma}}{2} = \frac{\Delta\gamma_{\max}}{2} + S\Delta\varepsilon_n \quad (3.48)$$

Para carga uniaxial:

$$\frac{\Delta\gamma_{\max}}{2} = (1 + \nu)\frac{\Delta\varepsilon}{2} \quad (3.49)$$

$$\Delta\varepsilon_n = (1 - \nu)\frac{\Delta\varepsilon}{2} \quad (3.50)$$

y

$$\frac{\hat{\Delta\gamma}}{2} = \frac{\Delta\varepsilon}{2} [(1 + \nu) + S(1 - \nu)] \quad (3.51)$$

Considerando deformaciones plásticas y elásticas separadamente con los valores apropiados de la relación de Poisson resulta:



$$\frac{\Delta\gamma_{\max}}{2} + S\Delta\varepsilon_n = A \frac{\sigma_f'}{E} (2N_f)^b + B\varepsilon_f' (2N_f)^c \quad (3.52)$$

Donde  $A = 1.3 + 0.7S$

$$B = 1.5 + 0.5S$$

Los efectos del esfuerzo medio son incluidos usando la aproximación de Morrow, como lo muestra la ecuación 3.53, substrayendo el esfuerzo medio del coeficiente de resistencia a la fatiga y notando que el esfuerzo medio sobre el plano de máxima amplitud de deformación cortante,  $\sigma_{n,mean}$ , es la mitad del esfuerzo medio axial.

$$\frac{\Delta\gamma_{\max}}{2} + S\Delta\varepsilon_n = A \frac{\sigma_f' - 2\sigma_{n,mean}}{E} (2N_f)^b + B\varepsilon_f' (2N_f)^c \quad (3.53)$$

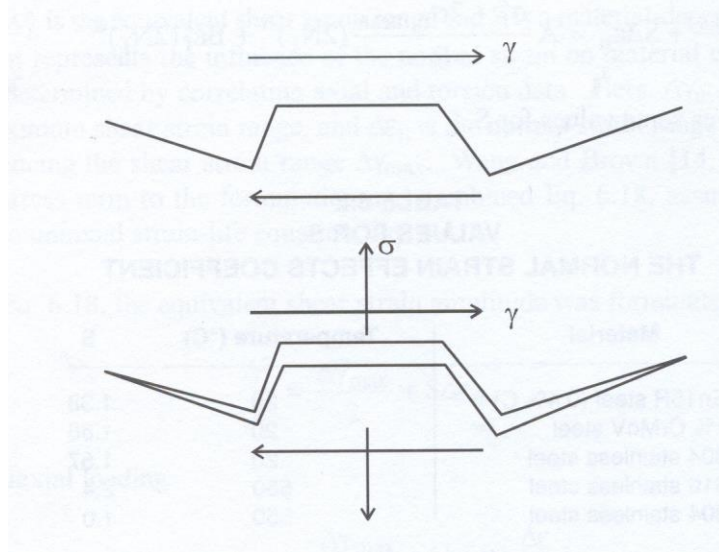
El parámetro  $S$  de esta formulación puede ser determinada de las constantes materiales de las pruebas de tensión y torsión uniaxial como se muestra en la ecuación 3.54.

$$S = \frac{\frac{\tau_f'}{G} (2N_f)^{b\gamma} + \gamma_f' (2N_f)^{c\gamma} - (1 + \nu_e) \frac{\sigma_f'}{E} (2N_f)^b - (1 + \nu_p) \varepsilon_f' (2N_f)^c}{(1 - \nu_e) \frac{\sigma_f'}{E} (2N_f)^b + (1 + \nu_p) \varepsilon_f' (2N_f)^c} \quad (3.54)$$

De esta manera  $S$  no es constante, sino que varía con respecto a la vida.

### III.3.2.2. Modelo Fatemi-Socie (FS)

Fatemi y Socie continuaron sobre el trabajo de Brown y Miller, pero sugirieron que el término de deformación normal debía ser remplazado por el de esfuerzo normal [2]. La figura III.20 muestra esquemáticamente la base conceptual de éste modelo de daño,



**Figura III.20. Base física para el modelo de Fatemi-Socie.**

donde se ilustra la superficie de la grieta formada irregularmente como resultado de las fuerzas de fricción durante la carga cortante. Dichas fuerzas reducirán los esfuerzos en la punta de la grieta, impidiendo su crecimiento e incrementando la vida por fatiga. Los esfuerzos y las deformaciones de tensión separarán las superficies de la grieta y reducirán las fuerzas de fricción. Evidencia fractográfica para este comportamiento ya a sido obtenido [2]. Fractografías de especímenes que han fallado por torsión pura muestran un extensivo frotamiento y éste es relativamente menos característico en las fractografías de pruebas de tensión en las cuales se observan bandas de deslizamiento individuales sobre la superficie de fractura [2].

El modelo de daño de la ecuación 3.55 fue propuesto por Fatemi-Socie y es interpretado como la deformación cortante cíclica modificada por el esfuerzo normal.

$$\frac{\Delta\gamma}{2} \left( 1 + k \frac{\sigma_{n.\max}}{\sigma_y} \right) = \frac{\tau_f'}{G} (2N_f)^{b\gamma} + \gamma_f' (2N)^{c\gamma} \quad (3.55)$$

En este modelo  $\tau'_f$ ,  $b_\gamma$ ,  $c_\gamma$  y  $\gamma'_f$  son los parámetros de la ecuación de Coffin-Manson de deformación cortante. La sensibilidad de un material para el esfuerzo normal está reflejado en el valor  $k/\sigma_y$ , como una primera aproximación se pueden tomar  $k = 1$  y  $\sigma_y = \sigma'_f$  [2]. Este modelo no solo explica la diferencia entre cargas de torsión y tensión, también puede ser utilizado para describir los efectos del esfuerzo medio. Las propiedades deformación -cortante – ciclos de vida pueden ser estimadas de las constantes de ecuación de Coffin-Manson como se muestra en la tabla 3.2.

**Tabla 3.2 Aproximación de constantes de la ecuación de la curva  $\gamma$ -N .**

Propiedad	Axial	Cortante
Coefficiente de resistencia a la fatiga.	$\sigma'_f$	$\tau'_f \approx \frac{\sigma'_f}{\sqrt{3}}$
Exponente de resistencia a la fatiga.	$b$	$b\gamma \approx b$
Coefficiente de ductibilidad a la fatiga.	$\varepsilon'_f$	$\gamma'_f \approx \sqrt{3}\varepsilon'_f$
Exponente de ductibilidad a la fatiga.	$c$	$c\gamma \approx c$
Módulos.	$E$	$G$

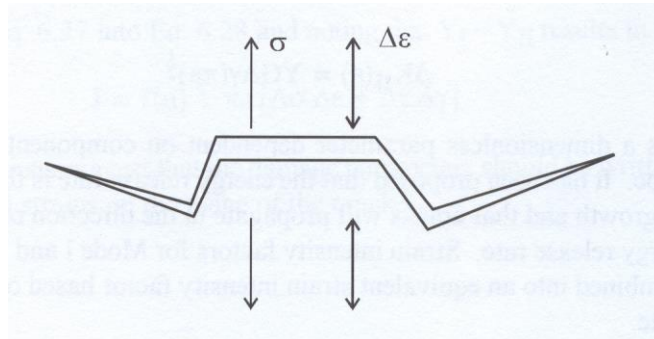
El parámetro  $k$  del modelo de Fatemi-Socie puede ser determinado de las constantes del material de las pruebas de tensión y torsión uniaxial como se muestra en la ecuación 3.56.

$$k = \left[ \frac{\frac{\tau'_f}{G} (2N_f)^{b\gamma} + \gamma'_f (2N_f)^{c\gamma}}{1.3 \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^b + 1.5 \varepsilon'_f (2N_f)^c} - 1 \right] \frac{2K'(0.002)^{n'}}{\sigma'_f (2N_f)^b} \quad (3.56)$$

De esta manera  $k$  no es constante, sino varía con respecto a la vida.

Los modelos de plano crítico de Brown-Miller y Fatemi-Socie han sido desarrollados usando materiales para los cuales el mecanismo de falla dominante es cortante durante la nucleación y crecimiento de la grieta. Un modelo de daño alternativo es necesario para materiales que fallan predominantemente debido al crecimiento de grietas sobre los

planos de máxima deformación o esfuerzo normales. En estos materiales las grietas nucleas en cortante, pero poco después la vida es controlada por el crecimiento de la grieta sobre planos perpendiculares al máximo esfuerzo y deformación principales como se muestra en la figura III.21.



**Figura III.21. Crecimiento de grieta a tensión.**

Smith [1] propuso una relación que incluye el rango de deformación cíclica y el esfuerzo máximo. Este modelo es conocido comúnmente como parámetro SWT (Modelo Smith-Watson-Topper) y fue desarrollado originalmente como una corrección para el esfuerzo medio en condiciones de carga uniaxial.

El parámetro SWT [2] para carga multiaxial está basado en el rango de deformación principal,  $\Delta \epsilon_1$ , y el máximo esfuerzo sobre el plano que contiene el rango de deformación principal,  $\sigma_{n,max}$ , como se muestra en la ecuación 3.57. El parámetro SWT puede ser usado en el análisis de componentes cargados de manera proporcional y no proporcional, construido de materiales que fallan bajo el modo de carga I.

$$\sigma_{n,max} \frac{\Delta \epsilon_1}{2} = \frac{\sigma_f'^2}{E} (2N_f)^{2b} + \sigma_f' \epsilon_f' (2N_f)^{b+c} \quad (3.57)$$

El término de esfuerzo en este modelo hace a éste apropiado para describir el efecto del esfuerzo medio durante carga multiaxial.

## CAPITULO IV

### MATERIALES Y METODOS EXPERIMENTALES

En este capítulo presenta la metodología y los procedimientos utilizados para obtener los ensayos de relajación, fatiga y esfuerzos residuales. De igual forma propiedades a la fatiga del acero MB II FIL utilizado en la fabricación de los resortes de prueba.

#### IV.1. Especímenes de prueba, Tratamiento térmico.

Durante la manufactura del resorte son generados en el material esfuerzos residuales, dichos esfuerzos crean una desventaja al limitar la resistencia y rendimiento de los resortes [20].

Un porcentaje de estos esfuerzos residuales, son eliminados por tratamiento térmico de relevado, de este se deriva la necesidad de poder controlar con mayor exactitud las variables tiempo y temperatura dentro de la cámara del horno, mismas que serán reflejadas en las propiedades del material, consecuentemente la vida útil o desempeño del resorte.

Desventajas encontradas en el diseño y la manufactura de los resortes:

- En el material utilizado en la manufactura de resortes se observa variación de los porcentajes de elementos de aleación y propiedades mecánicas entre lotes, lo cual hace necesario un reajuste del diseño del resorte.
- No existe una repetibilidad de tratamiento térmico debido a hornos ineficientes, provocando diferentes niveles del porcentaje de relevado de esfuerzos en un mismo lote.
- Diferencia entre texturas y coloración.

Los software encontrados carecen de información acerca del tratamiento térmico posterior a la manufactura de los mismos, haciendo de esta manera solo una

aproximación general de los ciclos de vida del resorte. Por lo tanto es necesario contar con un horno de alta eficiencia, para lograr homogeneidad de temperatura, dentro de la cámara de calentamiento del horno.

En la figura 4.1 se muestra un plano del espécimen de estudio, el cual se someterá a las correspondientes pruebas de fatiga y medición de esfuerzos residuales, respecto de su tratamiento térmico posterior.

El material del alambre fue AISI MB, un acero de alto carbón, cuyas propiedades mecánicas y composición química se presentan en tabla 4.1. Las propiedades mecánicas fueron determinadas usando muestras de alambres sin deformación producto del proceso de extruido fabricación del resorte). Los elementos de aleación fueron determinados utilizando un espectrómetro de emisión de chispa de la marca SPECTRO-LAB bajo el procedimiento interno CIDESI-TM-AQ017, la cual toma como referencia la norma ASTM 415-99, ver tabla 4.2 [21,22].

Los resortes son fabricados por embobinado en frío sin ningún otro tratamiento excepto relevado de esfuerzos. Los resortes tienen en total 9.5 espiras y las dimensiones son como sigue: diámetro del alambre  $d = 5.7$  mm y diámetro exterior de bobina: 44.45 mm, ver tabla 4.3. Este tipo de resortes es utilizado en equipamiento para la industria minera. El tratamiento térmico fue realizado en un horno eléctrico con control automático de temperatura, el cual fue diseñado específicamente para este fin; este contiene una cámara cerrada, con recirculación de aire, permitiendo de esta manera obtener una homogenización de temperatura logrando, establecer textura y conservación de propiedades mecánicas, así como, repetibilidad en el tratamiento térmico.

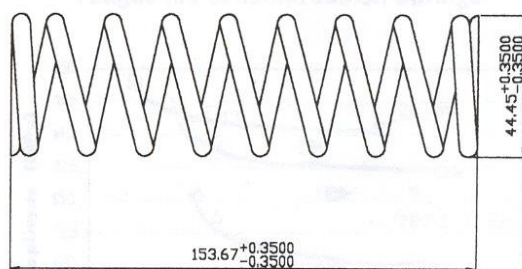


Figura IV.1. Plano del resorte a estudiar

**Tabla 4.1 Propiedades mecánicas del alambre MB-II FIL**

Propiedades mecánicas AISI MB	
Esfuerzo de fluencia (MPa)	1229 (78.193x10 <sup>3</sup> Psi)
Esfuerzo último (MPa)	1610 (241994.38 Psi)
Módulo de elasticidad (GPa)	177 (26.57x10 <sup>6</sup> Psi)
Dureza HRC	41

**Tabla 4.2 Elementos de aleación.**

Composición química %	
C	0.82
Mn	0.64
Si	0.37
P	0.0006
S	0.0008

**Tabla 4.3 Características del resorte**

Características	
Total de espiras	9.5 Aprox.
Espiras activas	7.5
Diámetro de alambre	5.7
Diámetro interior mínimo	32.61
Altura de cierre	54.102
Carga a 127 mm de altura	614.72 N
Material	MB II FIL
Dureza	42-44 RC
Embobinado derecho	
Espiras escuadradas y amoladas	

Los especímenes empleados en la investigación experimental fueron divididos en 8 grupos de estudio, ver tabla 4.4, en la cual es mostrado si ha llevado un tratamiento térmico de relevado, la temperatura y tiempo de exposición dentro de la cámara del horno, a partir de que este haya estabilizado su temperatura.

**Tabla 4.4 Grupos de estudio**

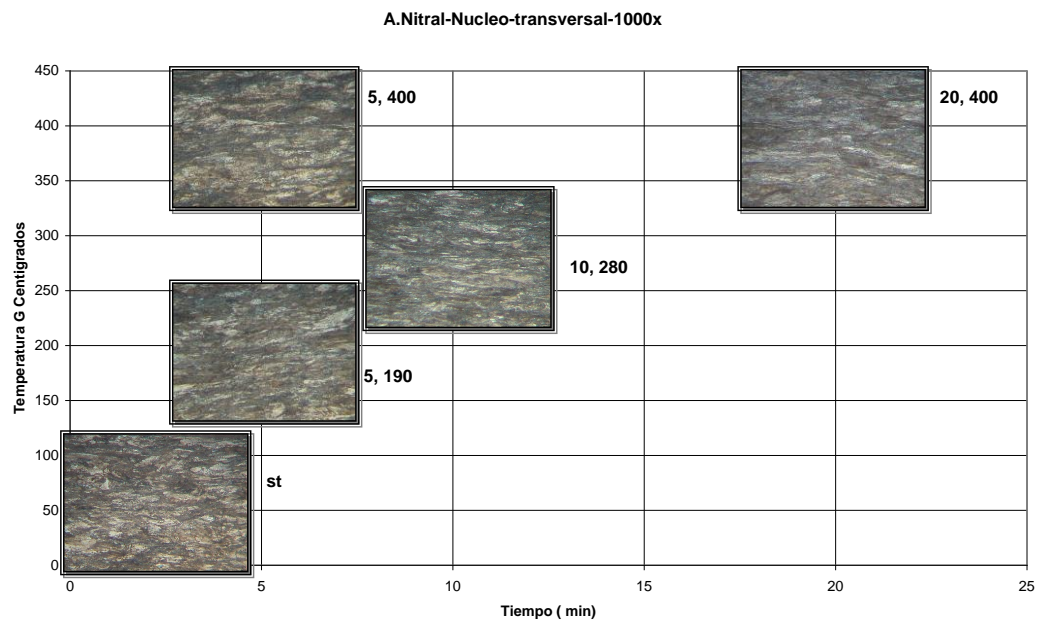
<i>Grupos de estudio</i>			
<i>Grupo</i>	<i>TT de relevado de esfuerzos</i>	<i>Tiempo (min)</i>	<i>Temperatura (° C)</i>
1	Alambre sin deformar		
2	No	---	---
3	Si	5	190
4	Si	5	280
5	Si	10	280
6	Si	15	280
7	Si	5	350
8	Si	5	400
9	Si	20	400

## **IV.2. Inspección Metalográfica**

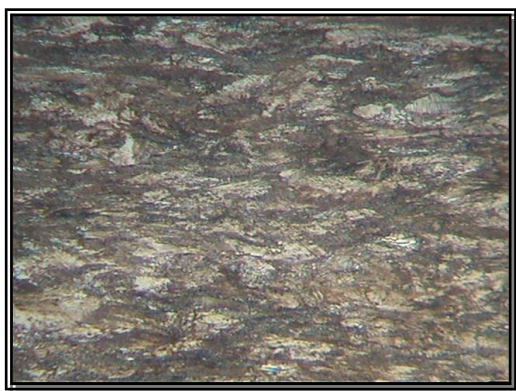
Posterior a la caracterización del material, se realizó una inspección metalográfica del tratamiento térmico de los diferentes grupos de estudio mostrados en tabla 4.4 utilizando fragmentos de alambre de cada tratamiento térmico; y montados en baquelita. Se observaron al microscopio a 200, 500 y 1000 X, dichas muestras fueron atacadas con una solución acuosa de 10% de metabisulfito sódico ( $\text{Na}_2\text{S}_2\text{O}_5$ ) para revelar las fases de la estructura del material del resorte, posteriormente se realizó una inspección de las muestras de grupos de estudio atacadas con picral saturado, para revelar en específico la fase de cementita y perlita.

La figura IV.2 y VI.3 muestran ejemplos de la inspección metalográfica a 1000 X de los diferentes tratamientos térmicos, correspondientes a los grupos de estudio, antes mencionados, presentando ataque de nital y picral saturado respectivamente.

