

INSTITUTO POLITÉCNICO NACIONAL
ESCUELA SUPERIOR DE INGENIERÍA MECÁNICA Y ELÉCTRICA
SECCIÓN DE ESTUDIOS DE POSGRADO E INVESTIGACIÓN

**ANÁLISIS DEL EFECTO DE PREDEFORMADO EN EL
COMPORTAMIENTO DE VIGAS SOMETIDAS A
CARGAS CÍCLICAS.**

**TESIS DE DOCTORADO
QUE PARA OBTENER EL GRADO DE:
DOCTOR EN CIENCIAS CON ESPECIALIDAD
EN INGENIERÍA MECÁNICA**

PRESENTA:

M. EN C. JUAN MANUEL SANDOVAL PINEDA

DIRIGIDA POR

**DR. GUILLERMO URRIOLAGOITIA SOSA
DR. LUIS HÉCTOR HERNÁNDEZ GÓMEZ**



DICIEMBRE 2008

CAPÍTULO I

ESTADO DEL ARTE

SOBRE EL

MANTENIMIENTO Y

RELAJAMIENTO DE

ESFUERZOS RESIDUALES

CAPÍTULO II

MARCO TEÓRICO SOBRE ESFUERZOS RESIDUALES, EFECTO BAUSCHINGER, ENDURECIMIENTO POR DEFORMACIÓN

CAPÍTULO III

MARCO TEÓRICO Y EVALUACIÓN NUMÉRICA DEL MÉTODO DE RESPUESTA DE GRIETA

CAPÍTULO IV

PLANTEAMIENTO DEL DESARROLLO EXPERIMENTAL

CAPÍTULO V

**DETERMINACIÓN
EXPERIMENTAL DE
CAMPOS INDUCIDOS DE
ESFUERZOS RESIDUALES
POR MEDIO DEL MÉTODO
DE RESPUESTA DE
GRIETA**

CAPÍTULO VI

DISCUSIONES CONCLUSIONES Y REFERENCIAS

ANEXOS

INTRODUCCIÓN

TRABAJOS FUTUROS



INSTITUTO POLITECNICO NACIONAL
COORDINACION GENERAL DE POSGRADO E INVESTIGACION

CARTA CESION DE DERECHOS

En la Ciudad de México, Distrito Federal, el día 01 del mes Diciembre del año 2008, el (la) que suscribe JUAN MANUEL SANDOVAL PINEDA alumno(a) del Programa de Doctorado en Ciencias con especialidad en Ingeniería Mecánica con número de registro A050166, adscrito a la Sección de Estudios de Posgrado e Investigación de la ESIME Unidad Zacatenco, manifiesta que es autor(a) intelectual del presente Trabajo de Tesis bajo la dirección del Dr. Guillermo Urriolagoitia Sosa, Dr. Luis Héctor Hernández Gómez y cede los derechos del trabajo intitulado: ANÁLISIS DEL EFECTO DE PRE-DEFORMADO EN EL COMPORTAMIENTO DE VIGAS SOMETIDAS A CARGAS CÍCLICAS

_____ al Instituto Politécnico Nacional para su difusión, con fines académicos y de investigación.

Los usuarios de la información no deben reproducir el contenido textual, graficas o datos del trabajo sin el permiso expreso del autor y/o director del trabajo. Este puede ser obtenido escribiendo a la siguiente dirección: juanms45@hotmail.com.

Si el permiso se otorga, el usuario deberá dar el agradecimiento correspondiente y citar la fuente del mismo.


M.en C. JUAN MANUEL SANDOVAL PINEDA
Nombre y firma

RESUMEN

En este trabajo de tesis se desarrolla la investigación referente a la evaluación del campo de los esfuerzos residuales en componentes mecánicos. Inicialmente se da inicio con el desarrollo de la investigación bibliográfica, para conocer los trabajos previos sobre este tema, esto con el fin de comprender y determinar sus efectos, su origen y su clasificación, además de los diferentes métodos de evaluación.

Se emplea el Método de Respuesta de Grieta, el cual es un método clasificado como destructivo y que se aplica hasta ahora solamente de manera experimental para la evaluación del campo de esfuerzos residuales, en vigas de sección rectangular. En esta investigación se aplica el *CCM* en vigas con y sin historia previa, esto es, el componente se somete a un predeformado homogéneo para inducir diferentes niveles de historia previa a la viga. Bajo estas condiciones se evalúa también la relación entre el efecto Bauschinger y el campo de esfuerzos residuales en vigas bajo cuatro puntos de flexión.

En una primera parte se describen los conceptos teóricos y la solución analítica del *CCM*, posteriormente se desarrolla el objetivo fundamental de la primera parte de este trabajo de tesis, que es la evaluación numérica del *CCM*, esta se lleva a cabo aplicando el Método del Elemento Finito, con lo que se idealizan las condiciones en que se desarrolla el *CCM*, siendo una de las etapas fundamentales para su aplicación la inducción del corte. Esta evaluación se aplica en vigas bajo diferentes reglas de endurecimiento y en vigas con y sin historia previa. Al comparar los resultados obtenidos por el MEF con los del *CCM* se encontró que estos excelentemente.

ABSTRACT

In this thesis work the research referring to the evaluation of the residual stresses field in mechanical components is developed. Initially it begins with the development of the bibliographical research in order to know the previous works on this subject, with the purpose of understanding and determining their effects, origin, and classification, in addition to the different evaluation methods.

In this thesis work the Crack Compliance Method is applied, which is a method classified as destructive, which is applied for the evaluation of the of residual stress field in beams with and without prior history, that is to say, it is put under homogenous predeformed to induce prior history to the beam. Under these conditions the relation between the Bauschinger effect and the residual stress field in beams under four points bending is evaluated.

In the first part the theoretical concepts and the analytical solution of the CCM are described, later the fundamental objective of the first part of this thesis work is developed, that is the CCM evaluation, this is carried out applying the Finite Element Method, which is used to simulate the ideal conditions in which the CCM method is developed, being one of the fundamental stages the induction of cutting. This evaluation is applied in beams under different hardening rules and, in beams with and without previous history.

When comparing the obtained results through the FEM with those of the CCM found that the last were extremely near.

OBJETIVOS.**Objetivo General**

- Determinar el efecto del predeformado en el comportamiento de vigas sometidas a cargas cíclicas por flexión en cuatro puntos. Así como, evaluar el estado del campo de esfuerzos residuales previamente inducido, además de la evaluación de su relajamiento bajo la acción de cargas cíclicas.

Objetivos Particulares

- Evaluación numérica del Método de Respuesta de Grieta que es utilizado para determinar el campo de esfuerzos residuales.
- Diseño y construcción de dispositivos para su aplicación en la investigación sobre la obtención de las curvas esfuerzo-deformación unitaria, en tensión y compresión de vigas prismáticas.
- Aplicación del método de flexión, numérica y experimental para la determinación de las propiedades mecánicas de un elemento en estado recocado.
- Análisis del efecto de predeformado homogéneo en la inducción de esfuerzos residuales.
- Determinar la influencia del efecto de predeformado homogéneo en el comportamiento de elementos sometidos a cargas cíclicas.
- Evaluación del relajamiento por cargas cíclicas del campo de esfuerzos residuales inducidos a componentes recocidos y con historia previa.