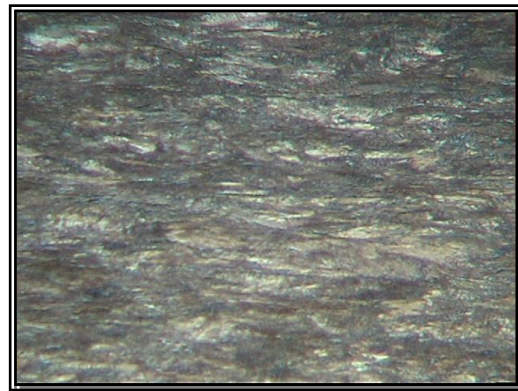




a)

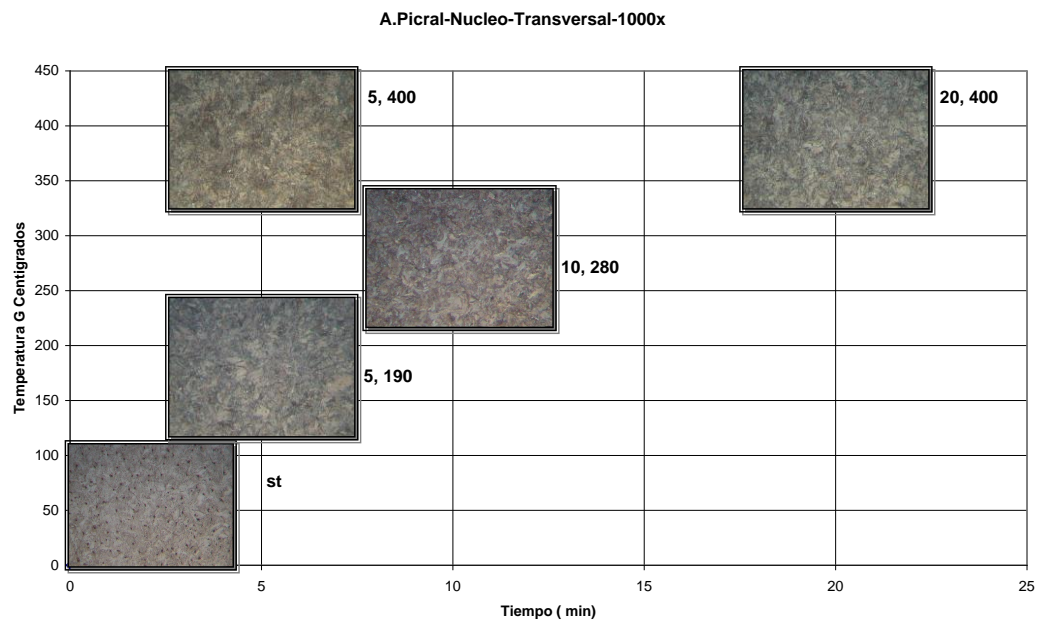


b)

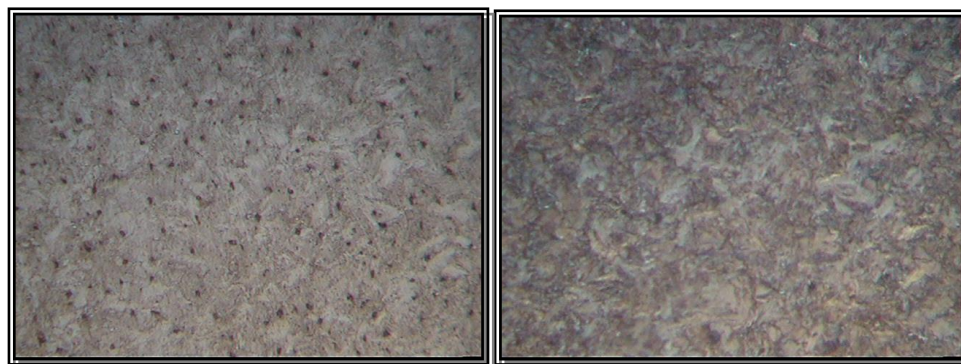


c)

**Figura IV.2. a) Inspección metalográfica de muestras de grupos de estudio con ataque Nitral. b) Sin tratamiento, c) Tratamiento 280 °C -10 min**



a)



b)

c)

**Figura IV.3. a) Inspección metalográfica de muestras de grupos de estudio con ataque pitral. b) Sin tratamiento, c) Tratamiento 280 °C -10 min**

### IV.3. Pruebas de relajación

Las pruebas de relajación y fatiga en los resortes se efectuaron en el equipo construido ex profeso, una breve explicación es mostrada a continuación:

Una máquina de fatiga es diseñada para determinar la curva S-N para resortes helicoidales de compresión. El mecanismo permite la aplicación de fuerza a lo largo del eje del resorte figura IV.4. Un mecanismo biela- manivela es usado para convertir el movimiento de rotación del motor en un movimiento rectilíneo alternante a la platina la cual aplica la carga al resorte de prueba. La maquina incluye un motor de 5 HP a 900 RPM el cual provee la fuerza necesaria para la deformación del resorte en la espiras activas. Cuando el resorte falla la maquina se detiene automáticamente. Algunas características técnicas del equipo son:

Máxima fuerza alternante de compresión 180 kg

Máximo desplazamiento de biela 44.45 mm

Contador digital de ciclos 0-10E6 ciclos

Máxima longitud del resorte 161.29 mm.

Máximo diámetro exterior del resorte 101.6mm

Capacidad de variación de precarga y carga alternante

Con dispositivos especiales es posible realizar pruebas a resortes de tensión.

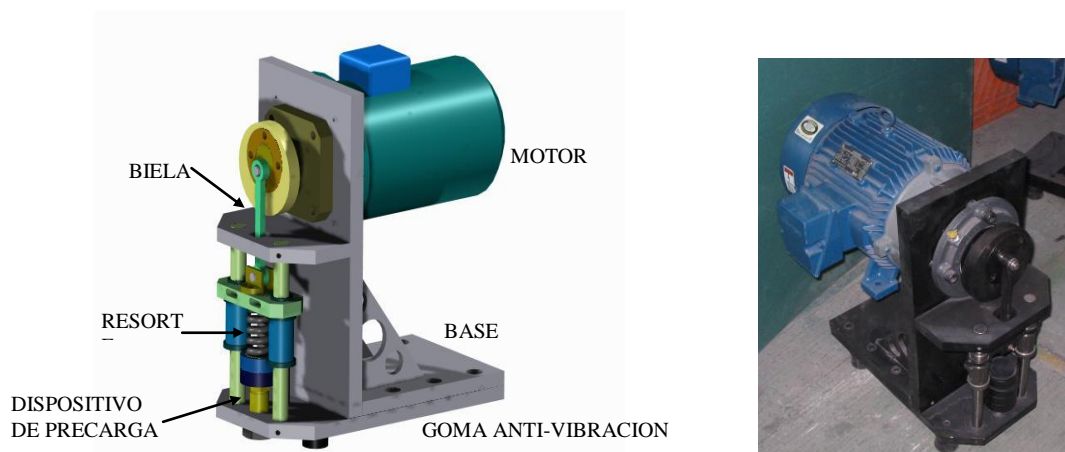


Figura IV.4. Máquina de pruebas de fatiga en resortes.

En las pruebas de relajación, la investigación esta basada, en la evolución de la constante del resorte después de un número de aplicaciones de carga. El equipo de pruebas de fatiga es preseleccionado a una precarga equivalente a 25 mm de desplazamiento y una amplitud de carga de 25.4 mm. La constante del resorte es determinada cada 100,000 ciclos. De lo cual resultará una gráfica de la evolución de la constante a través de la aplicación de un número determinado de ciclos.

#### **IV.4. Pruebas de fatiga**

Las pruebas de fatiga fueron desarrolladas manteniendo el esfuerzo medio constante,  $\tau_m \approx 255$  MPa (37 kpsi), y variando la amplitud del esfuerzo  $\tau_a$ . Para conseguir esto, se ajustó en la máquina de pruebas la precarga y el desplazamiento de la biela. Antes de cada prueba se midió la constante del resorte. Una vez montado el resorte en el equipo de pruebas, a un valor definido de  $\tau_a$ , se desarrolló la prueba hasta la rotura del resorte. Se registró el número de ciclos al ocurrir la falla y se repitió la prueba en otro resorte con un valor diferente de  $\tau_a$ . De esta manera se construye la curva S-N (amplitud del esfuerzo  $\tau_a$  – Número de ciclos a la falla).

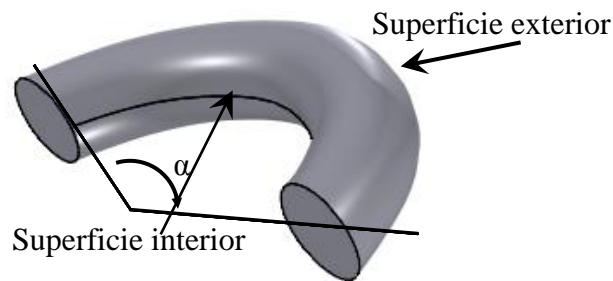
La curva de fatiga S-N se determinó para cada grupo de resortes.

#### **IV.5. Esfuerzos residuales**

Los esfuerzos residuales en resortes fueron medidos en un equipo de difracción de rayos-x, marca Phillips X'Pert PRO. El método  $\text{sen}^2\Psi$  fue empleado [6]. El sistema es equipado con un goniómetro horizontal, medio círculo de alojamiento y una plataforma XYZ. Un tubo de rayos X, con Cu- cerámica de fino enfoque colocado a 45 kV y 40 mA para ser usado como generador de rayos X. El haz incidente modulo PreFIX está compuesto de un programador de divergencia de ranura (PDS), 0.04 radians Sollers slits,

Ranura anti-dispersión  $\frac{1}{2}$  grado y una máscara axial del haz de 5 mm. El radio del difractor es 240 mm [8,21].

Los esfuerzos residuales fueron medidos sobre las superficies interior y exterior de segmentos de espira como se muestra en la figura IV.5. En cálculos de esfuerzo residual, gráficos de espaciamento de red vs.  $\text{Sen}^2\Psi$  fueron usados con 15 diferentes ángulos  $\Psi$ . A partir de un difractograma del material, se decidió usar el pico de difracción correspondiente a  $2\theta=117^\circ$ .



**Figura IV.5. Segmento de espira cortado del resorte utilizado para medición de esfuerzos residuales.**

Se determinaron los esfuerzos residuales tanto en muestras de resortes libres de ciclos de carga como en resortes con daño de fatiga. Se midió el esfuerzo normal en la dirección de la espira sobre la superficie interior como se muestra en la figura IV.6.

Superficie interior



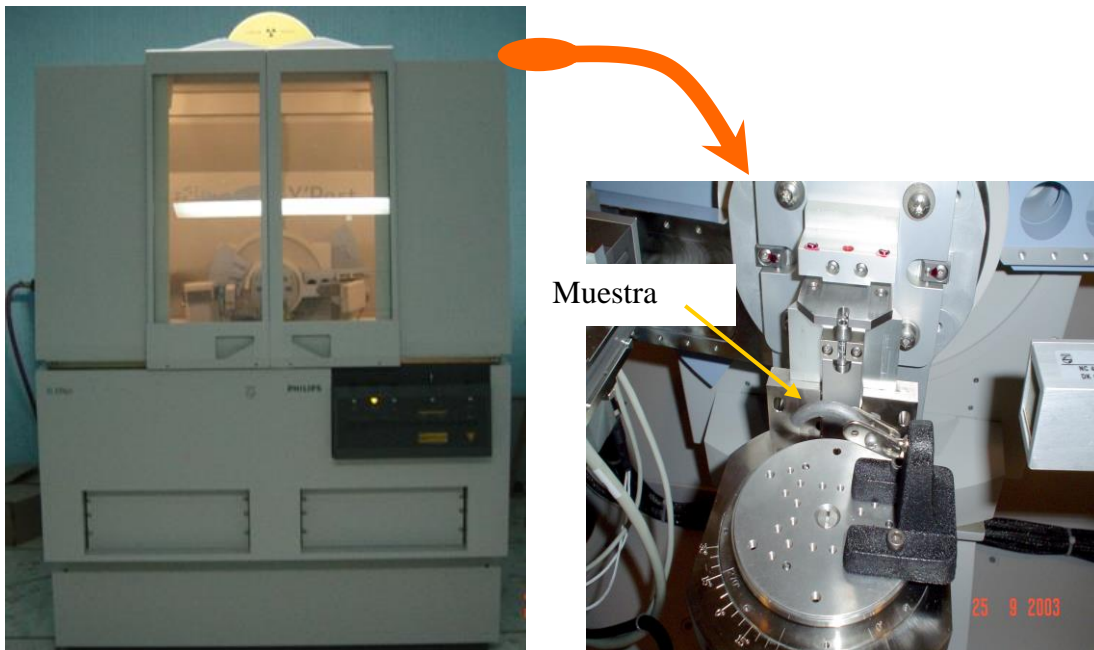
**Figura IV.6. Muestra típica del resorte empleada en la medición de esfuerzos residuales**

Los esfuerzos residuales se midieron en muestras de:

- a) Alambre sin deformar
- b) Espiras de resorte sin tratamiento térmico
- c) Muestras de resorte del grupo  $190^{\circ}\text{C}$ -5min
- d) Muestras de resorte del grupo  $280^{\circ}\text{C}$ -10min
- e) Muestras de resorte del grupo  $400^{\circ}\text{C}$ -20min
- f) Muestras de resorte del grupo  $400^{\circ}\text{C}$ -5min

Los segmentos donde se midió el esfuerzo residual se cortaron aproximadamente a la mitad de los resortes. Con referencia a la figura IV.5, el ángulo  $\alpha$  descrito por los segmentos es aproximadamente  $120^{\circ}$ .

La colocación y sujeción de la muestra en el difractor de rayos X se ilustra en la figura IV.7.



**Figura IV.7. Colocación de la muestra del resorte en difractor de rayos X**

## CAPITULO V

### RESULTADOS EXPERIMENTALES

En este capítulo se muestran los resultados de los ensayos realizados resortes de compresión respecto a: relajación, fatiga, esfuerzos residuales e inspección metalográfica.

#### V.1. Caracterización del material.

Se realizó una prueba de tensión uniaxial bajo la norma ASTM E8 [19] obteniendo la curva esfuerzo deformación, en una máquina Universal Marca Instron, encontrándose las propiedades mecánicas, mostradas en la tabla 4.1. La composición química, de igual forma es mostrada en la tabla 4.2, siendo realizada a través de un espectrómetro de emisión de chispa de acuerdo a la norma ASTM 415-99 [22].

#### V.2. Pruebas de relajación

Los resultados de relajación son mostrados en figura V.1. Este gráfico muestra la evolución de la constante del resorte  $k$  con el número de ciclos de carga. Note que  $k$  es mantenida estable cuando la carga cíclica es aplicada, excepto en el grupo 190<sup>0</sup>C-5min donde un decremento gradual en el valor de  $k$  es observado, pero consiguiendo un valor estable después de 800,000 ciclos. Para un mejor desempeño es importante conocer el efecto del tratamiento térmico sobre el valor  $k$ .

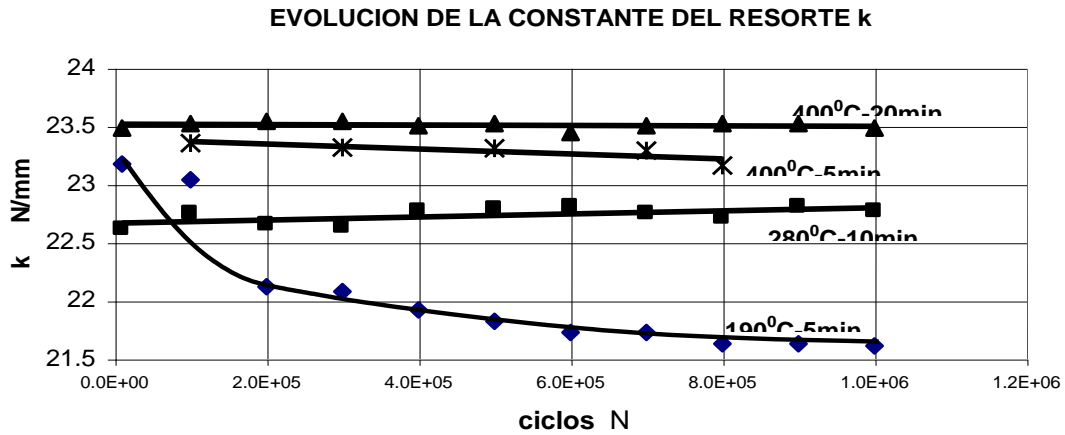


Figura V.1. Variación de la constante del resorte respecto del número de aplicaciones de carga.

### V.3. Pruebas de fatiga

Los resultados correspondientes a pruebas de fatiga realizadas a resortes de compresión con material MB II FIL se muestran a continuación, posteriormente en la tabla 5-10 se muestra la comparación entre los diferentes grupos de estudio. En todos los casos el esfuerzo medio  $\tau_m=255$  Mpa

Grupo 190° C - 5 min.

Resortes tratados a 190°C - 5 min.

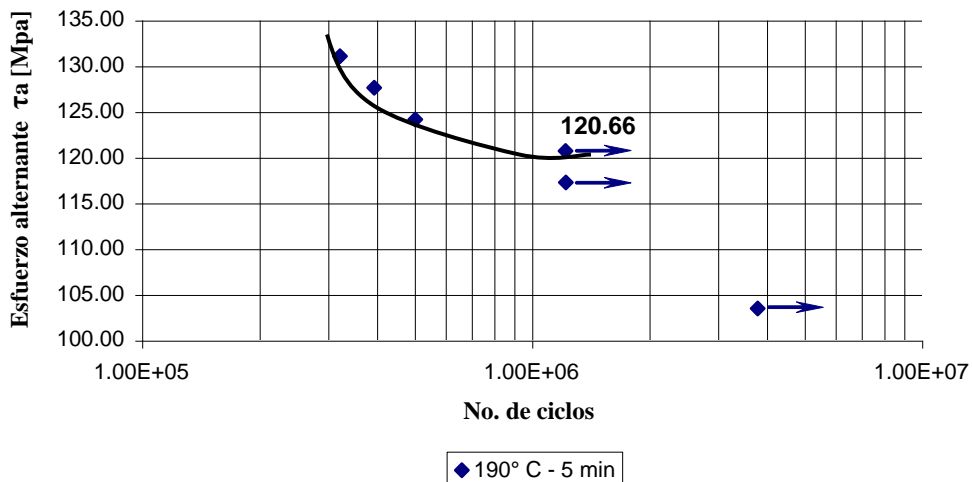


Figura V.2. Gráfica S-N experimental correspondiente al grupo 190° C – 5 min.



En el gráfico de la figura V.2 puede observarse que el límite de fatiga es  $\tau_e \approx 121$  MPa. Las flechas indican los casos donde el resorte no falló y la prueba se detuvo. *Grupo 280° C – 5 min.*

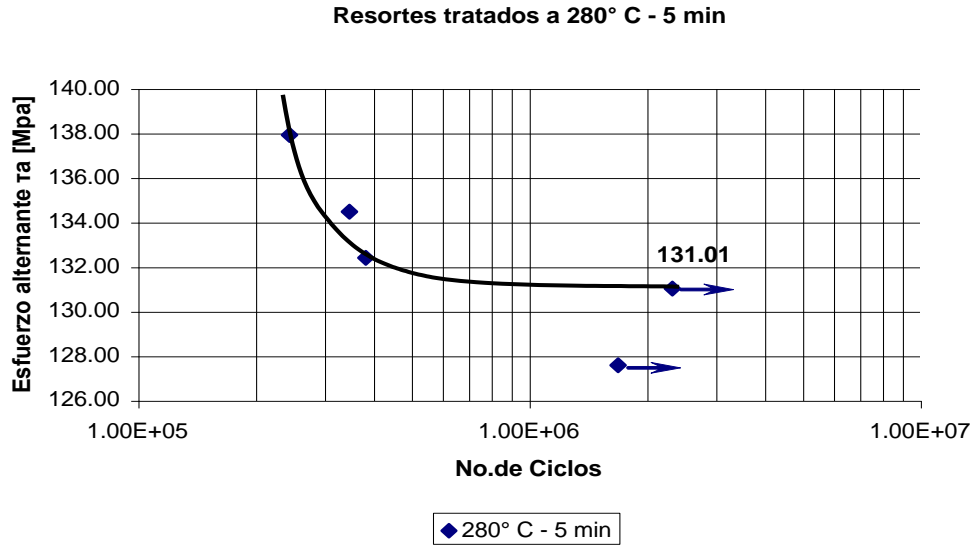


Figura V.3. Gráfica S-N experimental correspondiente al grupo 280° C – 5 min.