JUSTIFICACIÓN

Las fallas repentinas de los elementos sometidos a cualquier tipo de carga, son siempre costosas y en ocasiones resultan en pérdidas humanas. En todas las épocas se ha hecho investigación sobre la manera de mejorar la calidad de los componentes mecánicos y de prolongar su vida útil. Además de conocer el porqué y como se comportan estos elementos bajo la influencia de diversas configuraciones de carga. Para lo cual se han empleado diferentes métodos, como son los analíticos, los numéricos y los experimentales.

La justificación de este trabajo radica en la investigación sobre la evaluación del mantenimiento y relajamiento de esfuerzos residuales sometidos a cargas cíclicas en vigas prismáticas bajo cuatro puntos de flexión. Se sabe el beneficio que los esfuerzos residuales proporcionan para la prolongación de la vida útil de un componente. Lo que se desconoce es el mecanismo y/o factores que inducen al relajamiento o desvanecimiento de este tipo de esfuerzos. Así como el efecto que el predeformado homogéneo producirá en la distribución del campo de esfuerzos residuales que se pretende inducir, además de su consecuencia al ser sometidos a cargas cíclicas. Estas son áreas de interés y de gran importancia para el sector industrial, ya que en la gran mayoría de los componentes mecánicos que se producen, los esfuerzos residuales se reflejan en el comportamiento del componente al someterse al trabajo real, esto es debido a que sus propiedades mecánicas se encuentran sujetas al comportamiento del estado de esfuerzos internos permanentes, es decir al estado de esfuerzos residuales. Bajo cargas cíclicas las alteraciones debido al estado de esfuerzos internos es aun más crítico porque en un momento dado pueden ser dañinos, es decir son capaces de activar cualquier microdefecto e inducir la aceleración de grietas. Esto es de suma importancia ya que un elemento al ser sometido a cargas cíclicas, puede erróneamente ser evaluado permitiendo que surjan defectos o grietas antes de lo esperado.

ÍNDICE GENERAL

RESUMEN	i
ABSTRACT	ii
OBJETIVO	iii
JUSTIFICACIÓN	iv
ÍNDICE GENERAL	v
ÍNDICE DE FIGURAS	xi
ÍNDICE DE TABLAS	xv
SIMBOLOGÍA	xvi
INTRODUCCIÓN	xix

CAPÍTULO I

I.1.- Generalidades	2
I.2.- Estado del arte	2
I.3.- Planteamiento del Problema	11
I.4.- Sumario	11

CAPÍTULO II

II.1.- Generalidades sobre los esfuerzos residuales	14
II.2.- Definición e importancia de los esfuerzos residuales	15
II.3.- Clasificación, origen y efecto de los esfuerzos residuales	16
II.4.- Técnicas para la medición de esfuerzos residuales	20
II.4.1.- Métodos destructivos	22
II.4.1.1.- El método de Sach	22
II.4.1.2.- El método de respuesta de grieta	23
II.4.2.- Métodos no destructivos	24
II.4.2.1.- Método acústico	25
II.4.2.2.- Método magnético	25

Contenido	vi
II.4.2.3.- Método de difracción de rayos X	26
II.4.2.4.- Método de difracción de neutrones	27
II.4.3.- Métodos semi destructivos	29
II.4.3.1.- Método de barrenado	29
II.4.3.2.- Método de barrenado profundo	31
II.4.3.3.- La técnica del anillo anular	32
II.5.- Generalidades sobre el efecto Bauschinger y endurecimiento por deformación	34
II.5.1.- Efecto Bauschinger	34
II.5.2.- Trabajos previos sobre el efecto Bauschinger	36
II.5.3.- Relación del efecto Bauschinger sobre los esfuerzos residuales	39
II.6.- Endurecimiento por deformación (reglas de endurecimiento)	41
II.6.1.- Comportamiento elastoplástico perfecto	44
II.6.2.- Endurecimiento isotrópico	45
II.6.3.- Endurecimiento cinemático.	46
II.6.4.- Endurecimiento lineal cinemático.	46
II.7.- Sumario	47
CAPÍTULO III	
III.1.- Generalidades	50
III.2.- Antecedentes	52
III.2.1.- Solución de avance o directa (Forward solution)	56
III.2.2.- Solución inversa (Inverse Solution)	58
III.2.2.1.- Análisis numérico	58
III.2.2.2.- Límites inherentes de las soluciones inversas	59
III.3.- Teoría del CCM	60
III.3.1.- El método inverso incremental para medir el campo de esfuerzos residuales	61
III.3.2.- Determinación de la distribución de esfuerzos residuales aplicando la solución inversa	64
III.3.3.- Método inverso, polinomial global para determinar el campo de esfuerzos residuales	67

Contenido	vii
III.4.- Cálculo de las respuestas	69
III.5.- Desarrollo de la evaluación numérica del CCM	73
III.5.1.- Determinación de la óptima posición de la galga extensométrica en el componente	76
III.5.2.- Evaluación numérica del CCM bajo consideraciones elasto-plásticas perfectas	80
III.5.3 Evaluación del comportamiento Isotrópico	84
III.5.3.1 Evaluación del CCM en una viga sin historia previa	84
III.5.3.2 Evaluación del CCM considerando dos veces la deformación de cedencia ($2\varepsilon_Y$)	86
III.5.3.3 Evaluación del CCM considerando cinco veces la deformación de cedencia ($5\varepsilon_Y$)	87
III.5.3.4. Evaluación del CCM considerando siete veces la deformación de cedencia ($7\varepsilon_Y$)	88
III.5.4 Evaluación del CCM bajo la regla de endurecimiento cinemática	90
III.5.4.1.- Evaluación del CCM en una viga sin historia previa	92
III.5.4.2 Evaluación del CCM en una viga con historia previa de dos veces la deformación de cedencia ($2\mu\varepsilon$)	93
III.5.4.3.- Evaluación del CCM en una viga con historia previa de cinco veces la deformación de cedencia ($5\mu\varepsilon$)	94
III.5.4.4.- Evaluación del CCM en una viga con historia previa de siete veces la deformación de cedencia ($7\mu\varepsilon$)	95
III.6.- Simulación numérica del relajamiento de esfuerzos residuales debido a la aplicación del método de respuesta de grieta	96
III.6.1.- Zona de relajamiento a 3 mm del centro	98
III.6.2.- Zona de influencia del relajamiento a 8 mm	103
III.7.- Sumario	106
CAPÍTULO IV	
IV.1.- Generalidades	108
IV.2.- Selección del material para ensayos a flexión	109

Contenido	viii
IV.3.- Tratamiento térmico de recocido	110
IV.4.- Diseño del banco de trabajo para ensayos a flexión	114
IV.5.- Preparación de las vigas	116
IV. 6.- Equipo de electro erosión para la inducción de la muesca	117
IV.7.- Soporte para la inducción de grieta	120
IV.7.1.- Manufactura de los soportes de las vigas	122
IV.8.- Equipo para ensayos de flexión y predeformado	123
IV.9.- Sistema de adquisición de datos	124
IV.10.- Equipo utilizado para Pruebas de Fatiga	125
IV.11.- Sumario	126