En el gráfico de la figura V.3 puede observarse que el límite de fatiga se muestra alrededor de un valor para  $\tau_e \approx 131$  MPa.

*Grupo 280° C – 10 min.*

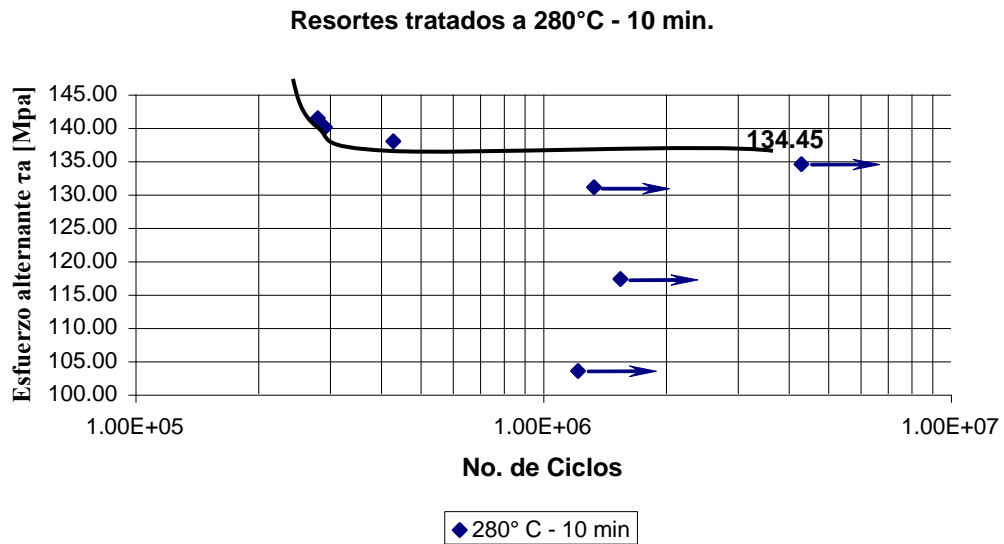
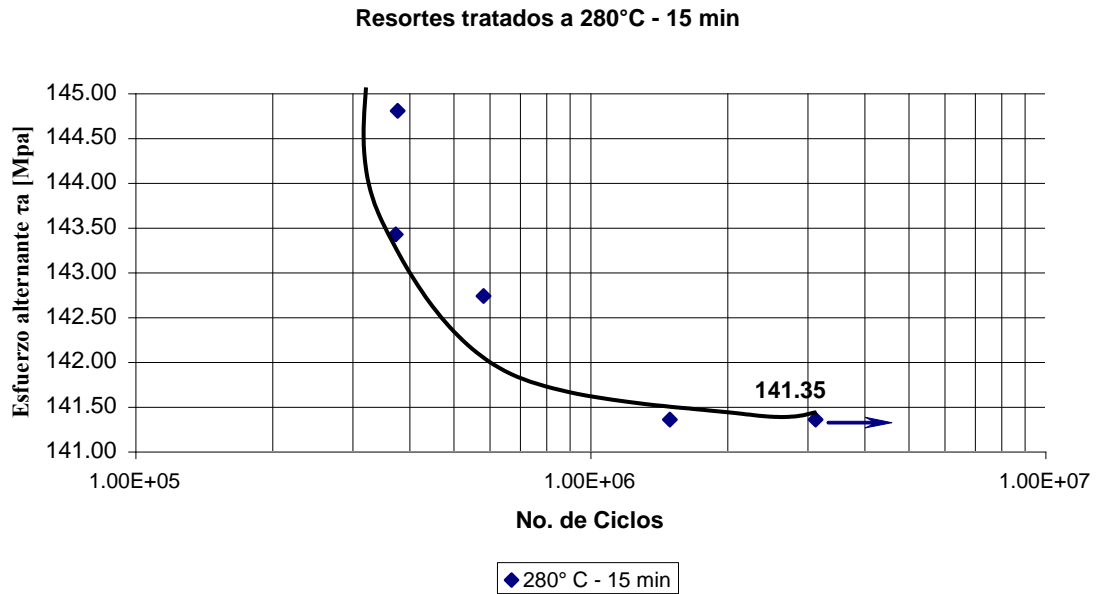


Figura V.4. Gráfica S-N experimental correspondiente al grupo 280° C – 10 min..

En el gráfico de la figura V.4 puede observarse que el límite de fatiga se muestra alrededor de un valor para  $\tau_e \approx 134$  MPa.

*Grupo 280° C – 15 min.*



**Figura V.5. Gráfica S-N experimental correspondiente al grupo 280° C – 15 min.**

En el gráfico de la figura V.5 puede observarse que el límite de fatiga se muestra alrededor de un valor para  $\tau_e \approx 141$  MPa.

De los grupos anteriores (190 y 280° C) podemos deducir que a medida que se aumenta la temperatura se incrementa el valor del límite de fatiga  $\tau_e$ . De los grupos tratados a 280° C y con variaciones de tiempo de permanencia en el horno obtenemos el siguiente gráfico comparativo figura V.6.

Vida a la fatiga de resortes de compresión  
Tratamiento de relevado a 280°C

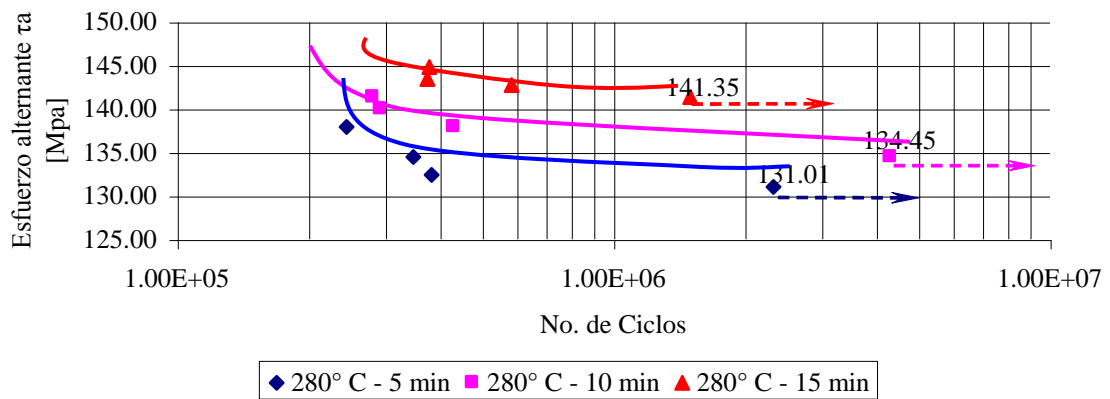


Figura V.6. Curvas de fatiga de los resortes con tratamiento de relevado de esfuerzos a 280° C y diferentes tiempos,  $\tau_m = 255$  MPa

Sabiendo que el valor de esfuerzo alternante se incrementa conforme se aumenta la temperatura y el tiempo de permanencia en el horno, se probó un grupo a 400° C de temperatura de relevado de esfuerzo y una permanencia de 20 minutos en el horno. Los resultados se muestran en la figura V.7.

Resortes tratados a 400°C - 20 min.

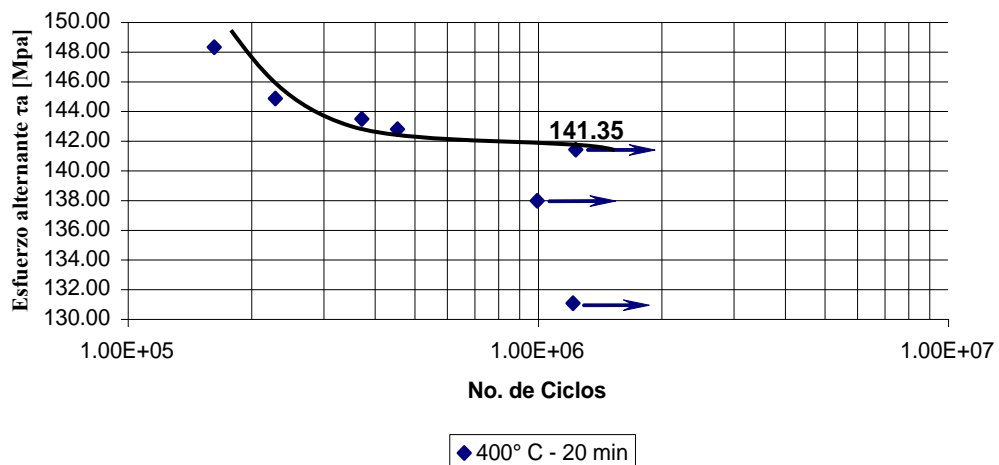
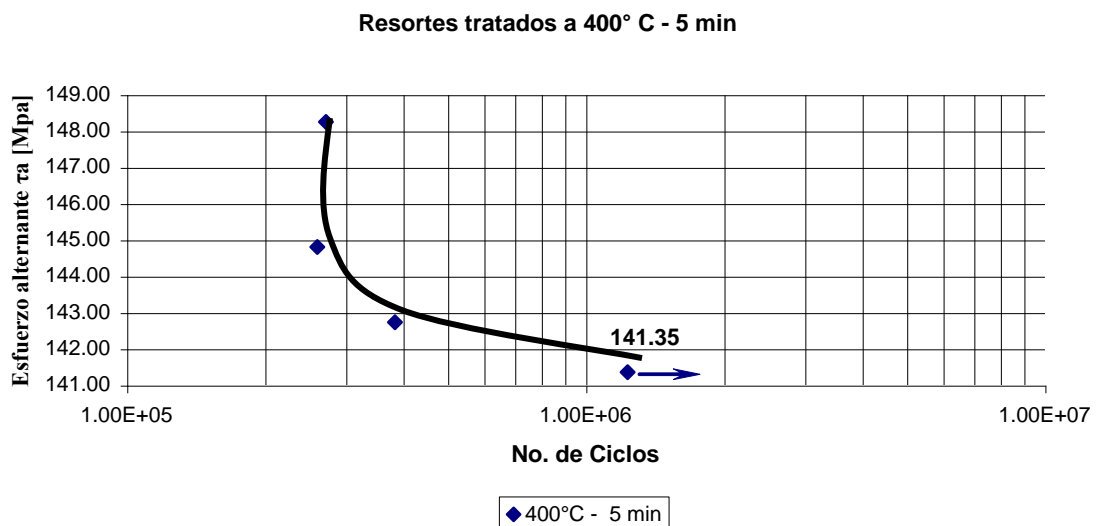


Figura V.7. Gráfica S-N experimental correspondiente al grupo 400° C – 20 min.

En el gráfico puede observarse que el límite de fatiga es  $\tau_e \approx 141$  Mpa.

Como se observa, los grupos con mayor límite de fatiga fue el de  $400^0\text{ C} - 20$  min. y el de  $280^0\text{ C} - 15$  min. con un valor de  $\tau_e = 141$  Mpa. El grupo de  $190^0\text{ C} - 5$  min. tuvo el menor valor de límite de fatiga. El grupo de  $280^0\text{ C} - 10$  min. tiene un valor intermedio de  $\tau_e$  igual a 135 Mpa.

De los resultados anteriores se desprende la siguiente cuestión, ¿Sería posible tener un valor de  $\tau_e$  similar, disminuyendo el tiempo en el grupo de  $400^0\text{ C}$  ¿. Un nuevo grupo de resortes fue tratado a  $400^0\text{ C} - 5$  min., los resultados se muestran en la figura V.8.



**Figura V.8. Gráfica S-N experimental correspondiente al grupo  $400^0\text{ C} - 5$  min.**

En el gráfico de la figura V.8 puede observarse que el límite de fatiga es  $\tau_e \approx 141$  Mpa que es el mismo valor mostrado en el grupo tratado a la misma temperatura pero con una permanencia en el horno de 20 minutos.

Vida a la fatiga de resortes de compresión  
Tratamiento de relevado a 400° C

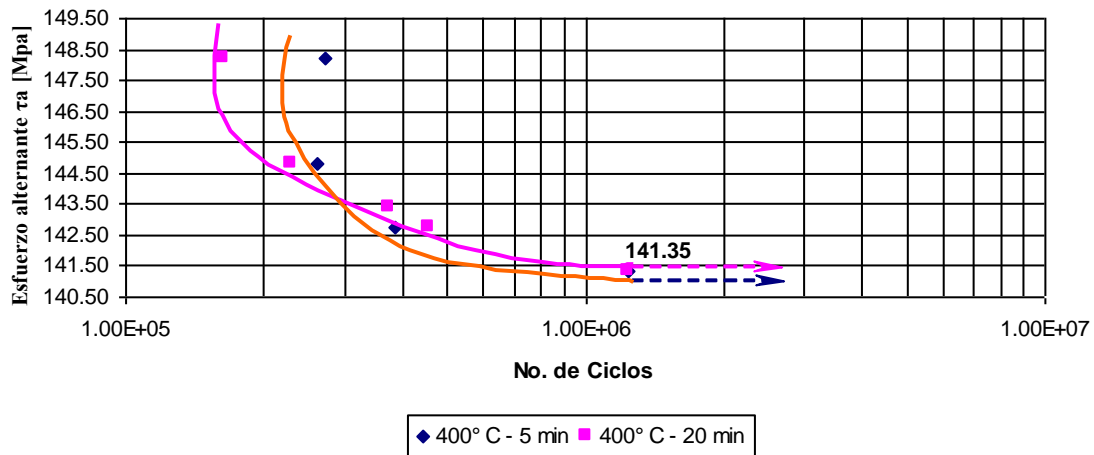


Figura V.9. Efecto del tratamiento térmico en las propiedades a la fatiga en el grupo de 400° C.

En la figura V.9 se muestra el efecto del tratamiento térmico en las propiedades a la fatiga en el grupo de 400° C. Se observó que al reducir el tiempo de permanencia en el horno, en el grupo de 400° C, el límite de fatiga no cambia.

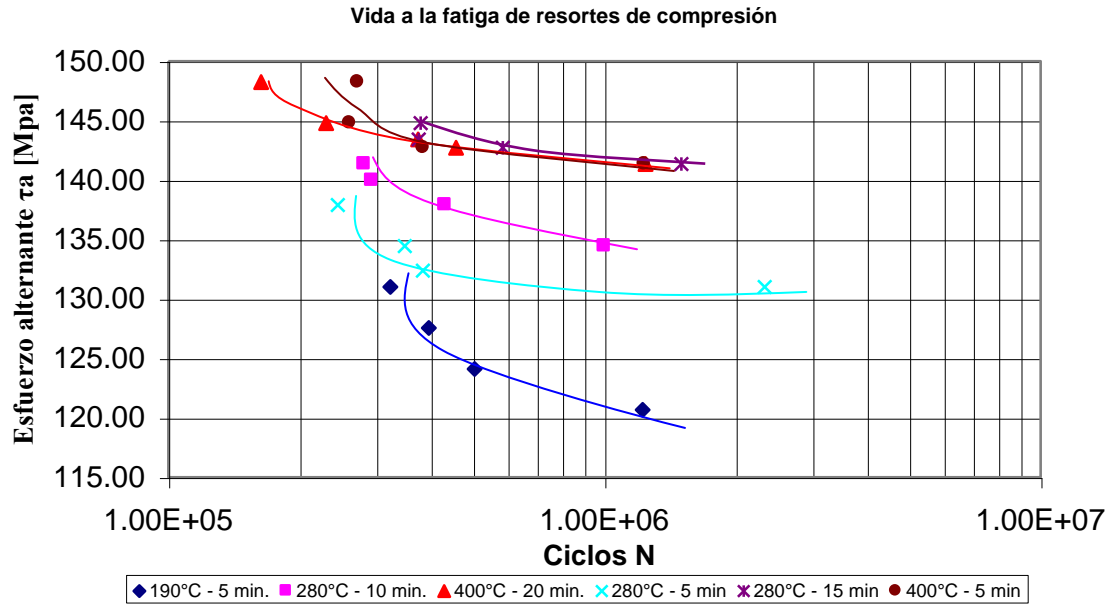
Los resultados obtenidos en los diversos grupos de estudio se resumen en la tabla 5.1.

Tabla 5.1 Límite de fatiga de los grupos de tratamiento térmico de relevado

Grupo de estudio	Límite a la fatiga Mpa
Tratamiento de relevado a 190° C-5 min.	121
Tratamiento de relevado a 280° C-5 min.	131
Tratamiento de relevado a 280° C-10 min.	134
Tratamiento de relevado a 280° C-15 min.	141
Tratamiento de relevado a 400° C-5 min.	141
Tratamiento de relevado a 400° C-20 min.	141

La gráfica de la figura V.10 muestra las curvas S-N concentradas de todos los grupos estudiados en fatiga. En la misma se apreciarán claramente los efectos de las variables

tiempo y temperatura, inherentes al tratamiento de relevado de esfuerzo, en la resistencia a la fatiga de los especímenes estudiados.



**Figura V.10. Curvas de fatiga de los resortes con tratamiento de relevado de esfuerzos a diferentes tiempos y temperaturas,  $\tau_m = 255$  MPa**

Aquí es interesante observar el comportamiento mostrado por tres grupos de estudio, a saber: 280° C – 10 min., 400° C – 5 min. y 400° C – 20 min.

Nótese que en estos tres grupos de estudio el valor del esfuerzo alternante al cual se presenta el límite de fatiga es de 141.35 MPa, ver Fig. V.11. Estos resultados nos llevan a plantear la cuestión sobre cuál grupo resulta más conveniente utilizar en términos de costo y tiempo ya que sus propiedades a la fatiga son similares.

El primer grupo eliminado fué el correspondiente a 400° C – 20 min. ya que es obvio que se trata de un proceso de mayor consumo energético del horno en el que se lleva a cabo el tratamiento de relevado de esfuerzos pues el tiempo de permanencia en el horno es mayor que en los otros dos grupos de estudio.

### Efecto del tratamiento térmico de relevado en las propiedades a la fatiga

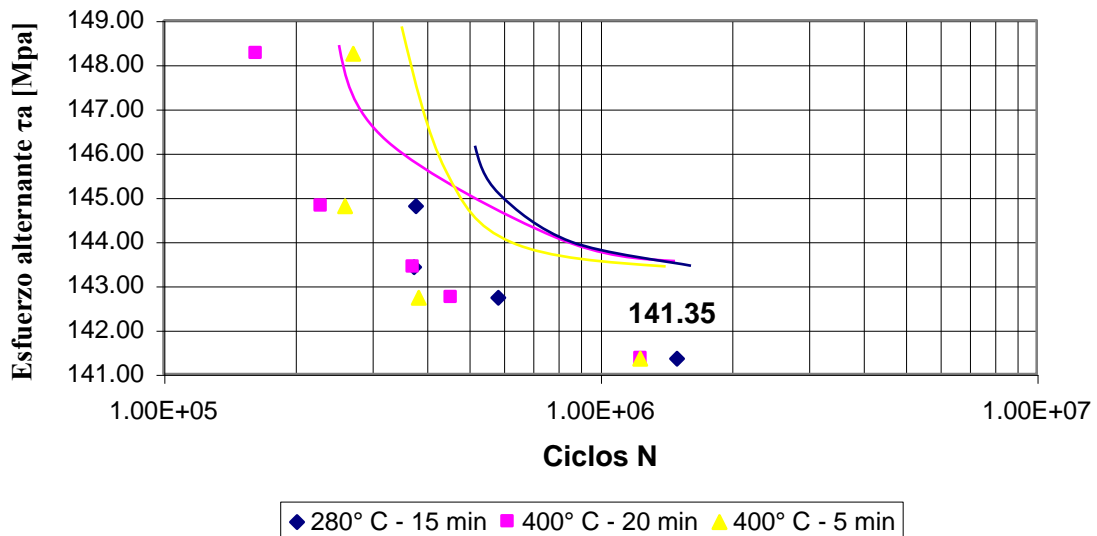


Figura V.11. Comparación de curvas de fatiga de los resortes con un mismo valor de límite de fatiga, utilizando tratamiento de relevado de esfuerzos a diferentes tiempos y temperaturas,  $\tau_m \approx 255$  MPa

Respecto a los dos grupos restantes tenemos un grupo con una temperatura media y un tiempo de permanencia largo y un grupo con temperatura mayor y tiempo de permanencia relativamente corto. Para llevar a cabo la selección del tratamiento adecuado será necesario evaluar diversos aspectos, tales como:

- Eficiencia del horno
- Tiempo de recuperación del horno a 400° C y 280° C
- Consumo energético del horno trabajando en ambas temperaturas
- Volumen de producción de resortes
- Porcentaje de esfuerzos residuales relevados

#### **V.4. Esfuerzos residuales**

Los resultados de los esfuerzos residuales se muestran en la tabla 5.2 Nótese que el alambre antes de deformar ya viene con un cierto nivel de esfuerzos residuales de tensión (alrededor de 312 MPa). Una vez formado el resorte, como es de esperarse el nivel de esfuerzos residuales se incrementa, siendo de tensión en la superficie interior y de compresión en el lado exterior de la espira. Una vez efectuado el tratamiento térmico, el nivel de esfuerzos residuales disminuye a aproximadamente entre 200 y 300 MPa dependiendo del tiempo y temperatura empleados en el tratamiento. Nótese que el grupo de resortes tratado con 400<sup>0</sup>C-5min es el que tiene un menor nivel de esfuerzos residuales, tan solo de 171 MPa. Como es bien sabido, los esfuerzos residuales de tensión son indeseables en componentes que estarán sometidos a cargas cíclicas, dado que reduce la vida por fatiga de ellos.

Los esfuerzos residuales se midieron en muestras de:

Alambre sin deformar

Espiras de resorte sin tratamiento térmico

Muestras de resorte del grupo 190<sup>0</sup>C-5min

Muestras de resorte del grupo 280<sup>0</sup>C-10min

Muestras de resorte del grupo 400<sup>0</sup>C-20min

Muestras de resorte del grupo 400<sup>0</sup>C-5min

Las figuras V.12-14 muestran resultados obtenidos en el software X'Stress de algunos grupos de estudio.



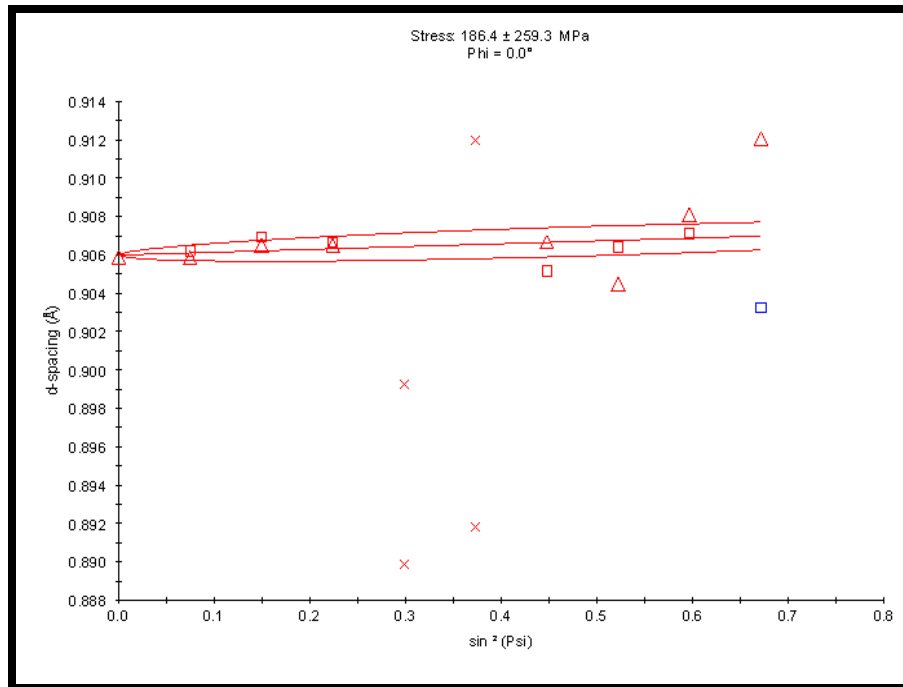


Figura V.12. Muestras de resorte del grupo 280°C-5min.

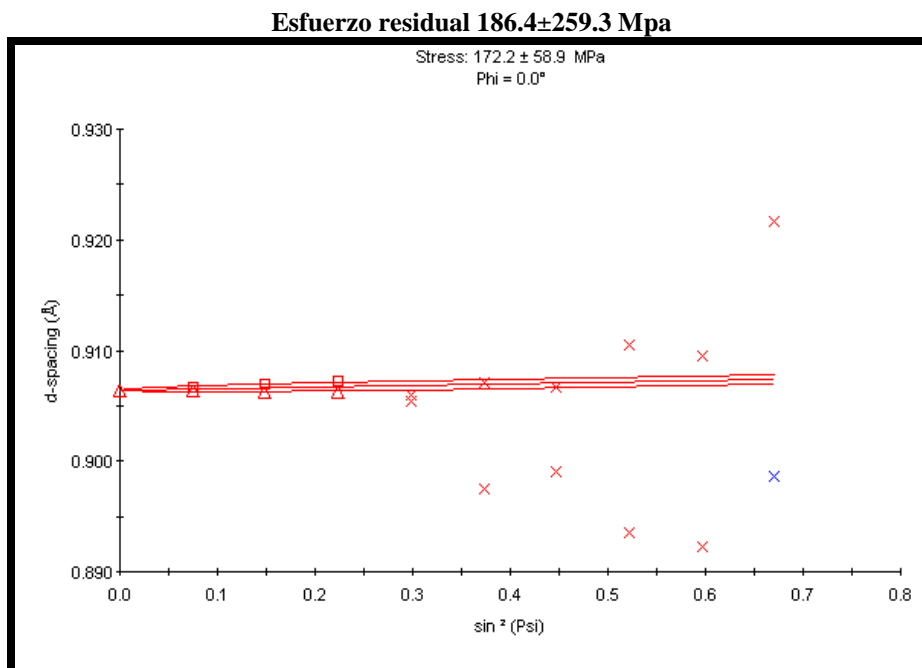
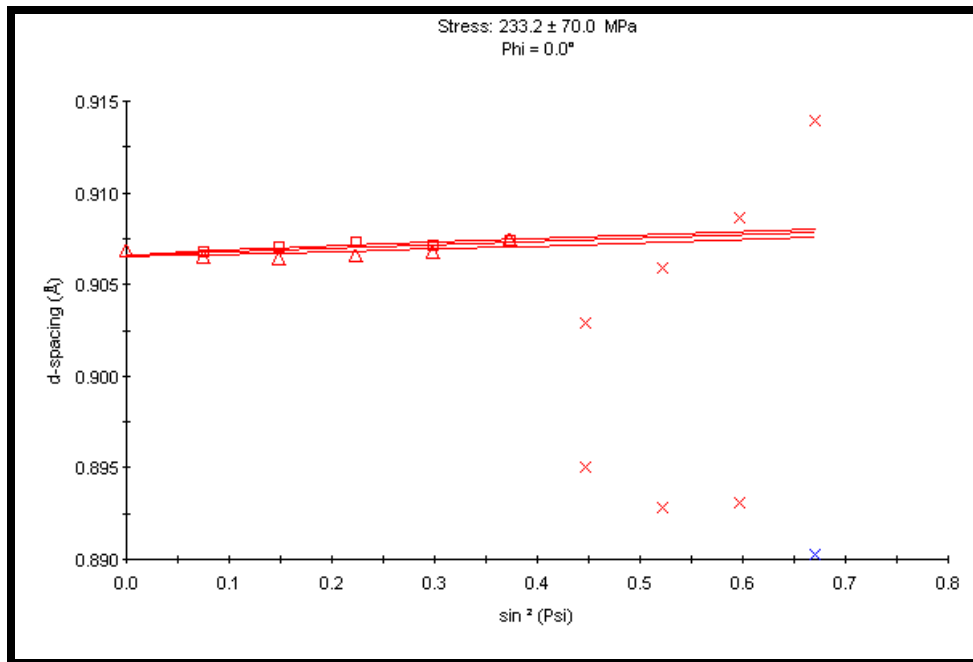


Figura V.13. Muestras de resorte del grupo 280°C-15min.

Esfuerzo residual 172.2±58.9 Mpa



**Figura V.14. . Muestras de resorte del grupo 350<sup>0</sup>C-5min.**

**Esfuerzo residual 233.2±70.0 Mpa**

En las figuras anteriores se describe un promedio y una desviación estándar, la cual parece muy alta (especialmente en la figura V.12), esto pertenece al corto tiempo de permanencia dentro del horno, no alcanzando la homogenización de temperatura en toda la estructura del resorte.

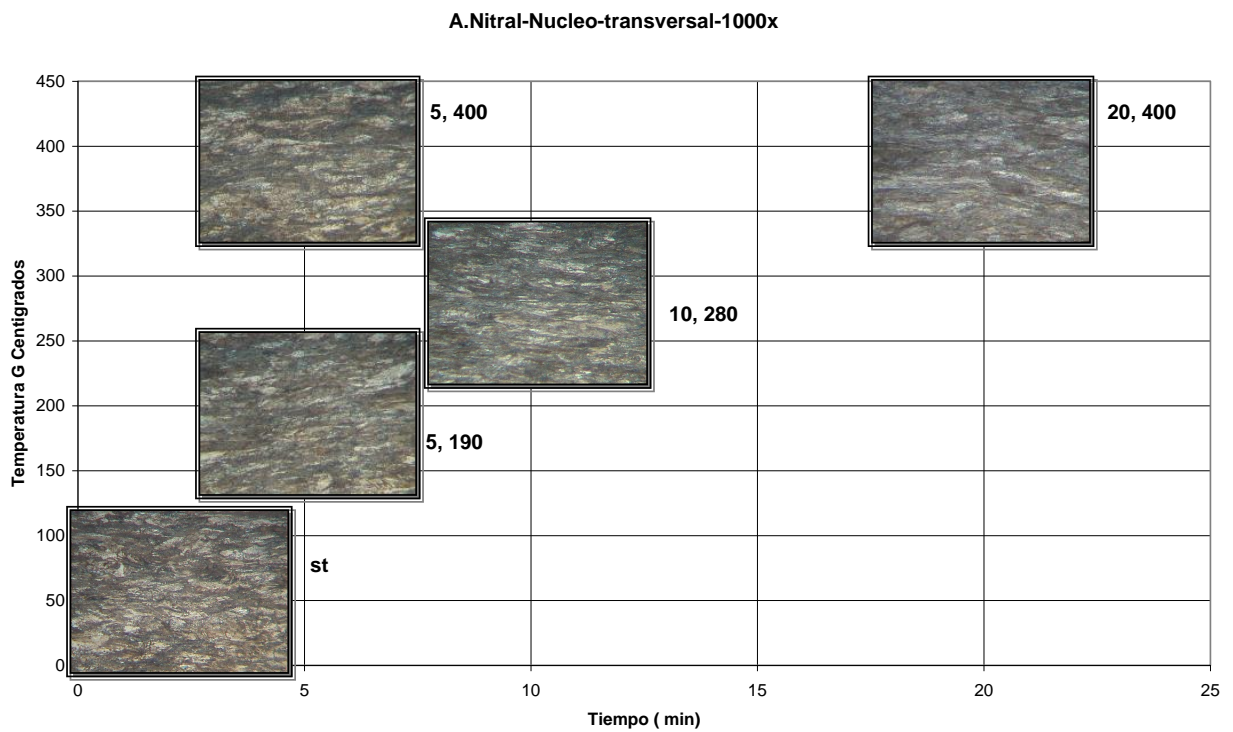
**Tabla 5.2 Resumen de resultados de esfuerzos residuales en las diferentes muestras de resortes y alambre**

GROUP	ESFUERZO RESIDUAL (Mpa)	
	INTERIOR	EXTERIOR
Alambre sin formar	312 ± 71.4	
sin tratamiento termico	681.9 ± 90.5	- 593 ± 130
190° C - 5 min	224 ± 88.4	- 598 ± 76.3
280° C - 10 min	293 ± 64.4	- 558 ± 105.3
400° C - 20 min	124 ± 88	- 63.2 ± 86.5.5

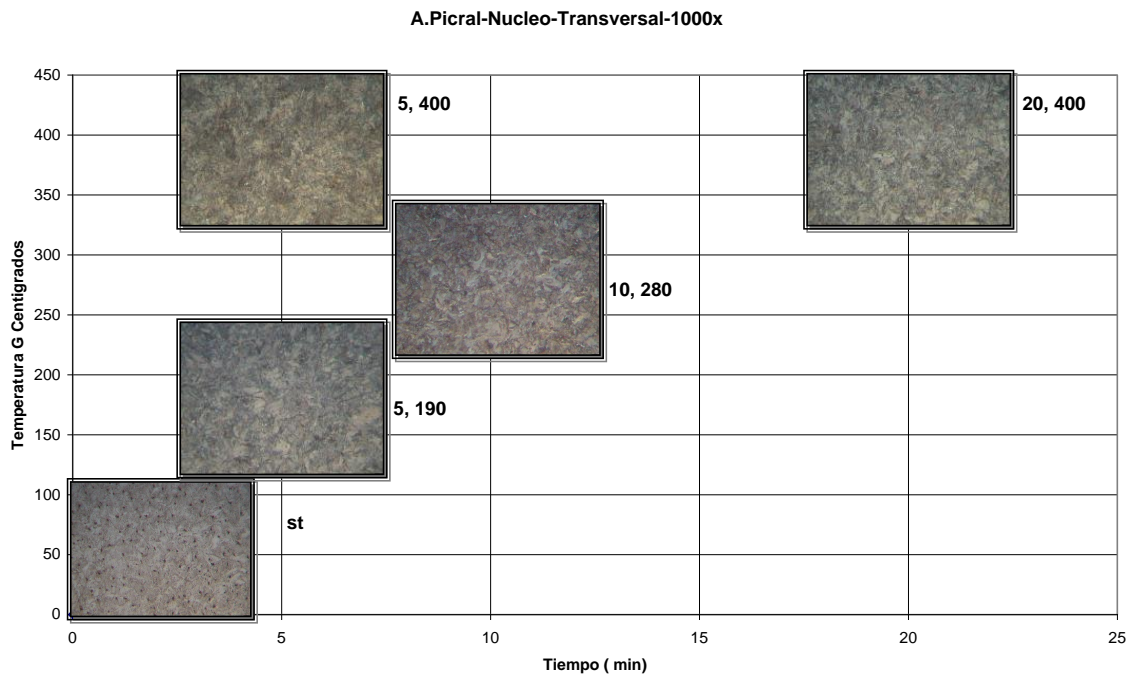
Es posible denotar de la tabla 5.2 ¿Que grupo denotan niveles de esfuerzo residual similares?

Como lo son al anexar el grupo de 350°C-5min. Lo cual es posible sustituir con un grupo de 280°C-10min. Cabe resaltar que el grupo de 350°C-5min en pruebas de fatiga resulto inconsistente; siendo un criterio de eliminación del grupo.

## V.5. Metalografía



**Figura V.15. Inspección metalográfica de muestras de grupos de estudio con ataque Nitral**



**Figura V.16. Inspección metalográfica de muestras de grupos de estudio con ataque pitral**

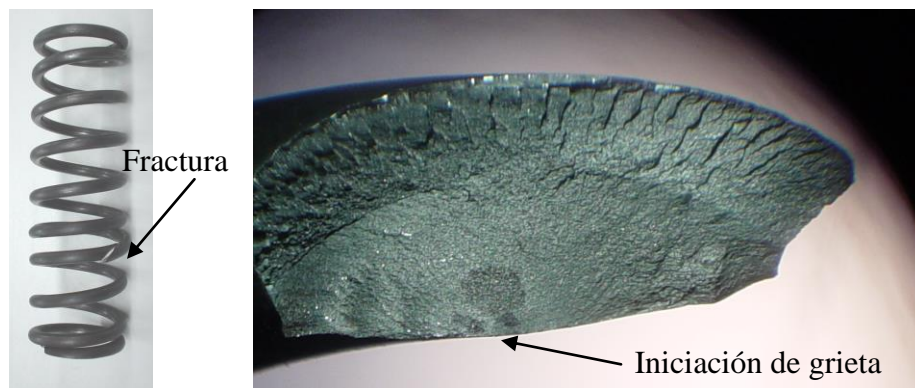
Las muestras observadas al microscopio presentan diferencias principalmente en la microestructura de superficie, el resorte de tratamiento térmico 190 °C con 5 minutos de permanencia solamente tiene bainita más ferrita, también este espécimen muestra menos vida de fatiga.

La microestructura óptima es solamente bainita, ninguna muestra presenta martensita, la cual disminuye considerablemente la vida de fatiga al rigidizar, endurecer y fragilizar el material, esto demuestra que el tratamiento térmico de relevado no tuvo cambio de fase y fue realizado por debajo de la temperatura de transformación.