CAPÍTULO V

V.1.- Generalidades	129
V.2.- Evaluación del campo de esfuerzos residuales en vigas con Tratamiento Térmico	129
V.3.- Caracterización de las propiedades mecánicas	136
V.4.- Evaluación de campo de esfuerzos residuales en las vigas sin historia previa, sometidas a flexión pura	141
V.5.- Evaluación del campo de esfuerzos residuales en las vigas sin historia previa, sometidas a flexión de $6000 \mu\epsilon$	144
V.5.1.- Análisis comparativo de resultados para vigas sin historia previa	147
V.6.- Evaluación de campo de esfuerzos residuales en las vigas con historia previa de $2 \epsilon_Y$.	148
V.6.1.- Análisis comparativo de resultados en vigas con $2 \epsilon_Y$	151
V.7.- Evaluación de campo de esfuerzos residuales en las vigas con historia previa de $5 \epsilon_Y$.	152
V.7.1.- Análisis comparativo entre los tres métodos de evaluación para $5 \epsilon_Y$.	153
V.8 Evaluación del mantenimiento y relajamiento del campo de esfuerzos residuales bajo cargas cíclicas	155
V.9.- Sumario	161

Contenido	ix
<hr/>	
CAPÍTULO VI	
Discusiones	163
Conclusiones	168
Referencias	171
TRABAJOS FUTUROS	180
PUBLICACIONES Y PARTICIPACIÓN EN CONGRESOS	

ÍNDICE DE FIGURAS.**CAPÍTULO II**

Figura II.1.- Fallas súbitas por Diseño mecánico.	14
Figura II.2.- Esquema de un estado de esfuerzos compuesto de 1er, 2do y 3er tipo de esfuerzos residuales	19
Figura II.3.- Método de Sachs para evaluar el campo de esfuerzos residuales en cilindros	23
Figura II.4.- Terminología y sistema de coordenadas del método de respuesta de grieta aplicado a una viga prismática	24
Figura II.5.- Relajación de esfuerzos radiales debido al barreno	29
Figura II.6.- Posición de la roseta rectangular a 45° para medir esfuerzos residuales	30
Figura II.7.- Representación esquemática del método del barreno profundo	31
Figura II.8.- Principio del método del anillo anular para la determinación del plano de esfuerzos residuales	33
Fig. II.9.- Curva esfuerzo-deformación monotónica, mostrando endurecimiento y efecto Bauschinger	35
Figura II.10.- Comportamiento esfuerzo-deformación unitaria para descarga y carga	43
Figura II.11.- Curva esfuerzo-deformación unitaria elastoplástica	44
Figura II.12.- Superficie inicial y subsecuente de cedencia en endurecimiento isotrópico	45
Figura II.13.- Superficie de cedencia inicial y subsecuente en endurecimiento cinemático	46
Figura II.14.- Regla lineal de endurecimiento cinemático de <i>Prager</i>	47

Capítulo III

Figura III.1.- Principio de superposición usado para calcular deformaciones por la liberación de esfuerzos residuales	57
Figura III.2.- Representación esquemática de la aplicación del CCM a) Componente con esfuerzos residuales. b) Componente inducido con una grieta y el reacomodo de esfuerzos residuales	61
Figura III.3.- Cuerpo en 2D con un corte profundo para liberar esfuerzos residuales. El cambio de deformación se mide en el punto <i>M</i>	62

Índice de Figuras	xi
Figura III.4.- Aproximación del perfil de esfuerzos por una función, etapa por etapa	65
Figura III.5.- Medición de la deformación ε cerca del corte en la cara superior y sobre la cara posterior	68
Figura III.6.- Tira metálica sometida a una grieta en el borde para la superficie de carga y fuerzas virtuales	69
Figura III.7.- Terminología y sistema de coordenadas del CCM	74
Figura III.8.- Representación esquemática del modelo de Elemento Finito	74
Figura III.9.- Modelo para análisis por Elemento Finito	75
Figura III.10.- Representación de las diferentes posiciones a las que se tomó la lectura de la relajación de la deformación	77
Figura III.11.- Familia de curvas que representan la relajación de la deformación, obtenidas por las diferentes posiciones de la galga extensométrica	78
Figura III.12.- Familia de curvas que representan el campo de esfuerzos residuales por las diferentes ubicaciones de la galga extensométrica	79
Figura III.13.- Comportamiento elastoplástico perfecto del material, bajo condiciones de carga	80
Figura III.14.- Curva por descarga, obtenida al retirar la carga de 180 N	81
Figura III.15.- Curva obtenida de la medición de las deformaciones elásticas para el comportamiento elastoplástico perfecto	82
Figura III.16.- Comparación de la obtención del campo de esfuerzos residuales aplicando el Método del Elemento Finito y el Método de Respuesta de Grieta	83
Figura III.17.- Aplicación del prejalado homogéneo, 2, 5 y 7 veces ε_Y	84
Figura III.18.- Curvas obtenidas del relajamiento de la deformación, para el comportamiento Isotrópico	85
Figura III.19.- Campos de esfuerzos residuales, comportamiento isotrópico sin historia previa	86
Figura III.20.- Campo de esfuerzos residuales, comportamiento isotrópico con dos veces la deformación de cedencia	87
Figura III.21.- Campo de esfuerzos residuales para el comportamiento isotrópico con cinco veces la deformación de cedencia	88
Figura III.22.- Se muestran el campo de esfuerzos residuales para un prejalado de siete	

Índice de Figuras	xii
veces la deformación de cedencia	89
Figura III.23.- Obtención de la medición del relajamiento de la deformación aplicando diferentes condiciones de predeformado	91
Figura III.24.- Campo de esfuerzos residuales en una viga sin prejalado bajo el efecto Bauschinger	92
Figura III.25.- Campo de esfuerzos residuales aplicando el Método de Respuesta de Grieta el cual se evalúa con el método de superposición	93
Figura III.26.- Campo de esfuerzos residuales para el comportamiento cinemático, con un predeformado de cinco veces la deformación de cedencia	94
Figura III.27.- Campo de esfuerzos residuales para el comportamiento cinemático, con un predeformado de siete veces la deformación de cedencia	95
Figura III. 28.- Ploteo del Campo de Esfuerzos Residuales MEF	97
Figura III.29.- Gráfica del Campo de Esfuerzos residuales obtenidos por MEF	98
Figura III.30.- Ploteo del Campo de esfuerzos residuales obtenidos por CCM	99
Figura III.31.- Campo de Esfuerzos residuales determinado por el CCM al centro de la viga	100
Figura III.32.- Campo de Esfuerzos Residuales obtenidos por MEF y CCM	101
Figura III.33.- Zona de influencia del relajamiento de esfuerzos residuales, debido al corte en el centro y 3 mm	102
Figura III.34.- Comparación de la aplicación de ambos métodos a 3 mm	102
Figura III.35.- Zona de influencia del relajamiento por el primer corte, a 8 mm del centro	103
Figura III.36. – Campo de Esfuerzos Residuales a 8 mm, obtenido por el MEF	104
Figura III.37.- Campo de Esfuerzos residuales a 8 mm del primer corte, obtenido por el CCM	104
Figura III.38.- Comparación de los resultados obtenidos por el MEF y el CCM	105
 CAPÍTULO IV	
Figura IV.1.- Metodología propuesta para esta investigación	108
Figura IV.2.- Vigas utilizadas en el análisis experimental a flexión	110
Figura IV.4.- Horno empleado para tratamiento térmico	111

Índice de Figuras	xiii
Figura IV.5.- Paquetes de vigas después del tratamiento térmico	112
Figura IV.6.- Vigas después del recocido por relevado de esfuerzos	113
Figura IV.7.- Banco de trabajo para pruebas de cuatro puntos de flexión	115
Figura IV.8.- Implementación y recubrimiento de galga extensométrica en la probeta	117
Figura IV.9.- Electroerosionadora por inmersión	118
Figura IV.10.- Electrodo para inducción de la muesca en las vigas	119
Figura IV.11.- Electrodo erosionado después del desarrollo de la inducción de la muesca	119
Figura IV.12.- Consideración para el diseño del soporte de las vigas	120
Figura IV.13.- Soporte de la viga para desarrollar el proceso de corte	121
Figura IV.14.- Soportes para la viga y aplicación del <i>CCM</i>	123
Figura IV.15.- Máquina utilizada para flexión y predormados	124
Figura IV.16.- Programa <i>Strain Smart 4.1</i>	125
Figura IV.17.- Máquina empleada para ensayos de fatiga	126

CAPÍTULO V

Figura V.1.- Soporte de las vigas antes del corte	130
Figura V.2.- Inducción de la muesca por electroerosión	131
Figura V.3.- Lectura del relajamiento de la deformación en viga recocida No. 1	133
Figura V.4.- Campo de esfuerzos residuales en viga recocida No. 1	134
Figura V.5.- Lectura del relajamiento de la deformación en viga recocida No. 2	134
Figura V.6.- Campo de esfuerzos residuales en viga recocida No. 2	135
Figura V.7.- Lectura del relajamiento de la deformación en viga recocida No. 3	135
Figura V.8.- Campo de esfuerzos residuales en viga recocida No. 3	136
Figura V.9.- Viga sometida a cuatro puntos de flexión	137
Figura V.10.- Deformaciones unitarias obtenidas por el ensayo a flexión	138
Figura V.11.- Superposición de las curvas obtenidas en tensión y en compresión	139
Figura V.12.- Caracterización de las vigas	140
Figura V.13.- Aplicación del <i>CCM</i> en vigas sin historia previa	141
Figura V.14.- Campo de esfuerzos residuales viga-1	142
Figura V.15.- Campo de esfuerzos residuales viga-2	143

Índice de Figuras	xiv
Figura V.16.- Campo de esfuerzos residuales viga-3	143
Figura V.17.- Viga sin historia previa sometida a flexión pura, $6000 \mu\epsilon$	144
Figura V.18.- Campo de esfuerzos residuales en vigas sin historia previa, $P-1$	145
Figura V.19.- Campo de esfuerzos residuales en vigas sin historia previa, $P-2$	146
Figura V.20.- Campo de esfuerzos residuales en vigas sin historia previa, $P-3$	146
Figura V.21.- Comparación entre los resultados para vigas sin historia previa	147
Figura V.22.- Vigas sometidas a prejalado de $2 \epsilon_Y$	148
Figura V.23.- Vigas prejaladas sometidas a flexión	149
Figura V.24.- Vigas con esfuerzos residuales inducidos	150
Figura V.25.- Campo de esfuerzos residuales de la viga 1, sometida a prejalado de $2 \epsilon_Y$	151
Figura V.26.- Análisis comparativo de los resultados para $2 \epsilon_Y$	152
Figura V.27.- Campo de esfuerzos residuales de la viga 2, sometida a prejalado de $5 \epsilon_Y$	153
Figura V.28.- Análisis Comparativo de los resultados para $5 \epsilon_Y$	154
Figura V.29.- .- Prueba de fatiga a 50 % de la carga de inducción de esfuerzos residuales en un espécimen sin esfuerzos residuales	155
Figura V.30.- Prueba de fatiga a 60 % de la carga de inducción de esfuerzos residuales en un espécimen sin esfuerzos residuales	156
Figura V.31.- Prueba de fatiga a 70 % de la carga de inducción de esfuerzos residuales en un espécimen sin esfuerzos residuales	157
Figura V.32.- Prueba de fatiga a 90 % de la carga de inducción de esfuerzos residuales en un espécimen sin esfuerzos residuales	158
Figura V.33.- Ploteo del momento flexionante contra el número de ciclos	159
Figura V.34.- Ploteo de deformación contra número de ciclos en una prueba de fatiga	159
Figura V.35.- Mantenimiento del campo de esfuerzos residuales para las vigas de acero	160

1045

ÍNDICE DE TABLAS**CAPÍTULO IV**

Tabla IV.1.- Análisis químico según norma nacional *NMX B-301* 110

Tabla IV.2.- Valores obtenidos de dureza para cada probeta 114

CAPÍTULO V

Tabla V.1.- Resultados de la microdeformación obtenida para cada probeta 132

SIMBOLOGÍA

a	Longitud de la grieta
BNA	Barkhausen Noise Analysis
CCM	Crack Compliance Method
$C_i(a,s)$	Función de compliansa o respuesta
$d(\theta,z)$	Diámetro del barreno de referencia
$d'(\theta,z)$	Diámetro final del barreno de referencia
Δa	Incremento de la extensión de la grieta
σ	Esfuerzo
σ_0	Incremento de esfuerzo
σ_{RI}	Esfuerzos residuales del primer tipo
σ_{RII}	Esfuerzos residuales del segundo tipo
σ_{RIII}	Esfuerzos residuales del tercer tipo
σ_y	Esfuerzo de cedencia
$\sigma_y(x)$	Distribución de esfuerzos sobre la cara de la grieta
ε	Deformación
$\varepsilon(a_j,s)$	Deformaciones esperadas debido a las componentes de esfuerzo
$\varepsilon(a_j,s)_{actual}$	Deformaciones medidas en el experimento durante el corte
$\varepsilon_{\theta\theta}$	Deformación tangencial
ε_{xx}	Deformación longitudinal
ε_y	Deformación de cedencia
δa	Incremento en la prolongación del corte
$\delta \varepsilon_M$	Incremento de deformación E Módulo de Young
E'	Módulo de Young generalizado
F	Fuerza virtual
FIE	Factor de intensidad de esfuerzos
h	Altura
$h(x,a)$	Función de peso
$K_{Irs}(a)$	Factor de intensidad de esfuerzos debido al campo de esfuerzos residuales
K_{Is}	Factor de intensidad de esfuerzos

K_{IF}	Factor de intensidad de esfuerzos debido a un par de fuerzas virtuales
$\mu\varepsilon$	Microdeformación
MEF	Método del Elemento Finito
M	Punto de medición de la deformación
ν	Relación de Poison
O	Origen
r	Radio
t	Espesor
$u(a, s)$	Desplazamiento
U	Cambio de la energía de deformación
x	Eje x
y	Eje y
$Z(a)$	Función de influencia

INTRODUCCIÓN

Antes de la mitad del siglo XVII, las estructuras se construyeron principalmente con base en la experiencia de la vida diaria. En cada generación, los “ingenieros” tuvieron que pasar por largos aprendizajes de manos de técnicos para dominar los secretos de su oficio, lo que implicaba tal vez, tanto fracasos como éxitos. Un acercamiento más o menos científico a lo que se hoy se conoce como mecánica del estado sólido, comenzó con Leonardo da Vinci. Él fue el primero en aplicar el principio de la estática para determinar las fuerzas internas en elementos estructurales, además de efectuar experimentos sobre la resistencia de los materiales ingenieriles. Por ejemplo como resultado de sus ensayos en vigas, concluyó que la resistencia de una viga apoyada en ambos extremos varía inversamente con la longitud y directamente con el peralte. Galileo realizó los primeros intentos aplicando lógicamente el análisis de esfuerzos, lo que representa el principio de la ciencia de la mecánica de materiales [*Todhunter, 1886*]. Sus experimentos consistieron en simples ensayos de tensión, de los que concluyó que la resistencia de una barra es proporcional al área de su sección transversal e independiente de su longitud.