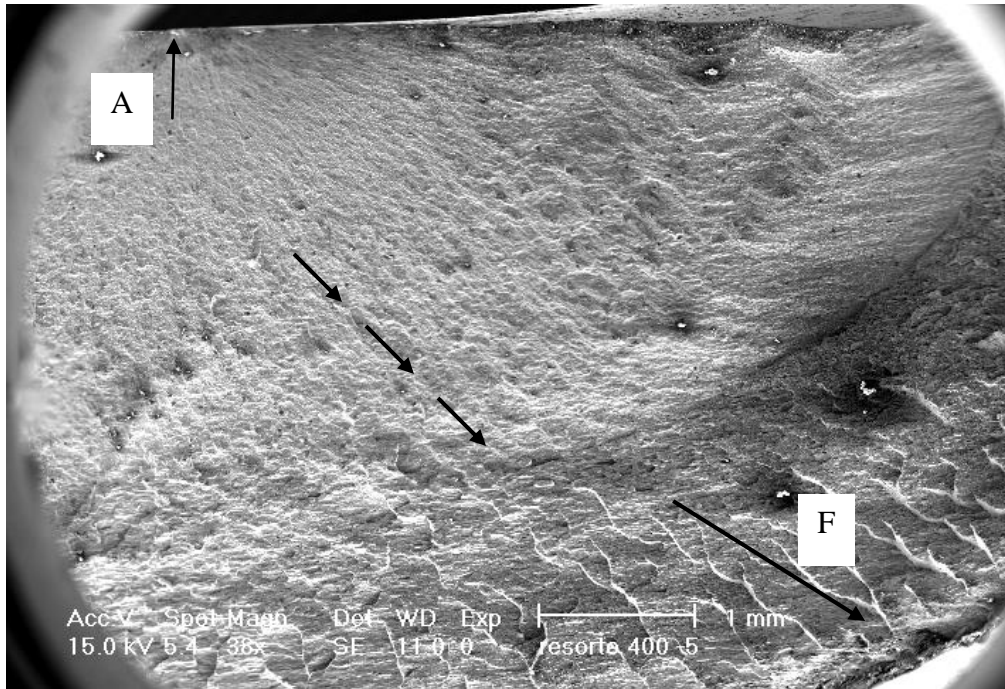
## V.6. Macrofactografía-Análisis de falla

El análisis de falla sobre una muestra llevada a fractura se realizó en forma de observación directa para inspeccionar la condición y mecanismos de fractura.

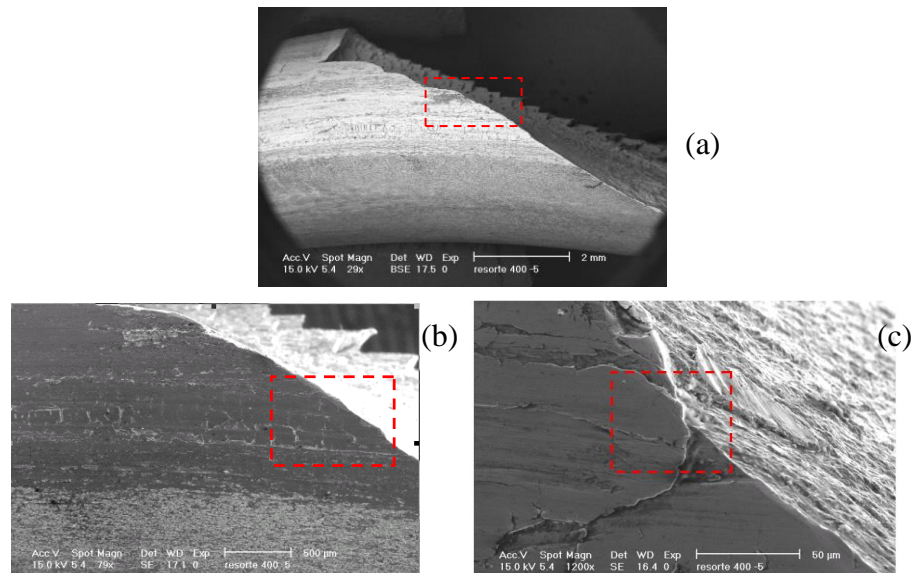
Como se presenta en figura V.23, el resorte tiene 7.5 espiras activas y la fractura toma lugar en la espira 2.4 desde la base de la sección inferior. La macrofactografía de la superficie de fractura fue realizada utilizando un estereomicroscopio y un SEM (microscopio electrónico de barrido), mismas que fueron comparadas figuras 5.17-19, par identificación de tipo de falla, de acuerdo a ASM Handbook Fractography [23]. Una característica de la fractura por fatiga en forma de marcas de playa fue encontrada sobre la superficie de fractura. Esto es indicado por las flechas en la figura V.24. Una cuidadosa evaluación de la superficie de fractura fue realizada para encontrar el origen y trayectoria de la fractura. Esta se extiende en un ángulo respecto del eje del alambre del resorte desde el diámetro interior al diámetro exterior (ver figura V.25). Esto revela que el inicio de la grieta sucedió en el diámetro interior, la cual es marcada en figura V.23. El final de la trayectoria muestra una rápida fractura y es indicada en la figura V.24.



**Figura V.17. Figura 5.17 (a) Fotografía de un resorte de compresión fatigado mostrando fractura. (b) imagen ampliada de la superficie de la fractura.**



**Figura V.18. Figure 5.18** Marcas de playa (indicadas por flechas) iniciación de la grieta(A) y fractura rápida (F).



**Figura V.19. Figura 5.19. a) Orientación del plano de fractura con respecto al eje de alambre del resorte, b) y c) Vistas aumentadas 100x y 1200x mostrando el punto de iniciación lo cual fue producido por un defecto en el proceso de manufactura.**

Al observar que los mecanismos de falla en la experimentación para este tipo de resorte; considerando su material, geometría y esfuerzos aplicados, para generar la vida y límite de fatiga, cabe resaltar que el origen de la falla es encontrada en la parte interior de la espira, por lo que posteriormente se precisa realizar un análisis de elemento finito realizando una validación numérica, la cual será relacionada en el siguiente capítulo muestra el punto de fractura respecto de las teorías de fatiga multiaxial, de igual forma analiza el obtener las propiedades y coeficientes de fatiga, a través de aproximaciones a partir de un ensayo de tensión con la curva monotonica.

## CAPITULO VI

### ANALISIS DE FATIGA MULTIAXIAL

#### VI.1. Fatiga Multiaxial

En este capítulo varios criterios de fatiga multiaxial son aplicados al análisis de resortes helicoidales de compresión. Los criterios de plano crítico, Fatemi-Socie y Wang Brown, y el método de Coffin-Manson basado sobre deformación cortante, fueron usados para predecir la vida por fatiga de resortes bajo amplitud constante de carga. Vidas de fatiga experimentales son comparadas con las predicciones de los criterios de fatiga multiaxial. El análisis de esfuerzos fue llevado a cabo en el paquete de elemento finito ANSYS, y el estudio de fatiga multiaxial fué realizado utilizando el software de fatiga nCode. Un análisis de falla fué desarrollado para determinar el punto de inicio de grieta producido por fatiga y finalmente se hace una comparación de esa localización con la zona mas dañada predicha por el análisis numérico.

Fatiga uniaxial sujeta a historias complejas de carga han sido estudiadas, y un número de algoritmos contadores de ciclos están disponibles. Análisis de fatiga bajo condiciones de carga multiaxial, amplitud variable, cargas no proporcionales han recibido significativa atención recientemente [24]. Una evaluación experimental de criterios multiaxiales bajo cargas irregulares ha sido desarrollada en [5,25] y una aplicación para analizar la posición de fatiga por contacto ha sido presentada en [26]. El efecto de la amplitud del esfuerzo en el inicio de grietas en un acero para resortes ha sido analizado en [7], pero usando especímenes en forma de reloj de arena. Una correlación de micro-estructura y propiedades a la fatiga de dos aceros de alta resistencia para resorte han sido obtenidos en [27] estos aceros son utilizados para resortes de diafragma automotrices.

Es común predecir vida de fatiga de resortes mecánicos basándose sobre endurencia de fatiga a torsión [11,28]. Sin embargo, como ha sido notado en [9], durante las pruebas de fatiga a resortes de compresión con gran índice (radio de bobina / radio de alambre), las grietas de fatiga dominantes son iniciadas y propagadas por oscilación del esfuerzo



principal de tensión, en lugar del esfuerzo cortante máximo. Además el origen de grieta por fatiga es localizado sobre la superficie exterior de la hélice, donde ocurre la máxima amplitud del esfuerzo principal de tensión ocurre. El estado de esfuerzos residuales es otro factor de afectación, principalmente en resortes manufacturados por embobinado en frío [8,29]. En [30] una investigación experimental fué realizada para valorar la influencia del relevado de esfuerzos sobre propiedades a la fatiga en resortes helicoidales de compresión. Se ha demostrado experimentalmente que el limite de fatiga del resorte depende del campo de esfuerzos residuales. Los esfuerzos residuales pequeños dan un nivel mayor del límite de fatiga (endurancia), sin embargo tal valor alcanza un límite cuando aproximadamente el 74% del esfuerzo residual inicial ha sido removido. Un análisis de falla de fatiga por corrosión de un resorte helicoidal de compresión ha sido reportado en [6].

En este trabajo se ha investigado la aplicabilidad de criterios de fatiga multiaxial al análisis de resortes de compresión. El objetivo es determinar cuál tipo de criterio y su metodología asociada provee el mejor potencial para estimar la vida de fatiga de resortes mecánicos. Para determinar el esfuerzo generado en el resorte se utilizaron las ecuaciones descritas en capítulo 2 sección de análisis.

A continuación se realiza un breve resumen de los criterios de fatiga multiaxial, Fatemi-Socie, Wang Brown, y el método de Coffin-Manson empleados en el análisis numérico.

La vida de fatiga bajo amplitud constante de carga axial y torsional se correlacionaron por las ecuaciones Coffin-Manson:

$$\frac{\Delta \varepsilon}{2} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^b + \varepsilon'_f (2N_f)^c \quad \text{para carga axial,} \quad (6.1)$$

$$\frac{\Delta \gamma}{2} = \frac{\tau'_f}{G} (2N_f)^{b_0} + \gamma'_f (2N_f)^{c_0} \quad \text{para carga torsional} \quad (6.2)$$

Donde  $\Delta\varepsilon$  y  $\Delta\gamma$  son, respectivamente, el rango de deformación en fatiga axial y el rango de deformación cortante en fatiga torsional.  $N_f$  es el número de ciclos a la falla,  $E$  es el módulo de Young y  $G$  es el módulo cortante.  $\sigma'_f$  y  $\varepsilon'_f$  son el coeficiente de resistencia a la fatiga axial y coeficiente de ductibilidad a la fatiga, respectivamente;  $b$  y  $c$  son el exponente de resistencia a la fatiga axial y exponente de ductibilidad a la fatiga, respectivamente.  $\tau'_f$  y  $\gamma'_f$  son el coeficiente de resistencia a fatiga cortante y coeficiente de ductibilidad a la fatiga cortante, respectivamente;  $b_0$  y  $c_0$  son el exponente de resistencia a la fatiga cortante y exponente de ductibilidad a la fatiga cortante respectivamente. Estas dos ecuaciones son usadas como base para establecer los parámetros de fatiga & relaciones de vida para fatiga multiaxial en lo cual continúa. Posteriormente, los modelos de plano crítico han sido ampliamente aceptadas entre los investigadores en análisis de fatiga multiaxial. En estas aproximaciones, la predicción de vida de fatiga es basada en variables de mecánica del medio continuo sobre el plano de grieta físico, llamado plano crítico.

La teoría de plano crítico fue propuesta primero por Brown y Miller [31] para fractura de materiales por cortante, en lo cual el criterio de falla fue dada en una forma funcional generalizada de deformación cortante y deformación normal sobre el plano crítico. El razonamiento de fondo fue que la deformación cortante gobierna la iniciación de la grieta y su crecimiento, y que la deformación normal ayuda en el crecimiento de la grieta. Una forma específica del parámetro basado en teoría del plano crítico fue propuesta por Kandil, Brown y Miller (KBM) [32]:

$$\frac{\Delta\gamma_{\max}}{2} + s\Delta\varepsilon_n = C \quad (6.3)$$

Donde  $\Delta\gamma_{\max}$  es el rango de deformación cortante máximo,  $\Delta\varepsilon_n$  es el rango de deformación normal actuando sobre el  $\Delta\gamma_{\max}$  plano y  $s$  es una constante del material.

Wang y Brown (WB) [24,33] reemplazo el rango de deformación normal  $\Delta\varepsilon_n$  por la deformación normal excursión  $\varepsilon_n^*$  para cargas de amplitud variable. El parámetro contra relación de vida esta dada por:

$$\frac{\Delta\gamma_{\max}}{2} + s\varepsilon_n^* = [1 + \nu + (1 - \nu)s] \frac{\sigma'_f - 2\sigma_n^0}{E} (2N_f)^b + (1.5 + 0.5s)\varepsilon'_f (2N_f)^c \quad (6.4)$$

Donde  $\Delta\gamma_{\max}$  es el rango de deformación cortante,  $\sigma_n^0$  es el esfuerzo medio normal,  $\nu$  es el coeficiente de Poisson,  $\sigma'_f$ ,  $\varepsilon'_f$ ,  $b$ ,  $c$  y  $s$  son propiedades de fatiga del material que son determinadas por pruebas de fatiga axial y torsional.

Un parámetro de fractura cortante, fue propuesto por Fatemi and Socie (FS) [24,34]. Este es un parámetro que utiliza el esfuerzo normal máximo sobre el plano crítico en contraste a la deformación normal en el parámetro KBM. La dureza adicional y efectos de esfuerzo medio son tomados en cuenta a través del esfuerzo normal. Usando datos de fatiga torsional, puede ser expresado como:

$$\frac{\Delta\gamma_{\max}}{2} \left( 1 + k \frac{\sigma_{n,\max}}{\sigma_y} \right) = \frac{\tau'_f}{G} (2N_f)^{b_0} + \gamma'_f (2N_f)^{c_0} \quad (6.5)$$

donde  $\Delta\gamma_{\max}$  es el rango de deformación cortante máxima,  $\sigma_{n,\max}$  es el máximo esfuerzo normal en el plano de  $\Delta\gamma_{\max}$ ,  $\sigma_y$  es el esfuerzo de cedencia y  $k$  es una constante determinada experimentalmente por datos de fatiga axial y torsional.

#### Constantes de fatiga del material

El primer método de aproximación de la relación deformación- ciclos de vida a partir de propiedades monotonicas mostradas en la tabla 6.1 fue propuesto por Manson (M) y después modificado por Muralidharan (MM) [35]. El procedimiento es usualmente referido como el método universal de pendientes y puede ser aplicado a cualquier metal.

Por consiguiente, requiere del conocimiento del parámetro RA (reducción de área). Relaciones usando ambos métodos, M y MM son dados en la tabla 6.2, donde  $R_m$  es la resistencia última de tensión,  $\epsilon_f$  es la deformación real de fractura calculada por  $\ln(1/(1-RA))$ .

**Tabla 6.1 Propiedades resultado de prueba de tensión uniaxial monotónica de espécimen de resorte**

Propiedad	Valor
Resistencia a la tensión (MPa)	1670
% de reducción de Área	0,325
$\epsilon_f$	0,39304259
Módulo Elástico (MPa)	200000
Esfuerzo de Fluencia	1350

**Tabla 6.2 Propiedades deformación- ciclos de vida obtenidas a partir de propiedades de pruebas de tensión monotónica. Relaciones propuestas por Manson (M) y modificadas por Muralidharan (MM)**

Parámetro (Manson)	Universal Slopes (M)	Universal Modificado (Muralidharan)	Slopes (MM)
$\sigma'_f$	$1.9R_m$	$0.623R_m^{0.823}E^{0.168}$	
b	-0.12	-0.09	
$\epsilon'_f$	$0.76e_f^{0.6}$	$0.0196e_f^{0.155}(R_m/E)^{-0.53}$	
c	-0.6	-0.56	
K'	$\sigma'_f / (\epsilon'_f)^{0.2}$	$\sigma'_f / (\epsilon'_f)^{0.2}$	
n'	0.2	0.2	

Las propiedades de fatiga del material utilizado en el análisis de fatiga multiaxial fueron obtenidas desde una prueba de tensión uniaxial monotónica a través de los métodos (M) y (MM) y son presentados en la tabla 6.3. Propiedades de deformación cortante- ciclos de vida fueron obtenidas a partir de las correspondientes en deformación axial- ciclos de vida usando las relaciones dadas en tabla 6.4 [24]. Además fue considerado en el análisis

s=1 y k=0.6 para los modelos Wang Brown y Fatemi-Socie [ecuaciones (6.4) y (6.5)], respectivamente, como es sugerido en [24].

**Tabla 6.3. Propiedades de deformación- ciclos de vida obtenidas por relaciones proporcionadas en tabla 6.2, usadas en el análisis de fatiga**

Parámetro	Universal Slopes Mason	Universal Slopes Modificado Muralidharan
$\sigma'_f$ (MPa)	3173.000	2174.487
b	-0.120	-0.090
$\varepsilon'_f$	0.434	0.214
c	-0.600	-0.560
K' (MPa)	3749.511	2959.216
n'	0.200	0.200

**Tabla 6.4 Propiedades deformación axial y cortante – ciclos de vida**

	Axial	Cortante
Coefficiente de resistencia a la fatiga	$\sigma'_f$	$\tau'_f \approx \frac{\sigma'_f}{\sqrt{3}}$
Exponente de resistencia a la fatiga	$b$	$b_o \approx b$
Coefficiente de ductibilidad a la fatiga	$\varepsilon'_f$	$\gamma'_f \approx \sqrt{3}\varepsilon'_f$
Exponente de ductibilidad a la fatiga	$c$	$c_o \approx c$
Módulo	$E$	$G$

La tabla 6.5 muestra los ciclos de vida experimentales de resortes tratados a 400 °C-20 min. y la curva S-N se muestra en la figura VI.1. El análisis numérico con el software de fatiga ncode hace uso de las mismas condiciones de carga a las que fueron sometidos estos resortes. Los resultados experimentales son comparados posteriormente contra las predicciones numéricas. El grupo 400 °C 20 min. fué elegido para la comparación por presentar un porcentaje mayor de esfuerzos relevados.

Tabla 6.5 Ciclos de vida experimentales de resorte 225 tratamiento térmico de 400 °C 20 min.

GRAFICOS DE RESULTADOS EXPERIMENTALES				
Resorte 225_400_20				
	Kpsi	pulgadas	pulgadas	experimental
	Esfuerzo Aplicado	Predeplazamiento	Desplazamiento Total	Número de ciclos
1	21,5	0,748	2,230	163230
2	21	0,792	2,290	230000
3	20,8	0,789	2,254	373843
4	20,7	0,800	2,270	456537
5	20,5	0,803	2,253	Mas de 1241713

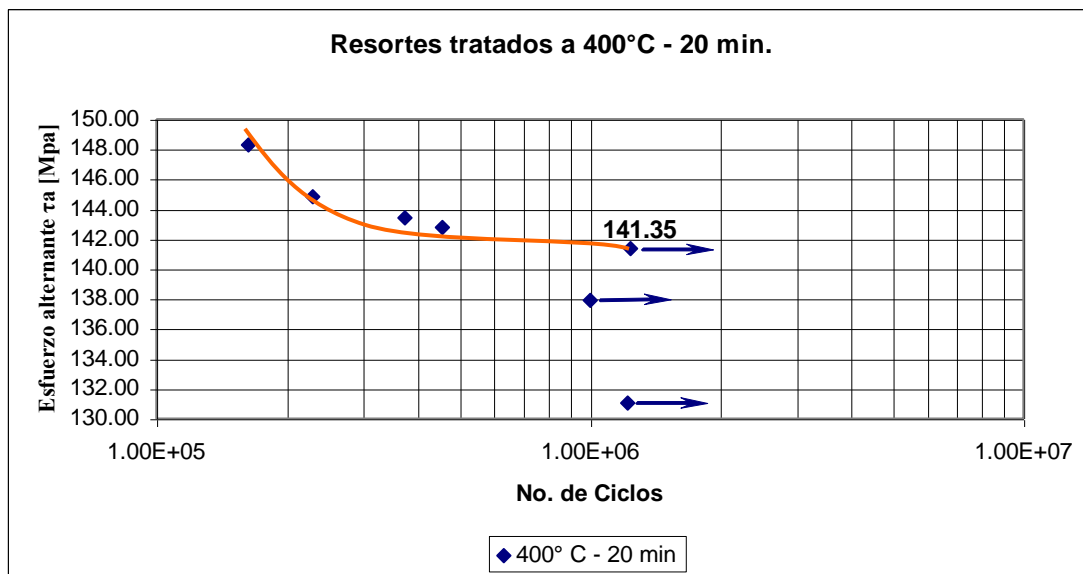


Figura VI.1. Curva S-N de resortes cuyo tratamiento térmico de relevado de esfuerzos fue realizado a 400°C-20 min.