En ese sentido, la evolución de la tecnología y los materiales se aplican en procesos y operaciones de manufactura, asimismo los efectos de la carga en el material se analizan de varias maneras, pero básicamente se fundamenta por la aplicación externa de fuerzas a la pieza de trabajo. Es decir, es de suma importancia un perfecto entendimiento de la conducta del material y su respuesta bajo la acción cargas externas [*Marin, 1962*].

Para llegar a un entendimiento de la conducta de los materiales se desarrollan diversos tipos de pruebas o ensayos mecánicos, con los que es posible caracterizar y conocer la conducta de los mismos, estos ensayos se aplican en función del tipo de comportamiento del material que se desea conocer, entre los más importantes se tiene por ejemplo el ensayo de tensión, el cual tiene

en principio la aplicación de carga axial positiva, con este se obtienen las propiedades mecánicas del material tanto para materiales dúctiles como frágiles. Esto en principio se ha considerado una tarea muy simple y apropiada, pero en el siglo XX, las pruebas axiales para la determinación de la curva esfuerzos-deformación han sido cuestionadas en su exactitud, rapidez y simplicidad, aunque en estos ensayos se presentan problemas de montaje, manufactura del espécimen y tiempo de realización, o también por ejemplo algunos problemas que presentan los ensayos de compresión como son el barrilado y pandeo [Kalpakjian, 1995].

Esto es, se tiene pleno conocimiento del comportamiento de un elemento mecánico, y el diseño de éste queda en función de las cargas externas aplicadas, de los factores de seguridad apropiados y principalmente de las propiedades mecánicas de los materiales obtenidas mediante los ensayos experimentales que se realizan al mismo. Aún bajo análisis estrictos, algunas veces se presentan fallas imprevisibles, las cuales son costosas debido al mantenimiento o al paro en la producción, en consecuencia estas fallas imprevisibles resultan algunas veces catastróficas, por lo que es importante conocer cuál es el fenómeno que las ocasiona. En este sentido se sabe de la existencia de esfuerzos internos en un componente, los cuales se denominan *Esfuerzos Residuales*, estos esfuerzos permanecen en un elemento aún después de haber sido retirado el agente externo, siempre que éste una vez aplicado, haya rebasado el esfuerzo de cedencia. Estos pueden ser benéficos o dañinos y se presentan también después de haber sometido el componente a cualquier proceso de manufactura [Treuting, 1952].

Los esfuerzos residuales son benéficos porque, cuando afectan una superficie sometida a tensión y se tienen en su interior esfuerzos residuales de compresión, se reduce la activación de microdefectos que son propagadores de grietas y en consecuencia conducen a la fractura del componente. Son asimismo dañinos porque en un elemento producen alteraciones en su

geometría. En algunos casos se inducen en un componente con el fin de prolongar su vida útil, de ahí también la importancia del estudio de su *relajamiento*, es por esto que la investigación sobre la evaluación de campos de esfuerzos residuales adquiere una gran relevancia.

Por lo tanto, es importante evaluarlos, medirlos y saber si en un momento dado disminuyen o relajan o si se mantienen estables. Este trabajo de investigación se enfoca precisamente al mantenimiento, evaluación y relajación de los esfuerzos residuales bajo cargas cíclicas en elementos mecánicos y determinar cuál es el mecanismo que provoca estos fenómenos. Los esfuerzos residuales han sido poco estudiados y su manejo depende de la relajación de esfuerzos y de la medición de las microdeformaciones que se producen.

Otro aspecto relevante de este trabajo de investigación es la relación entre la historia previa de un material y los esfuerzos residuales de los elementos bajo cargas cíclicas. En condiciones normales, las cargas aplicadas producen esfuerzos que son de tensión y de compresión en dos eventos, cuando se aplica y cuando se invierte la carga, y son de tal magnitud que no rebasan el esfuerzo de cedencia, sin embargo la falla del material es instantánea, esto debido a la activación de microdefectos los cuales inducen al inicio de fractura.

La carga máxima requerida para producir el fallo de esta forma, es mucho menor que la carga de rotura estática y la característica más notable de los fallos por fatiga es la falta de deformación en la región de las fracturas, incluso en materiales como el acero suave, que son bastante dúctiles [Dowling, 1999]. Este es uno de los peligros de la fatiga, que no hay ningún indicio de un fallo inminente además de que las grietas producidas por fatiga son generalmente finas y dificultan su detección, una vez que se han desarrollado a tamaño macroscópico pueden difundirse y causar la fractura completa en un corto tiempo.

Es común encontrar que las grietas por fatiga se originan en alguna discontinuidad superficial, debido a que cualquier cambio en la sección produce una concentración de tensiones. La resistencia estática está muy poco afectada por tales cambios de sección, ya que la concentración de tensiones se libera por deformación plástica, sin embargo, bajo carga de fatiga hay mucho menos deformación plástica, en consecuencia, el valor del esfuerzo permanece constante. La fatiga es un fenómeno muy complicado y sólo explicado parcialmente, por tal motivo, cuando se desee diseñar un componente mecánico, el cual va a estar sometido a esfuerzos fluctuantes, es necesario hacer un gran número de pruebas para conocer el comportamiento del material bajo esas condiciones. Las fallas por fatiga generalmente son causadas por esfuerzos de tensión y por consiguiente todo lo que lo reduzca disminuirá la posibilidad de una falla, por ejemplo, el granallado, el martillado y el laminado en frío, los cuales originan esfuerzos de compresión en la superficie de una pieza y ayudan a mejorar el límite de resistencia a la fatiga. [Forrest, 1982].

Esta investigación está enfocada a la aplicación de ensayos de fatiga por flexión en cuatro puntos y para vigas con y sin historia previa, es decir cuando el material se encuentra libre de esfuerzos y cuando son inducidos en él, esfuerzos residuales.

Si se relaciona lo mencionado anteriormente con las condiciones que se plantean, es ahí donde quedan preguntas abiertas. De ahí el interés de determinar las consecuencias de estas condiciones. La solución a estos planteamientos se desarrollará en el capitulo de esta tesis, por lo que la secuencia de solución se describe a continuación. En el Capítulo I se lleva a cabo la recopilación bibliográfica, en el que se resumen las investigaciones más importantes en relación al mantenimiento y relajamiento de esfuerzos residuales bajo cargas cíclicas. En el Capítulo II se plantea el marco teórico sobre los conceptos más importantes en este trabajo de investigación, a saber; esfuerzos residuales, efecto Bauschinger, endurecimiento por deformación. En el Capítulo

III se desarrolla la evaluación numérica del Método de Respuesta de Grieta (*CCM*), dado que este es el análisis experimental que se empleará en esta investigación, y no se tiene el conocimiento en las referencias bibliográficas de haber sido evaluado. La evaluación del *CCM* se hará en vigas bajo cuatro puntos de flexión, a las cuales se les inducirán esfuerzos residuales, además este análisis se realiza en vigas con pre-deformado y sin historia previa, estos análisis se desarrollan bajo diferentes reglas de endurecimiento. El Capítulo IV describe la metodología del desarrollo experimental a realizarse, primeramente para la evaluación del campo de esfuerzos residuales aplicando experimentalmente el Método de Respuesta de Grieta y para el análisis experimental del mantenimiento y relajamiento de esfuerzos residuales bajo cargas cíclicas. En el Capítulo V se desarrolla el análisis experimental de componentes con y sin historia previa, con esfuerzos residuales, su mantenimiento y su relajamiento por medio de ensayos de fatiga. Se finaliza con las conclusiones en el capítulo VI.

Este trabajo de investigación se desarrolla bajo el proyecto de investigación “Determinación de la integridad de estructuras sometidas a cargas de diseño severas con enfoque a sistemas y componentes relacionados con la seguridad de centrales nucleares con reactores BWR” con clave 25226 financiado por el Consejo Nacional de Ciencia y Tecnología,

Existen otros trabajos relacionados con este trabajo de tesis, tales como:

- “Análisis microestructural de permanencia de esfuerzos residuales en componentes mecánicos, sometidos a cargas cíclicas”. Jesús García Lira.
- “Efecto del tamaño de bola en el proceso de granallado”. Erwin Zaldívar González
- “Daño acumulado por fatiga en un componente automotriz mediante la mecánica del daño continuo”. Luis Enrique Granda.

-
- “Metodología para la optimización de análisis de esfuerzos por fatiga de alto ciclo en componentes de máquinas”. Amara Bangoura.
 - “Implementación numérica de una red neuronal para el modelo constitutivo del comportamiento de materiales”. Gerardo Valentín Bautista Camino.

I.1.- Generalidades

En años recientes se han hecho un sin número de trabajos de naturaleza teórica y experimental, enfocados en determinar el efecto benéfico de la deformación inelástica sobre la capacidad de carga de elementos estructurales. Si existe un incremento en su capacidad de carga, como resultado de una deformación inelástica (no homogénea u homogénea), el incremento se debe a una ventajosa distribución de esfuerzos residuales o a un incremento en la resistencia del material, resultante de endurecimiento por deformación.

Sin embargo, cuando se realizan análisis de esfuerzos dirigidos a determinar el comportamiento de un componente, por lo regular los esfuerzos residuales y el endurecimiento por deformación no son tomados en cuenta. En aplicaciones de diseño por fatiga, a menudo se ignoran ambos fenómenos, sólo en algunos pocos casos los esfuerzos residuales son sistemáticamente analizados usando mediciones del estado de esfuerzos residuales durante y después de las pruebas de fatiga. Esto es usualmente difícil, además de que esta tarea consume recursos y tiempo [Lu, Flavenot y Turbat, 1988].

I.2.- Estado del arte

Morrow, et. al. [1960] emplean resultados de fatiga axial para determinar el mecanismo por el cual los esfuerzos residuales en la superficie del elemento se relajan debido a cargas cíclicas. Este enfoque conduce a las siguientes conclusiones:

1. Debería esperarse una pequeña relajación de esfuerzos residuales para esfuerzos alternantes, cerca del límite de fatiga excepto para materiales blandos.
2. Debido a que el límite de fatiga de metales blandos es en general, relativamente insensible a los esfuerzos principales, la relajación parcial de los esfuerzos residuales afectará el límite de fatiga sólo ligeramente.
3. Para el propósito de estimar el límite de fatiga de un elemento, el esfuerzo residual inicial para la superficie, deberá considerarse sin cambios durante la carga de fatiga.

Tratando estos esfuerzos como parte de los esfuerzos de servicio, se procede como en cualquier otro problema de fatiga en el cual el esfuerzo principal está presente.

Neff [1981] presenta la manera en la cual la superficie de esfuerzos residuales en especímenes de acero fundido cambia. Muestra una relación cuantitativa entre el cambio en esfuerzos residuales y la conducta última de fatiga de tales aceros. En esta investigación se realizaron pruebas a tres tipos de especímenes, aquellos con esfuerzo residual promedio de 32 000 lb/in², probetas sin esfuerzos residuales y probetas con un esfuerzo residual promedio a tensión de 22 000 lb/in². Los resultados de la prueba fueron influenciados por tres parámetros principales: el esfuerzo residual de superficie (R), el esfuerzo aplicado (S) y el número de ciclos de fatiga (N). También se presentan las discusiones de los resultados en tres diferentes planos (S-R, R-N y S-N). Se concluye que la medición de esfuerzos residuales se puede usar para monitorear la conducta por

fatiga en servicio real y predecir la posibilidad de falla por fatiga, ya que los esfuerzos residuales cambian con el tiempo como resultado de la deformación plástica.

James [1981] propone y evalúa un modelo de relajación, el cual es con base en consideraciones de naturaleza del proceso de deformación micro-plástica. Los esfuerzos residuales de superficie medidos durante la fatiga de una aleación de Al 2219-T851, se predicen de la amplitud cíclica de esfuerzos, la magnitud inicial de esfuerzos residuales y la humedad del ambiente durante la prueba. Asimismo, se investiga la conducta de los macro-esfuerzos durante la fatiga, se presenta un modelo del proceso de relajación, el cual relaciona la magnitud del esfuerzo residual cíclico dependiente de la superficie de esfuerzos para:

1. La magnitud inicial.
2. La amplitud cíclica de esfuerzos.
3. El gradiente de esfuerzo residual.
4. El grado de endurecimiento cíclico para la superficie.
5. El número de ciclos de fatiga.

El mecanismo propuesto para la relajación de esfuerzos residuales de superficie puede separarse en tres regímenes de carga que ocurren para la amplitud cíclica de esfuerzos:

1. Arriba de la resistencia a la cedencia microscópica.
2. Abajo del límite de endurecimiento.
3. Entre ambos.

Manjoine [1981] refiere al esfuerzo relajado, como la diferencia entre el esfuerzo inicial y el esfuerzo restante, lo expresan como un porcentaje del esfuerzo inicial y el llamado porcentaje de relajación. La característica de relajación se describe para un rango de temperaturas y para casos que implican esfuerzos residuales iniciales para la deflexión constante de una estructura, y para combinación de carga externa y deflexión.

Lu, et. al. [1988] presentan un modelo para la predicción de la distribución de esfuerzos residuales durante la fatiga. Emplean un programa con el método del Elemento Finito e incorporan plasticidad cíclica en sus cálculos. Es decir, aplican un análisis inelástico simplificado, su característica esencial consiste en la introducción de un grupo de parámetros internos que caracterizan mecanismos locales inelásticos y un grupo de parámetros internos transformados que son linealmente enlazados a los anteriores a través de matrices simétricas no-negativas. Con este enfoque, el tratamiento de las condiciones locales de cedencia plástica se puede hacer fácilmente desde simples análisis elásticos. Este método se aplicó a dos aleaciones de acero templadas y revenidas. Donde se estudia la influencia de diferentes parámetros de pruebas de fatiga, incluyendo el número de ciclos y el esfuerzo aplicado. Los valores calculados de la distribución de esfuerzos residuales relajados se compararon con los resultados experimentales obtenidos por mediciones de difracción de rayos X.