## VI.2. Simulación numérica resorte helicoidal de compresión.

El programa comercial ANSYS y nCode fueron usados en el análisis de fatiga del resorte para estimar el número de ciclos a la falla en cada amplitud de esfuerzo  $\tau_a$ . La metodología general usada en el análisis es presentada a continuación:

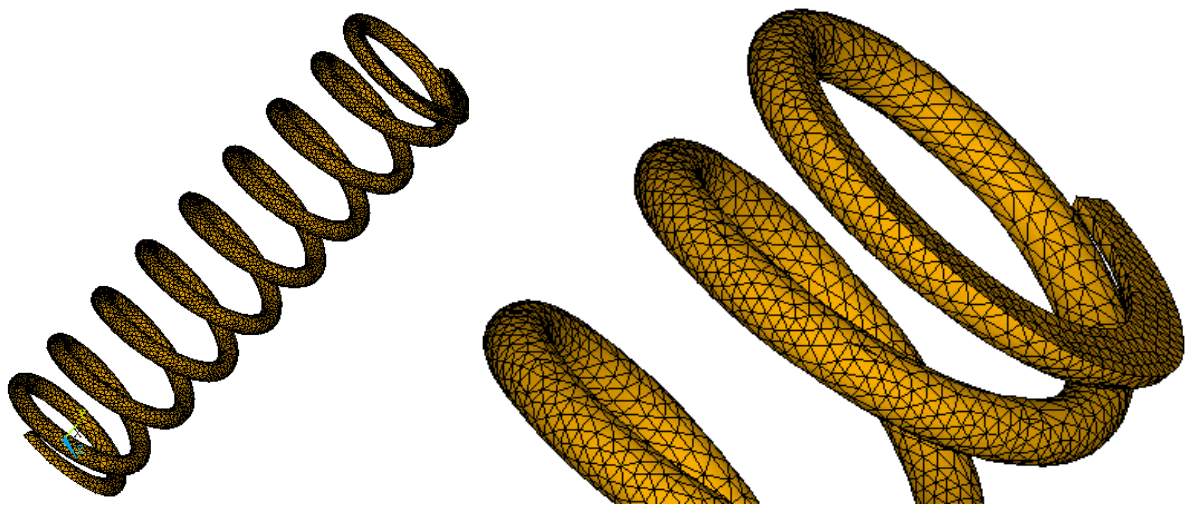
Un modelo de elemento finito del resorte fue creado como se presenta en la figura VI.2. Se usaron 67800 elementos tetragonales cuadráticos con 20 nodos.

Un análisis lineal de esfuerzos fue realizado en Ansys y la información de la distribución de esfuerzos sobre la superficie del resorte fue transferida a nCode [5].

El modulo de nCode FE-Fatigue fue usado en el análisis de fatiga. Propiedades deformación- ciclos de vida obtenidas con los métodos M y MM como fue explicado previamente (tabla 6.1) fue introducido dentro del software FE-Fatigue.

Para determinar la vida de fatiga e iniciación de grieta causada por amplitud constante de carga, se realizó un análisis multiaxial usando el criterio de Wang-Brown y de Fatemi-Socie.

Un análisis de fatiga deformación- ciclos de vida uniaxial (ver ecuación 6.2) fue desarrollado usando las componentes de deformación cortante XY y YZ. El eje y es orientado a lo largo del eje axial del resorte.

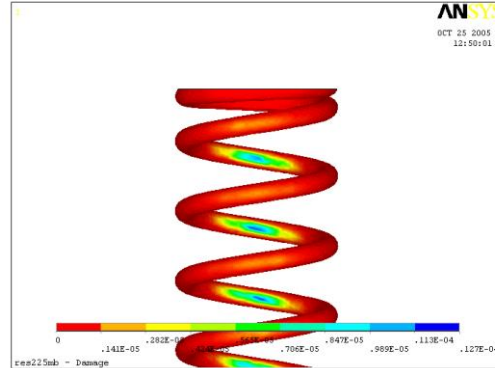
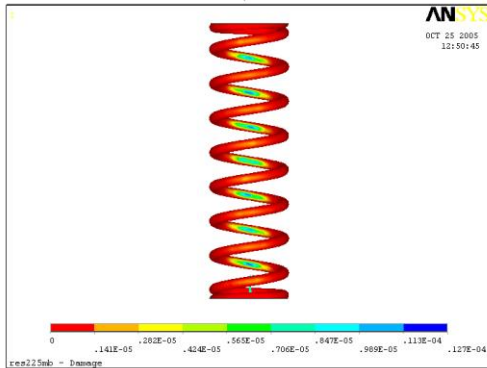


**Figura VI.2. Modelo discretizado del resorte de compresión.**

A continuación se muestran los resultados de nCode , realizados con aproximación de propiedades bajo los métodos de Mason y Mason modificado. Posteriormente se realiza una comparación y discusión entre los resultados de vida experimentales y predicciones realizadas por análisis numérico, incluyendo las teorías de fatiga uniaxial y multiaxial mostradas anteriormente.

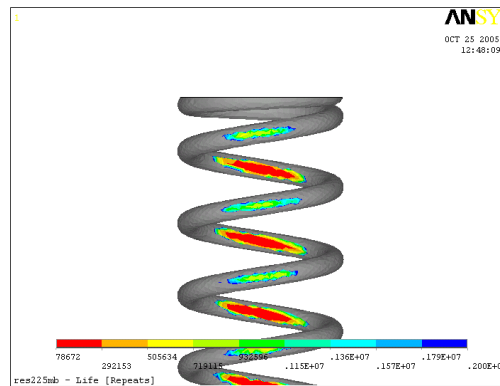
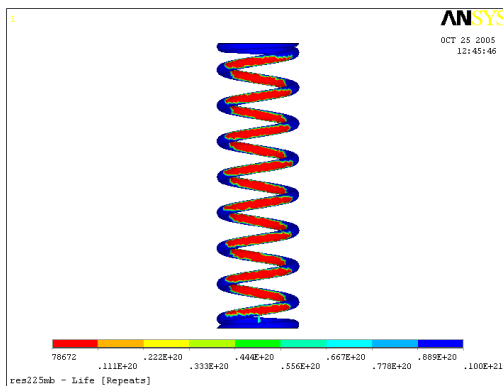
Resultados de análisis numérico Material 1 aplicado a la teoría de Mason.

Análisis uniaxial  $\epsilon$ -n XY, material 1, Mason



Daño en resorte análisis uniaxial  $\epsilon$ -n XY

Acercamiento de daño en resorte análisis uniaxial  $\epsilon$ -n XY



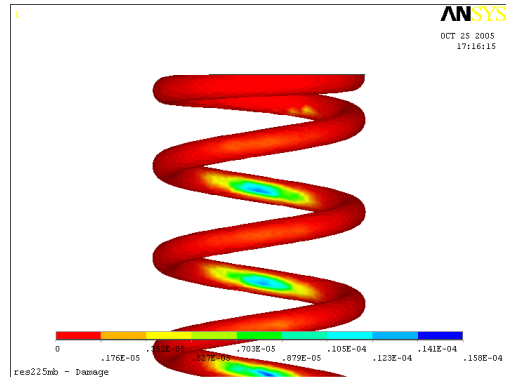
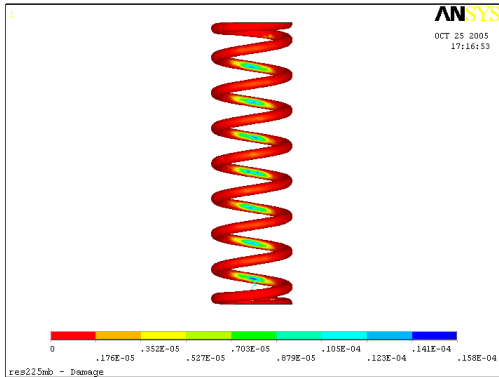
Vida en resorte análisis uniaxial  $\epsilon$ -n XY

Acercamiento de vida en resorte análisis uniaxial  $\epsilon$ -n XY

RESULTADOS DEL ANALISIS DE FATIGA PARA CONSTANTE K CONSTANTE						
		Resorte 225_400_20	$\epsilon$ -N XY			
		K = 134 lb.plg				
	Esfuerzo Aplicado	Predesplazamiento	Desplazamiento Total	Ciclos de vida Experimental	Ciclos de vida Propiedades Mason	Nodo inicio fractura
1	21,5	0,754	2,251	163230	79850	8448
2	21	0,771	2,233	230000	91215	
3	20,8	0,778	2,226	373843	96315	
4	20,7	0,782	2,223	456537	98964	
5	20,5	0,789	2,216	Mas de 1241713	104620	

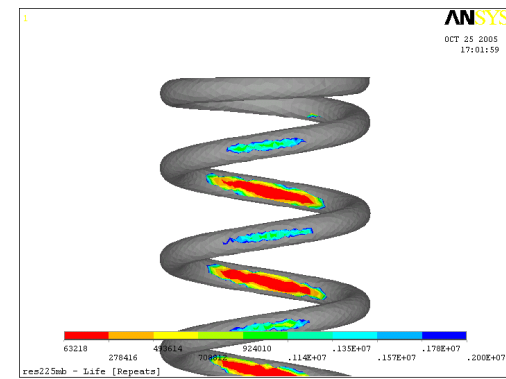
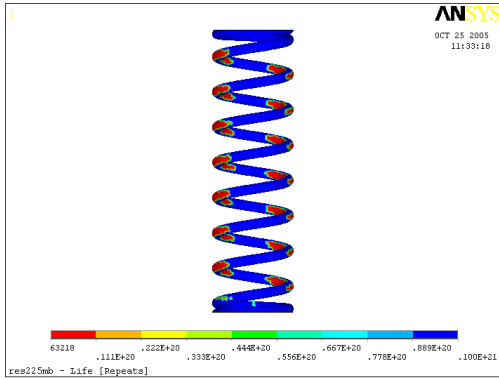


Análisis uniaxial  $\epsilon$ -n YZ, material 1, Mason



Daño en resorte análisis uniaxial  $\epsilon$ -n YZ

Acercamiento de daño en resorte análisis uniaxial  $\epsilon$ -n YZ

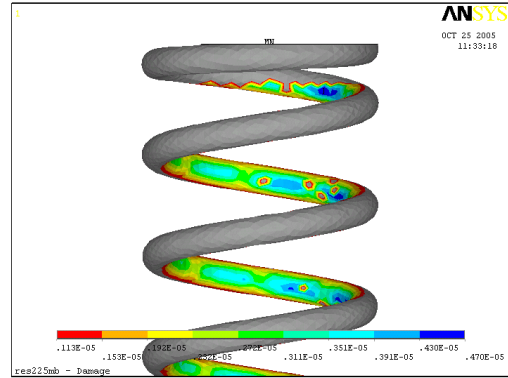
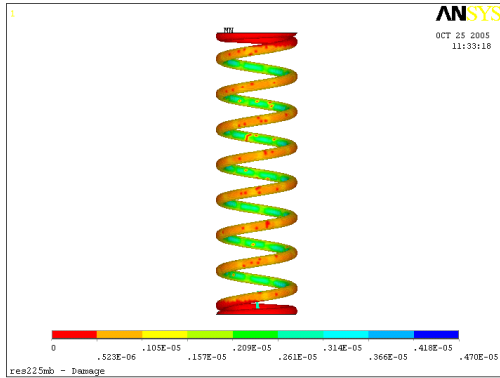


Vida en resorte análisis uniaxial  $\epsilon$ -n YZ

Acercamiento de vida en resorte análisis uniaxial  $\epsilon$ -n YZ

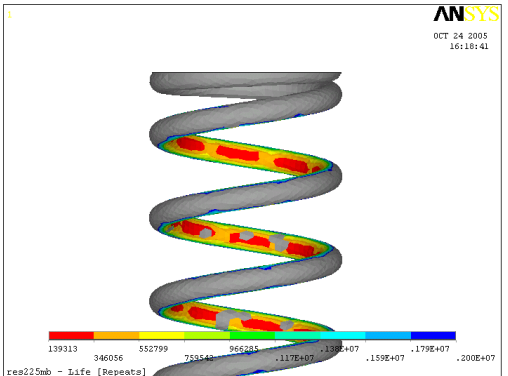
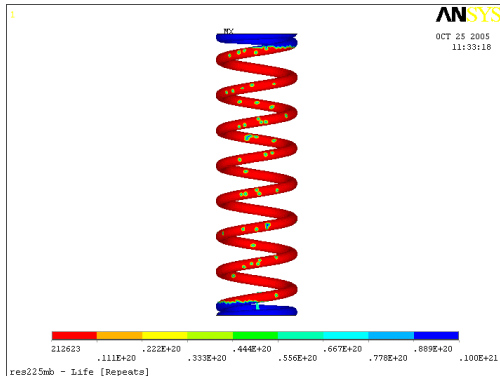
RESULTADOS DEL ANALISIS DE FATIGA PARA CONSTANTE K CONSTANTE						
		Resorte 225_400_20	$\epsilon$ -n YZ			
		K = 134 lb.plg				
	Esfuerzo Aplicado	Predesplazamiento	Desplazamiento Total	Ciclos de vida experimental	Ciclos de vida Propiedades Mason	Nodo inicio fractura
1	21,5	0,754	2,251	163230	63117	8574
2	21	0,771	2,233	230000	71860	
3	20,8	0,778	2,226	373843	75774	
4	20,7	0,782	2,223	456537	77805	
5	20,5	0,789	2,216	Mas de 1241713	82134	

## Análisis Multiaxial Fatemi-Socie, material 1, Mason



Daño en resorte análisis Multiaxial Fatemi Socie

Acercamiento de daño en resorte análisis Multiaxial Fatemi Socie

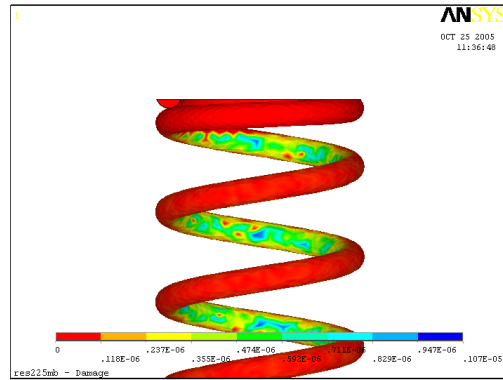
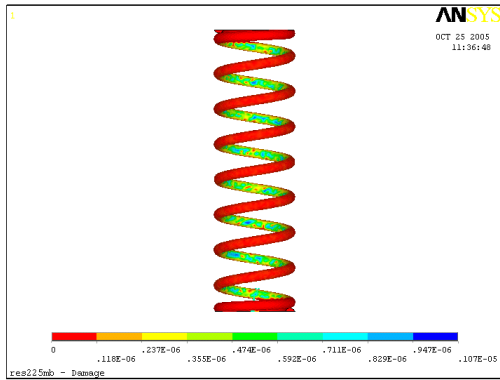


Vida en resorte análisis Multiaxial Fatemi Socie

Acercamiento de vida en resorte análisis Multiaxial Fatemi Socie

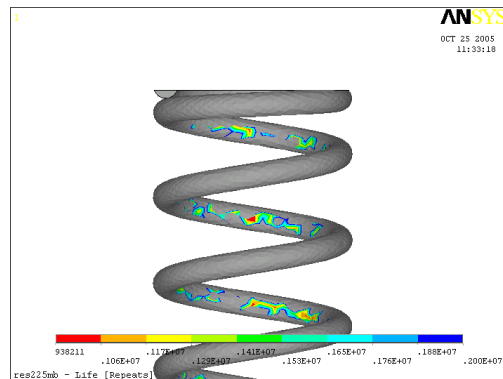
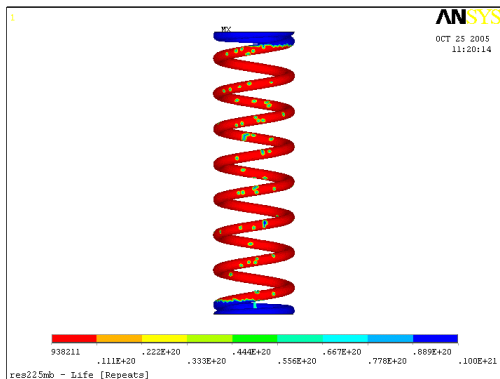
RESULTADOS DEL ANALISIS DE FATIGA PARA CONSTANTE K CONSTANTE						
		Resorte 225_400_20	Fatemi Socie			
		K = 134 lb.plg				
	Esfuerzo Aplicado	Predesplazamiento	Desplazamiento Total	Ciclos de vida experimental	Ciclos de vida Propiedades Mason	Nodo inicio fractura
1	21,5	0,754	2,251	163230	220920	5224
2	21	0,771	2,233	230000	223600	
3	20,8	0,778	2,226	373843	228500	
4	20,7	0,782	2,223	456537	229740	
5	20,5	0,789	2,216	Mas de 1241713	236820	

## Análisis Multiaxial Wang-Brown, material 1, Mason



Daño en resorte análisis Multiaxial Wang-Brown

Acercamiento de daño en resorte análisis Multiaxial Wang-Brown



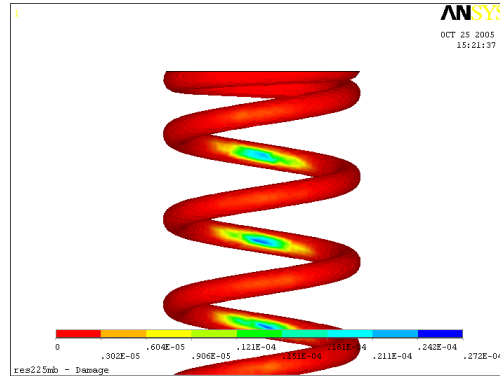
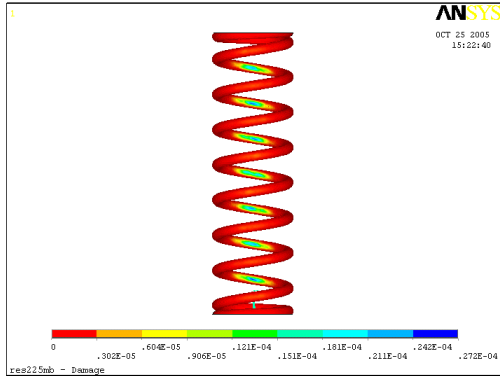
Vida en resorte análisis Multiaxial Wang-Brown

Acercamiento de vida en resorte análisis Multiaxial Wang-Brown

RESULTADOS DEL ANALISIS DE FATIGA PARA CONSTANTE K CONSTANTE							
		Resorte 225_400_20	Wang-Brown				
		K = 134 lb.plg					
	Esfuerzo Aplicado	Predesplazamiento	Desplazamiento Total	Ciclos de vida experimental	Ciclos de vida Propiedades Mason	Nodo inicio fractura	
1	21,5	0,754	2,251	163230	1095800	7248	
2	21	0,771	2,233	230000	1202000		
3	20,8	0,778	2,226	373843	1203500		
4	20,7	0,782	2,223	456537	1248400		
5	20,5	0,789	2,216	Mas de 1241713	1249900		

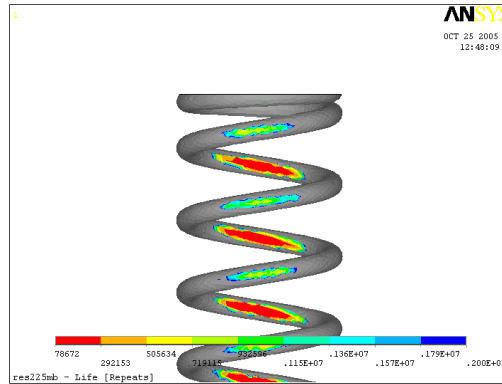
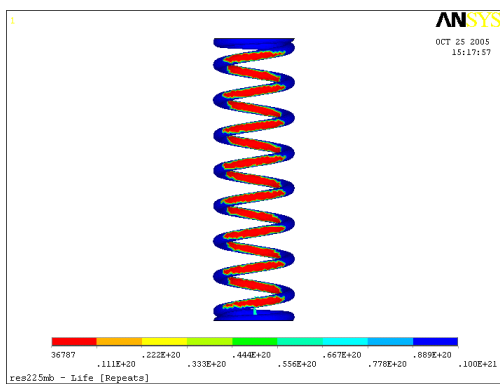
Resultados de análisis numérico Material 2, aplicado a la teoría de Mason Modificado.