Hermann [1994] estudia el crecimiento de grieta por fatiga bajo el modo I en especímenes con muesca de una aleación de Aluminio 7017-T651, las cuales están sometidas a cargas cíclicas de compresión. Los especímenes fueron inducidos deliberadamente a precargas de compresión, las

cuales causaron deformación plástica en la punta de la muesca. Posteriormente se inició el crecimiento de grieta por fatiga en la muesca, la cual creció y disminuyó hasta detenerse. Para obtener un mejor entendimiento del crecimiento de grieta en el campo de esfuerzos residuales, se analizaron la magnitud y grado de esfuerzos residuales inducidos por precargas a compresión. Esto se logró cuando se extendió la muesca mientras se registraba el cambio en la deformación. El rango efectivo de la intensidad de esfuerzos se investigó para seleccionar las cargas y amplitudes principales. Para este propósito se usan la técnica de respuesta de grieta y la conducta de crecimiento de grieta de la aleación. Finalmente presentan la morfología de la fractura de la grieta sometida a compresión cíclica.

Almer, et. al. [1998] examinan los efectos de los microesfuerzos y macroesfuerzos residuales a tensión sobre la propagación de grieta por fatiga en un acero al alto Carbón. Sus mediciones por difracción específica de fase muestran que la deformación uniaxial y expansión radial en frío, producen predominantemente campos de microesfuerzos y macroesfuerzos a tensión respectivamente. Se establecen los microesfuerzos por tener un pequeño efecto sobre el índice de propagación de grieta por fatiga, mientras que los macroesfuerzos lo incrementan de tal manera que depende del ΔK . La dependencia del ΔK y la ausencia de los efectos de los microesfuerzos se exploraron por mediciones con rayos-X alrededor de la propagación de la grieta por fatiga, se establece el origen de la redistribución de los macro y micro esfuerzos residuales durante el crecimiento de grieta por fatiga.

Gurova, et. al. [1998] desarrollan un modelo teórico para explicar la variación de la superficie de esfuerzos residuales inducidos por granallado con deformación plástica externa, durante una

prueba de tensión uniaxial. El modelo se fundamenta en la diferencia del valor del esfuerzo de cedencia de la superficie de la capa granallada y el del volumen restante del material, muestran que el modelo ajusta bien con los resultados experimentales obtenidos por el metal base y la zona afectada térmicamente de un acero 0.5Cr-0.5Mo.

Badr [2000], presenta los resultados de un estudio para la relajación de esfuerzos residuales para tres especímenes sometidos a diferentes niveles de cargas de fatiga. Los especímenes compactos modificados a tensión están bajo la norma ASTM E 399. Su principal característica es el barreno introducido en la punta de la muesca. Antes de aplicar la sobrecarga, se instaló una galga extensométrica a lo largo de la dirección circunferencial con el centro de la galga en el punto crítico donde ocurre el máximo esfuerzo normal. La carga cíclica se aplicó siguiendo una onda trapezoidal con una frecuencia de 10 Hz, las cargas máximas y mínimas fueron mantenidas constantes durante la prueba, los parámetros de prueba incluyeron sobrecarga, sobredeformación, esfuerzo residual, carga cíclica y límites de deformación. El primer espécimen se sometió a una sobre carga de 8000 lbs, induciendo en él un esfuerzo residual de -68 ksi en el punto crítico, después el espécimen se sometió a una carga cíclica de aproximadamente 3500 lb de amplitud, se obtuvo una relajación del esfuerzo principal de $570 \mu\epsilon$. Otro espécimen se sometió a una sobrecarga de 6000 lbs, se indujo en él un esfuerzo residual de -23.67 ksi para el punto crítico, el espécimen se sometió a una amplitud de carga cíclica de 3500 lbs obteniendo una relajación de $270 \mu\epsilon$. Finalmente, el espécimen tres se probaron sin sobrecarga bajo una deformación principal de compresión, la amplitud de carga cíclica fue de 3500 lbs. La relajación de la deformación fue de $250 \mu\epsilon$. Con los resultados obtenidos, se observó que los esfuerzos residuales se inducen intencionalmente en componentes para ingeniería con el propósito de

disminuir operacionalmente los esfuerzos principales máximos, alargando así la vida a fatiga de tales componentes.

Zhuang, et. al. [2001] proponen un modelo analítico para la estimación de la relajación de esfuerzos residuales. Los parámetros considerados incluyen la magnitud y distribución de los esfuerzos residuales, el grado de trabajo en frío requerido, la amplitud aplicada, esfuerzos principales y el número de ciclos de carga aplicados. Usan un modelo elastoplástico de Elementos Finitos, sus resultados muestran concordancia.

Lindgren, et. al. [2002] investigan la relajación de esfuerzos principales, sometiendo los especímenes a varios niveles de esfuerzos principales. Analizaron un acero suave en tres diferentes condiciones. Estudiaron en detalle, el rango del nivel de esfuerzos principales de 100 a 200 MPa, y dos amplitudes de deformación de 0.05 y 0.06 %. Se midieron los esfuerzos residuales en los especímenes antes y después de que los esfuerzos principales experimentaran relajación. Se estableció que, factores experimentales tales como la variación de la temperatura y crecimiento de grieta tienen una influencia significativa sobre los resultados. Con base en los experimentos, se propone que el exponente de relajación de esfuerzos principales se deberá dividir en dos partes: esfuerzos principales dependientes y esfuerzos principales independientes. Los primeros incluyen la contribución de relajación cuasi-estática, por ejemplo esfuerzos principales dependientes de la deformación plástica. La segunda parte incluye la contribución de la relajación cíclica de esfuerzos principales, los cuales no dependen de los esfuerzos principales.

Torres y Voorwald [2002] evalúan el aumento en la vida de fatiga de un acero AISI 4340, el cual se usa en engranes. Este se analiza bajo cuatro condiciones de granallado. Por otra parte se llevaron a cabo pruebas de fatiga por flexión-rotación, y el campo de esfuerzos residuales a compresión (CRSF) se midió por rayos-X antes y durante la prueba de fatiga. Con los resultados se observó que la relajación del CRSF ocurrió debido al proceso de fatiga. Además, se analizó el espécimen fracturado por fatiga usando un microscopio electrónico para obtener información sobre el punto de inicio de grieta.

Capello, et. al. [2004] describen experimentos sobre la relajación de esfuerzos residuales por cargas de fatiga en aceros C45 y 39 Ni Cr Mo. Se endurecieron superficialmente por; torneado simple sin tratamiento térmico con lo que se indujo así un moderado estado de esfuerzos residuales, y granallado induciendo alto nivel de esfuerzos residuales a compresión. Los especímenes se sometieron a cargas por fatiga de amplitud constante a tensión y compresión. Los esfuerzos residuales de superficie se midieron después de 0, 1, 10^5 ciclos y más. Sus resultados mostraron que la relajación ocurre desde los primeros ciclos y que el aumento de la relajación depende de muchos parámetros y del tipo de acero.

Li, et. al. [2005] simulan las evoluciones y redistribuciones por esfuerzo/deformación cíclicos, por otra parte evalúan los parámetros apropiados de fatiga para estimar su existencia bajo carga multiaxial. La respuesta cíclica esfuerzo-deformación elasto-plástica, se analizó usando procedimientos plásticos incrementales de ecuaciones con el Método del Elemento Finito, se estudiaron especímenes suaves y con muesca hechos de tres diferentes materiales, un acero al medio carbono, un acero aleado templado y un acero inoxidable respectivamente. Se hace énfasis

sobre el estudio de la conducta de materiales inteligentes para resistir fractura, tales como redistribución y relajación de esfuerzos a través de deformaciones plásticas. Para las verificaciones experimentales, se hace una serie de pruebas de bajos ciclos de fatiga biaxial, compuestos de tensión y compresión con torsión cíclica y estática.