Análisis uniaxial  $\epsilon$ -n XY, material 2, Mason Modificado



Daño en resorte análisis uniaxial  $\epsilon$ -n XY

Acercamiento de daño en resorte análisis uniaxial  $\epsilon$ -n XY

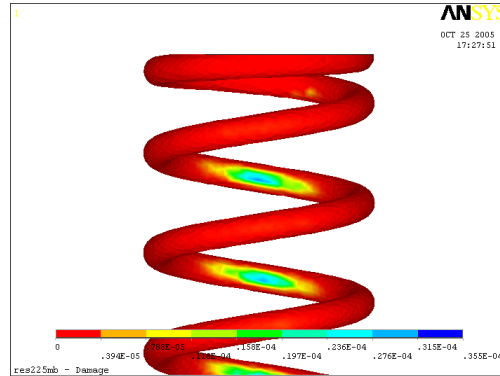
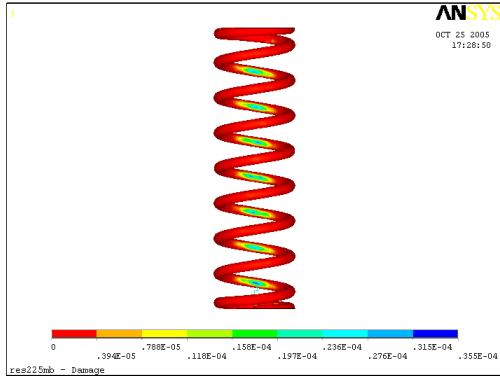


Vida en resorte análisis uniaxial  $\epsilon$ -n XY

Acercamiento de vida en resorte análisis uniaxial  $\epsilon$ -n XY

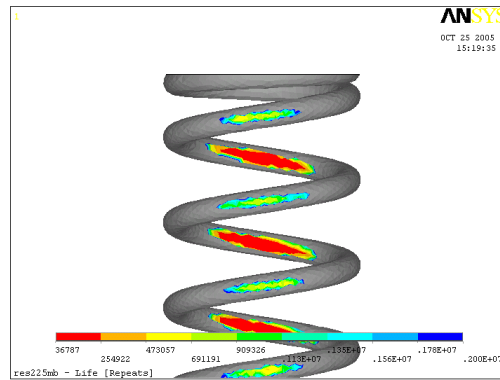
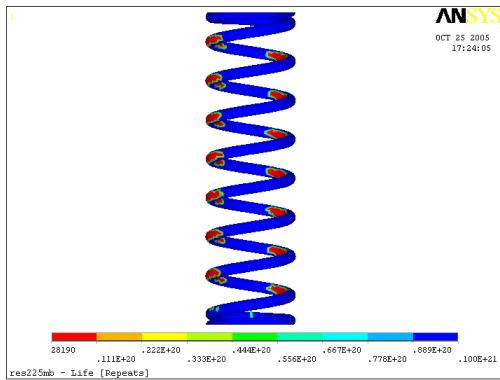
RESULTADOS DEL ANALISIS DE FATIGA PARA CONSTANTE K CONSTANTE							
		Resorte 225_400_20	$\epsilon$ -n XY				
		K = 134 lb.plg					
	Esfuerzo Aplicado	Predesplazamiento	Desplazamiento Total	Ciclos de vida experimental	Ciclos de vida Propiedades Mason Mod	Nodo inicio fractura	
1	21,5	0,754	2,251	163230	37403	8448	
2	21	0,771	2,233	230000	43951		
3	20,8	0,778	2,226	373843	46948		
4	20,7	0,782	2,223	456537	48518		
5	20,5	0,789	2,216	Mas de 1241713	51905		

Análisis uniaxial  $\epsilon$ -n YZ, material 2, Mason Modificado



Daño en resorte análisis uniaxial  $\epsilon$ -n YZ

Acercamiento de daño en resorte análisis uniaxial  $\epsilon$ -n YZ

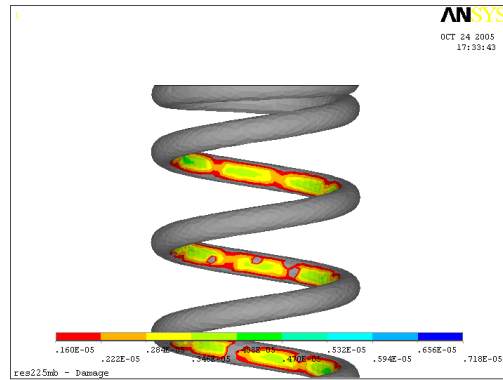
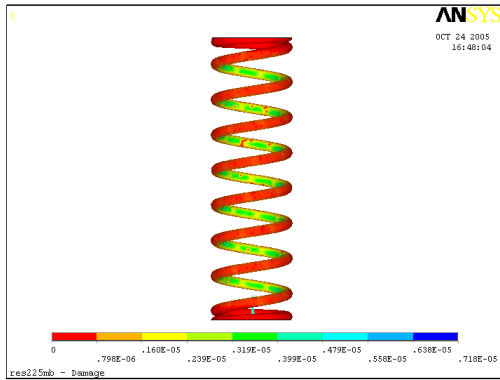


Vida en resorte análisis uniaxial  $\epsilon$ -n YZ resorte

Acercamiento de vida en análisis uniaxial  $\epsilon$ -n YZ

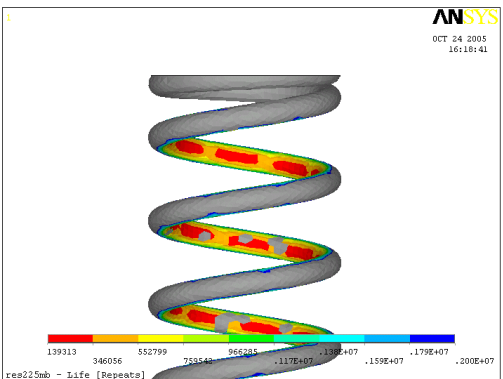
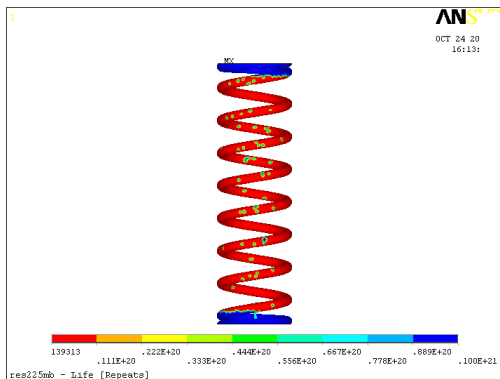
RESULTADOS DEL ANALISIS DE FATIGA PARA CONSTANTE K CONSTANTE						
		Resorte 225_400_20	$\epsilon$ -n YZ			
		K = 134 lb.plg				
	Esfuerzo Aplicado	Predesplazamiento	Desplazamiento Total	Ciclos de vida experimental	Ciclos de vida Propiedades Mason Mod	Nodo inicio fractura
1	21,5	0,754	2,251	<b>163230</b>	<b>28095</b>	<b>8574</b>
2	21	0,771	2,233	<b>230000</b>	<b>32847</b>	
3	20,8	0,778	2,226	<b>373843</b>	<b>35016</b>	
4	20,7	0,782	2,223	<b>456537</b>	<b>36151</b>	
5	20,5	0,789	2,216	<b>Mas de 1241713</b>	<b>38592</b>	

## Análisis Multiaxial Fatemi-Socie, material 2, Mason Modificado



Daño en resorte análisis Multiaxial Fatemi Socie

Acercamiento de daño en resorte análisis Multiaxial Fatemi Socie

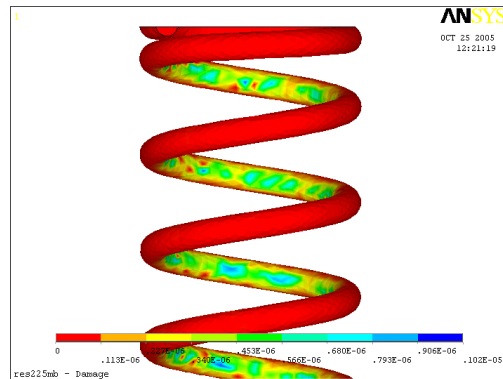
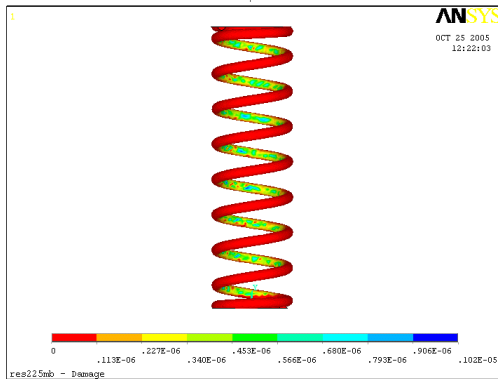


Vida en resorte análisis Multiaxial Fatemi Socie

Acercamiento de vida en resorte análisis Multiaxial Fatemi Socie

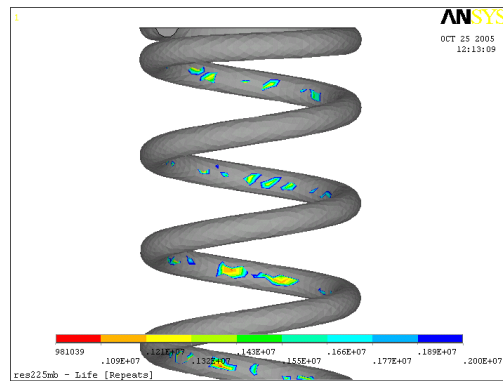
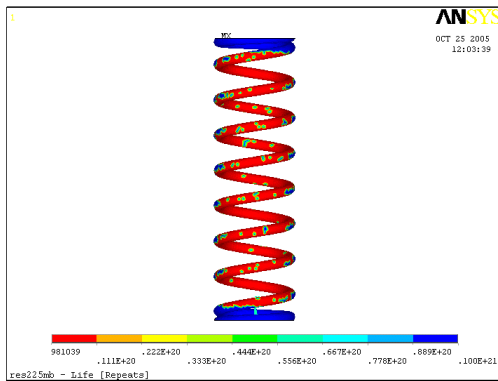
RESULTADOS DEL ANALISIS DE FATIGA PARA CONSTANTE K CONSTANTE						
		Resorte 225_400_20	Fatemi Socie			
		K = 134 lb.plg				
	Esfuerzo Aplicado	Predesplazamiento	Desplazamiento Total	Ciclos de vida experimental	Ciclos de vida Propiedades Mason Mod	Nodo inicio fractura
1	21,5	0,754	2,251	163230	167320	5224
2	21	0,771	2,233	230000	177470	
3	20,8	0,778	2,226	373843	180900	
4	20,7	0,782	2,223	456537	182960	
5	20,5	0,789	2,216	Mas de 1241713	186580	

## Análisis Multiaxial Wang-Brown, material 2, Mason Modificado



Daño en resorte análisis Multiaxial Wang-Brown

Acercamiento de daño en resorte análisis Multiaxial Wang-Brown

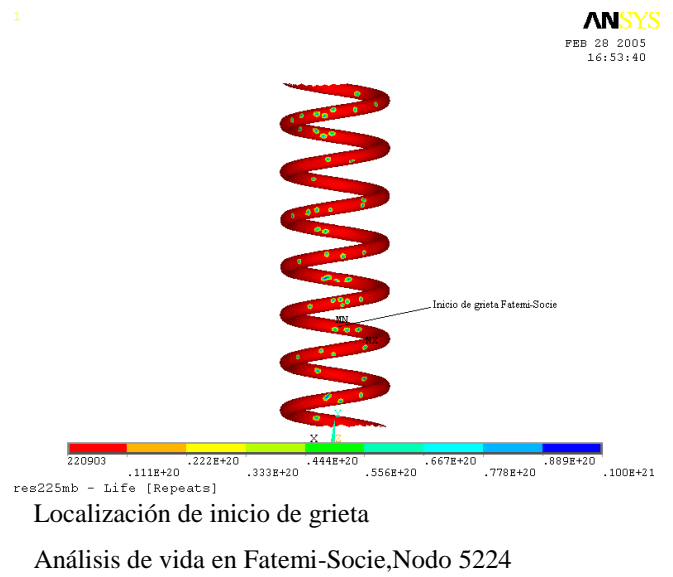
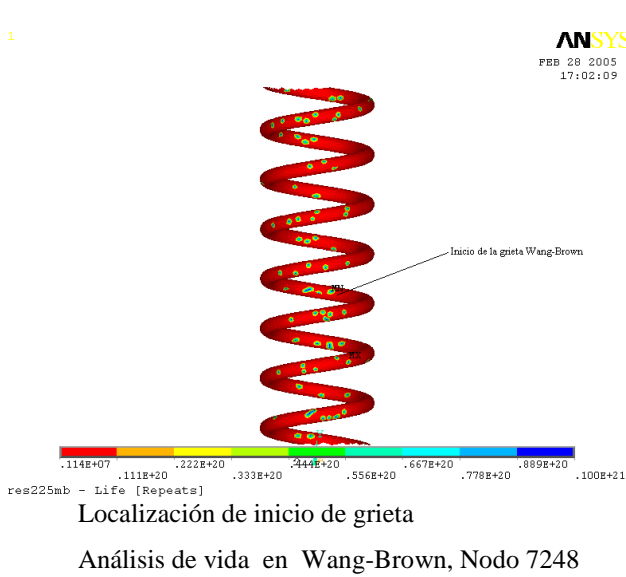
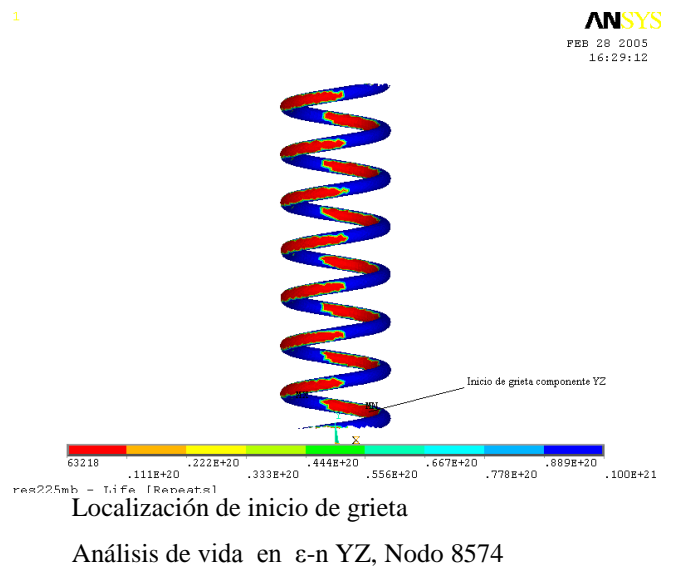
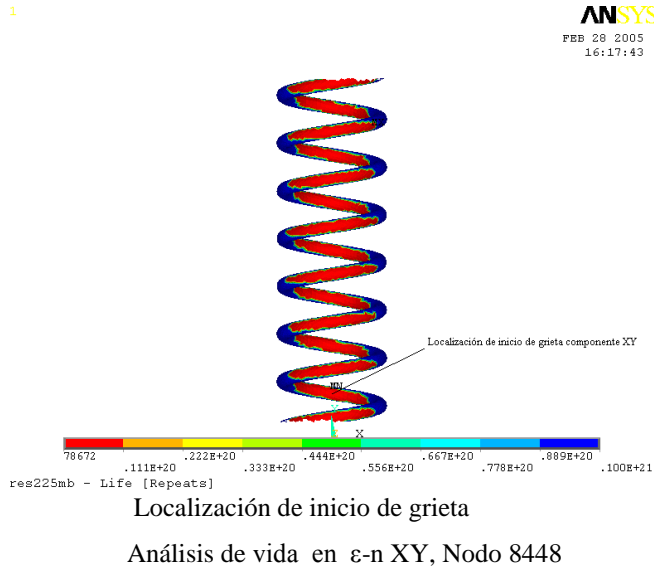


Vida en resorte análisis Multiaxial Wang-Brown

Acercamiento de vida en resorte análisis Multiaxial Wang-Brown

RESULTADOS DEL ANALISIS DE FATIGA PARA CONSTANTE K CONSTANTE						
		Resorte 225_400_20	Wang-Brown			
		K = 134 lb.plg				
	Esfuerzo Aplicado	Predesplazamiento	Desplazamiento Total	Ciclos de vida experimental	Ciclos de vida Propiedades Mason Mod	Nodo inicio fractura
1	21,5	0,754	2,251	163230	1234300	7248
2	21	0,771	2,233	230000	1407900	
3	20,8	0,778	2,226	373843	1415400	
4	20,7	0,782	2,223	456537	1488000	
5	20,5	0,789	2,216	Mas de 1241713	1496400	

## Resultados de la localización de inicio de grieta.



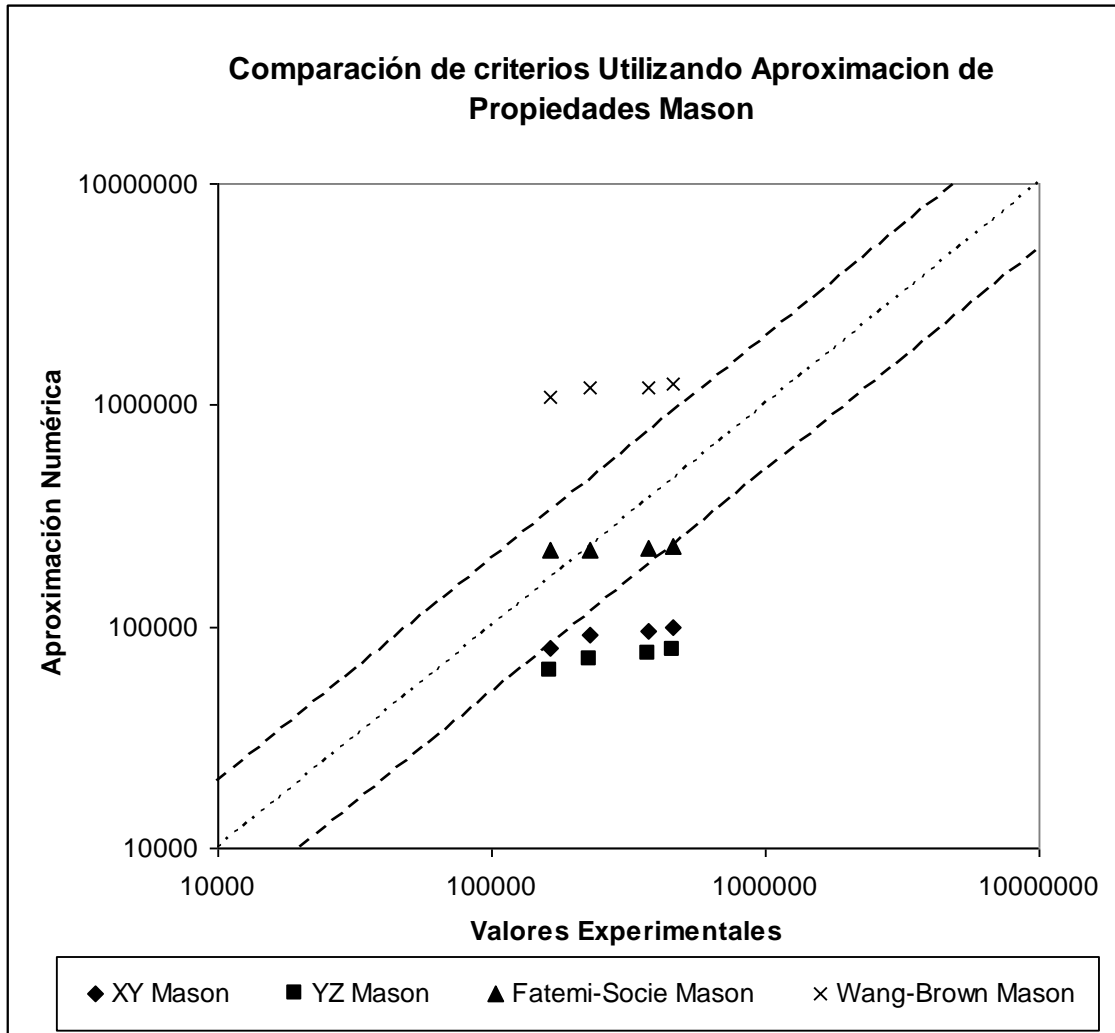


### **VI.3. Resultados y discusión de análisis de fatiga.**

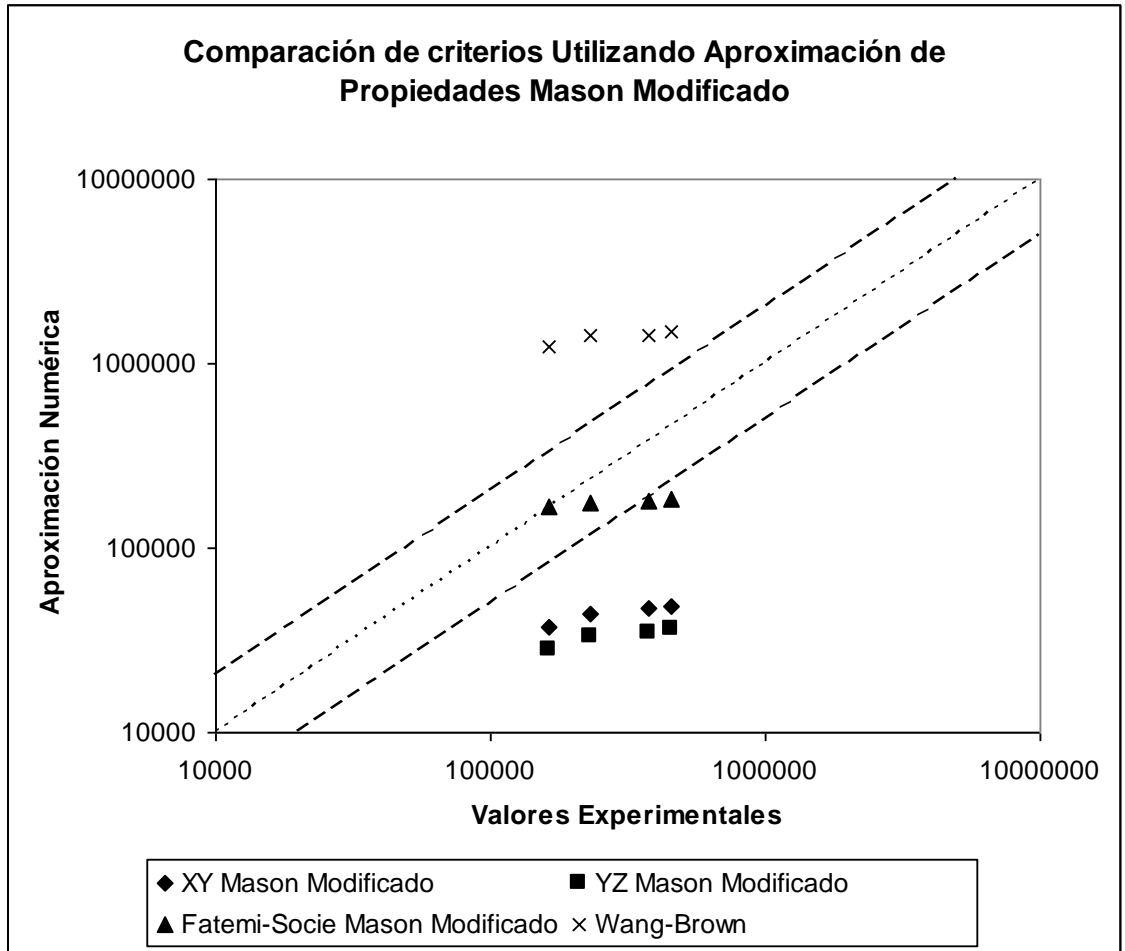
Vidas de fatiga del resorte obtenidas con nCode fueron comparadas con resultados experimentales. Esta comparación es presentada en figuras VI.3 y VI.4 usando los métodos M y MM respectivamente. La aproximación de plano crítico Fatemi-Socie da una Buena predicción de vida de fatiga. Mientras que el criterio de Wang- Brown sobreestima la vida de fatiga del resorte, el modelo de Coffin- Mason (basado sobre XY y YZ componentes de deformación cortante) da resultados conservativos. En estas figuras es utilizado un factor de 2 y graficado en bandas. Además, note que el método M para estimar vida-deformación desde la prueba de tensión uniaxial, da la mejor predicción de vida de fatiga del resorte que el método MM.

Además, la simulación numérica de fatiga con nCode puede determinar la zona mas dañada. Las figuras de daño de fatiga muestran el grafico usando el modelo de Fatemi-Socie y método de Mason para estimar las propiedades de vida-deformación. Note que la superficie interior de las espiras es la zona más dañada. Este resultado es congruente con la observación experimental desde el inicio de fatiga observado en la superficie interior como es descrito en figuras resultado de fatiga. Resultados similares fueron obtenidos usando los criterios de Wang-Brown y Coffin-Mason.

En la examinación visual del resorte fallado, el resorte tiene 7.5 espiras activas, donde la fractura toma lugar en la espira activa 2.4 desde el fondo del resorte. Por otro lado, las aproximaciones de plano crítico, Fatemi-Socie y Wang-Brown, la fractura es localizada en la 2.46 y 3.42 espiras activas desde la base del resorte respectivamente.



**Figura VI.3. Comparación de las vidas de fatiga experimental y predicción, usando la aproximación de Mason para correlacionar las propiedades deformación-vida desde las propiedades de la prueba de tensión uniaxial monotónica.**



**Figura VI.4. Comparación de las vidas de fatiga experimental y predicción, usando la aproximación de Mason modificada para correlacionar las propiedades deformación-vida desde las propiedades de la prueba de tensión uniaxial monotónica.**

## CAPITULO VII

### CONCLUSIONES

Se creo una metodología para analizar y mostrar el efecto del tratamiento térmico de relevado de esfuerzos en el desempeño y vida por fatiga de resortes helicoidales de compresión.

Se extendió la aplicación de los modelos de fatiga multiaxial por plano crítico de Fatemi-Socie, Wang-Brown, y el criterio de deformación equivalente Hoffmann-Seeger al diseño de resortes helicoidales de compresión comparando los resultados con procedimientos tradicionales de diseño de resortes.

Los resultados de este trabajo ayudaran a las metodologías de diseño y manufactura del resorte. Dando muestra del desempeño del resorte bajo carga cíclicas y considerando parámetros: tipo de material, diámetro de alambre, tratamientos (calor y tiempo) recomendados para un tratamiento de relevado optimo.

En el estudio es mostrado claramente los efectos de las variables tiempo y temperatura, inherentes al tratamiento de relevado de esfuerzo, en la resistencia a la fatiga de los especimenes estudiados.

Observando como resultado el comportamiento mostrado por tres grupos de estudio, a saber:

- 280° C – 10 min.
- 400° C – 5 min.
- 400° C – 20 min.

En estos tres grupos de estudio el valor del esfuerzo alternante medio al cual se presenta el límite de fatiga es de 141.35 MPa. Estos resultados nos llevan a plantear la cuestión sobre la eliminación de grupos, el conocer cual resulta más conveniente utilizar en términos de costo y tiempo ya que sus propiedades a la fatiga son similares.

En el proceso de eliminación para encontrar el tratamiento térmico de relevado óptimo en nuestro caso, empleando la metodología planteada, corresponde a  $400^{\circ} C - 20 \text{ min.}$ , por llevarse a cabo un proceso de mayor consumo energético con respecto al horno en el que se lleva a cabo el tratamiento de relevado de esfuerzos y con un tiempo de permanencia en el horno mayor en relación a los otros dos grupos de estudio.

Posteriormente, los dos grupos restantes, se tiene un grupo con una temperatura media y un tiempo de permanencia grande y el segundo con temperatura mayor y tiempo de permanencia relativamente corto. Para realizar la selección del tratamiento adecuado será necesario evaluar diversos aspectos, tales como:

- Eficiencia del horno
- Tiempo de recuperación del horno a  $400^{\circ} C$  y  $280^{\circ} C$
- Consumo energético del horno trabajando en ambas temperaturas
- Volumen de producción de resortes
- Porcentaje de esfuerzos residuales relevados

Fue observado que cuando el tiempo de tratamiento térmico es reducido, en el grupo de  $400^{\circ} C$  el límite de fatiga no cambia, esto representa una reducción de costo, asociado con el tratamiento térmico del resorte, sin afectar el desempeño. Además, fue presentado que es posible obtener una correlación entre dureza y límite de fatiga  $\tau_e$  después del tratamiento térmico del resorte. La relación puede ser útil en la obtención de un óptimo tratamiento térmico, lo cual minimiza los costos del proceso de manufactura (mayor cantidad de piezas fabricadas por hora) sin afectar la resistencia a la fatiga del producto final. El trabajo mencionado corresponde a pruebas de fatiga bajo un esfuerzo constante medio de valor  $254.9 \text{ MPa.}$ , el cual constituye la posibilidad de estudio en trabajo futuro, el observar los efectos al aplicar un cambio de esfuerzo medio.

Vidas de fatiga experimentales fueron comparadas con predicciones de criterios de fatiga multiaxial, usando las aproximaciones de Fatemi Socie, Wang-Brown, y el metodo de Coffin-Mason basado sobre deformación cortante. Del análisis de falla llevado a cabo para determinar el punto de iniciación de grieta y comparación de esta localización con la predicción de la zona mas afectada por análisis numérico. La superficie interior de las espiras es la zona más dañada. Este resultado es congruente con la observación experimental desde el inicio de fatiga observado en la superficie interior como es descrito en figuras resultado de predicción numérica de fatiga. Resultados similares fueron obtenidos usando los criterios de Wang-Brown y Coffin-Mason.

Concluyendo que la aproximación de plano critico de Fatemi-Socie da una buena predicción de vida. Mientras el criterio de Wang Brown sobreestima la vida de fatiga del resorte, el modelo de Coffin-Mason da resultados conservativos. Esto es considerado que los resultados de este trabajo pueden ayudar en metodologías de diseño de fatiga de resortes, determinando el modelo de fatiga más favorable para analizar la fatiga en un resorte helicoidal de compresión. Además fue denotado que el método Mason para estimar las propiedades deformación-vida desde la prueba de tensión uniaxial, dando mejores predicciones en la vida de fatiga de resortes que el método Mason Modificado.

## REFERENCIAS

1. Norman E. Dowling. *Mechanical Behaviour of materials*. Prentice Hall, 2da ed. USA. 1998.
2. Darrell. F Socie and Gary B. Marquis. *Multiaxial Fatigue*. SAE International, 1ra ed, USA 2000.
3. nCode Tehcnical reference book v.5.3.
4. Jayanta Das and Srinivasan M. Sivakumar. (1999) *Multiaxial fatigue of high temperature steam turbine rotor using a critical plane approach*. *Engineering Failure Analysis* 7 (2000) 347 - 358.
5. C. Han, X. Chen y K.S. Kim. (2001) *Evaluation of multiaxial fatigue criteria under irregular loading*. *International Journal of fatigue* 24 (2002) 913 - 922.
6. B.Ravi Kumar, Swapan K. Das, D.K. Bhattacharya ,(2002), *Fatigue failure of helical compression spring in coke oven batteries*. *Engineering Failure Analisis* 10 (2003) 291 - 296.
7. Melander A, Larson M. *The effect of stress amplitude on the cause of fatigue crack initiation in spring steel*. *Int J Fatigue* 1993; 15:119-131.
8. M.T. Todinov, (2000), *Residual stresses at the surface of automotive suspensión springs*. *Journal of materials Science* 35 (2000) 3313 - 3320.
9. M.T. Todinov, (2000), *Maximum principal tensile stress and fatigue crack origin for compression spring*. *International Journal of Mechanical Science* 41 (1999) 357 - 370.
10. Joseph E. Shigley Larry D. Mitchell. *Diseño en ingeniería mecánica*, Mc. Graw Hill, 3ra ed en español, México, 1985.
11. Shigley, *Diseño de Elementos de Máquinas* , 1981 pp.469-471.
12. Fairres V.M, *Diseño de Elementos de Máquinas*, 1970, pp. 252-254.
13. Totten., Howes M. and Inove T., *Residual stress and deformation of steel*, ASM International (2002).
14. Jian Lu, *Handbook of measurement of residual stresses, by the society for experimental mechanics*, Fairmont Press, Inc. Lilburn, GA, USA, (1996), Ed. Prentice Hall,1996, pp 7-50.
15. Totten G., Howes M. and Inoue T., *Residual stress and deformation of steel*, ASM International (2002).
16. Cullity B.D. *Elements of X-ray diffraction*. Prentice-Hall, third edition, 2001.
17. Page web - Ace Wire Spring & Form Co., Inc.
18. US Department of Defence MIL Handbook.
19. ASTM E8-04, *Standard test Methods for Tension testing of Metallic Materials*.
20. Del Llano-Vizcaya L, Rubio-González C, *Efecto del relevado de esfuerzos en la fatiga y relajación de resortes de compresión*. XIII Simposio Nacional de Siderurgia Morelia Mich. México. Noviembre 2002.
21. Del Llano-Vizcaya L, Rubio-González C, Mesmacque G, Banderas-Hernández A. *Stress relief effect on fatigue and relaxation of compression springs*. Submitted to *Materials and Design* 2004.
22. ASTM E415-99a, *Standard test Method for Optical Emission Vacuum Spectrometric Analysis of carbon and low-Alloy Steel*.

23. *ASM Handbook V12, Fractography the Materials Information Society, second printing May 1992.*
24. *Socie DF, Marquis GB. Multiaxial Fatigue. SAE International; 2000.*
25. *Kim KS, Park JC. Shear strain based multiaxial fatigue parameters applied to variable amplitude loading. Int J Fatigue 1999; 21:475-483.*
26. *Alfred Son B, Olsson M. Applying multiaxial fatigue criteria to standing contact fatigue. Int J Fatigue 2001; 23:533-548.*
27. *Shin J, Lee S, Ryu J. Correlation of microstructure and fatigue properties of two high-strength spring steels. Int J Fatigue 1999; 21:571-579.*
28. *Carlson H., Spring designer's handbook, Marcel Dekker Inc.; 1978.*
29. *Artaraz F, Sánchez Beitia S. An unsuitable residual stress state in train springs originated by shot peening. Int J Fatigue 1991; 13:165-168.*
30. *Del Llano-Vizcaya L, Rubio-González C, Mesmacque G, Banderas-Hernández A. Stress relief effect on fatigue and relaxation of compression springs. Submitted to Materials and Design 2004.*
31. *Bown MW, Miller KJ. A theory for fatigue failure under multiaxial stress-strain conditions. Proc Inst Mech Engrs 1973; 187(65)745-55.*
32. *Kandil FA, Brown MW, Miller KJ. Biaxial low-cycle fatigue fracture of 316 stainless steel at elevated temperatures. In: Book 280. London: The Metals Society; 1982; 203-10.*
33. *Wang CH, Brown MW. A path independent parameter for fatigue under proportional and non-proportional loading. Fatigue Fract Eng Mater Struct 1993;16:1285-98.*
34. *Fatemi A, Socie DF. A critical plane approach to multiaxial fatigue damage including out-of-phase loading. Fatigue Fract Eng Mater Struct 1988;11:149-65.*
35. *Muralidharan, Manson. A Modified Universal Slopes Equation for Estimation of Fatigue.Characteristics of Metals. J Eng Materials Tech 1998; 110:55-58.*



## NOMENCLATURA

$F$	Carga axial
$T$	Momento de torsión
$\tau_{max}$	Esfuerzo cortante máximo
$r$	Radio de espira
$J$	Momento polar de inercia
$K$	Factor de Wahl
$C$	Índice del resorte
$D$	Diámetro medio de bobina
$d$	Diámetro de alambre
$K_s$	Factor de aumento de esfuerzo cortante
$K_b$	Factor de Bergstrasser
$F_m$	Fuerza media
$F_a$	Fuerza alternante
$\sigma$	Esfuerzo nominal actuando normal a la sección transversal
$M$	Momento de flexión
$c$	Distancia de la superficie desde el eje neutral
$I$	Momento de inercia