Hutar, et. al. [2006] analizan la influencia de la restricción causada por diferentes especímenes sobre el crecimiento de grieta por fatiga en la región de punto de inicio de la grieta, proponen un modelo para correlacionar el índice de propagación de grieta por fatiga bajo diferentes niveles de restricción. Los resultados presentados hacen posible relacionar experimentalmente los datos medidos obtenidos de especímenes con diferentes geometrías, contribuyendo así a estimaciones confiables de la vida de fatiga residual de estructuras.

McClung, [2006], en su artículo proporciona una amplia y extensiva revisión de la literatura enfocada a la estabilidad de la superficie y cerca de la superficie del campo de esfuerzos residuales durante la fatiga, incluyendo redistribución y relajación debido a cargas mecánicas estáticas, cargas cíclicas repetidas, exposición térmica y extensión de grieta. Las implicaciones del estado de esfuerzos residuales inicial y desarrollado por fatiga y predicción de vida, se enfocan con especial atención al crecimiento de grieta por fatiga. Se da especial atención a los esfuerzos residuales resultantes de las clases principales de manufactura; granallado, tratamientos superficiales, expansión en frío, soldadura y maquinado.

I.3.- Planteamiento del Problema

En función de lo reportado en esta investigación, se establece para el caso de estudio en este trabajo de tesis, lo siguiente: En condiciones teóricamente ideales (materiales sin historia previa) y estáticas, el problema está relativamente resuelto. Bajo las condiciones de pre-deformado y donde se encuentran esfuerzos residuales, las propiedades mecánicas de los materiales y el comportamiento bajo cargas cíclicas son diferentes a lo que se conoce y se aplica desde hace más de ciento veinte años. De ahí la importancia de determinar el efecto del pre – deformado en el comportamiento de vigas sometidas a cargas cíclicas. Además de analizar el estado del campo de esfuerzos residuales inducido y su relajamiento bajo ese mismo tipo de cargas.

De entre los métodos de evaluación de campos de esfuerzos residuales, se aplicará una de las técnicas destructivas denominado Método de Respuesta de Grieta (*CCM*), el cual presenta la dificultad de que hasta ahora se aplica sólo de manera experimental. Por lo que será importante evaluarlo numéricamente, para esto se usará el Método del Elemento Finito. Posteriormente se evaluarán los campos de esfuerzos residuales inducidos en vigas con y sin historia previa, además de determinar su comportamiento en esas condiciones y bajo cargas cíclicas.

I.4.- Sumario

En este capítulo se desarrolla una reseña de las investigaciones relacionadas con respecto al mantenimiento, relajamiento y redistribución de los esfuerzos residuales debido a cargas cíclicas. Se muestran diferentes técnicas para realizar tales investigaciones, que por lo general se llevan a cabo con la finalidad de extender la vida por fatiga de los componentes, determinando así su vida útil.

En la mayor parte de las investigaciones se inducen esfuerzos residuales compresivos, ya sea por sobrecarga o por granallado de las superficies, esto se hace con el fin de inducir en el material una mayor resistencia contra la propagación de la grieta o inhibir el inicio de la falla. A diferencia de lo anteriormente expuesto, en este trabajo se inducirá endurecimiento por deformación a las vigas de sección transversal cuadrada, con lo que deberá observarse el cambio en el valor de la magnitud de esfuerzos residuales, así como el cambio en la posición del eje neutro.

El siguiente capítulo comprende el marco teórico. En este se analizan los conceptos que son la base de este trabajo de tesis, tales como Esfuerzos Residuales, los cuales se clasifican, se definen y se hace mención de los diferentes métodos de evaluación. Efecto Bauschinger el cual se establece y se presentan algunas investigaciones. Se mencionan las principales reglas de endurecimiento, que serán aplicadas en este trabajo de tesis.

II.1.- Generalidades sobre los esfuerzos residuales

En la fase de diseño mecánico, por lo general este se realiza bajo el criterio del comportamiento elástico del material (además de las consideraciones de isotropía, continuidad y homogeneidad). Es decir, que los esfuerzos máximos alcanzados por el componente diseñado, bajo ninguna circunstancia alcanzarán los valores del esfuerzo de cedencia. Lo anterior implica, que al retirar el agente externo el material regrese a su forma original [Marin, 1962 y Timoshenko y Gere, 1991].

Por lo general se considera que aún por la fabricación, los componentes mecánicos están en un estado de esfuerzos internos nulo. Es decir, en realidad no se toma en cuenta que el producto transitó por diferentes procesos de manufactura, los cuales indujeron en el componente cambios microestructurales e introdujeron un estado de esfuerzos [Dowling, 1999]. Se puede observar en muchos casos que aunque los cálculos de diseño sean correctos, el comportamiento de los elementos mecánicos no es el esperado, como se ejemplifica en la Figura II.1.



Figura II.1.- Fallas súbitas por Diseño mecánico.

Lo que resulta, es que en alguna de las aplicaciones mecánicas del componente diseñado, se presente la falla súbita del elemento, ó en el mejor de los casos, una inesperada prolongación de la vida útil del componente.

Este comportamiento imprevisto, es el resultado de la aplicación de elementos exógenos debido a los procesos de manufactura, de tal manera que el esfuerzo alcanzado sobrepasó el esfuerzo de cedencia del material. Este agente externo puede haberse aplicado en forma homogénea [Urriolagoitia-Sosa, 2005], lo que produce en el interior del componente un endurecimiento por deformación, o si el agente externo se aplicó en forma no homogénea, quedarán inducidos esfuerzos residuales [Kandil, et. al., 2001].

II.2.- Definición e importancia de los esfuerzos residuales

Los esfuerzos residuales inevitablemente se inducen dentro de un material cuando se transforma de materia prima en un objeto útil. Permanecen en un sólido aún en ausencia de cargas externas y gradientes térmicos. Se les conoce también como esfuerzos internos, esfuerzos candado, esfuerzos de formado, esfuerzos inducidos, esfuerzos inherentes, etc [Masubuchi, 1980].

Los esfuerzos residuales son la consecuencia de casi todos los procesos de manufactura, los cuales transforman la forma y/o cambian las propiedades del material. Engloban varios granos metálicos (en el orden de milímetros o fracciones de milímetros), estos se denominan macro-esfuerzos residuales. Existen también los micro-esfuerzos residuales, que se consideran como los causantes de la variación de deformación interatómica y se localizan sobre un simple grano metálico, cerca del área de las dislocaciones [Masubuchi, 1980].

Diferentes tipos de esfuerzos residuales (tensión y compresión) se forman cuando porciones de un componente experimentan cambios dimensionales permanentes no uniformes (deformaciones elásticas y deformaciones plásticas). Los esfuerzos residuales si son de tensión, contribuyen a la activación de micro-defectos que conllevan al crecimiento de grieta, a la falla por fatiga y agrietamiento por esfuerzos de corrosión de componentes metálicos [Huang, Mayo y Chen, 1987]. Por otra parte, los esfuerzos residuales de compresión mejoran las propiedades de un componente y tienden a cerrar grietas además de detener su propagación [Withers y Bhadeshia, 2001].

Uno de los problemas más complicados en análisis estructural es la medición de los esfuerzos residuales reales y su efecto en la integridad estructural. Por ejemplo en la manufactura de grandes estructuras, tales como recipientes a presión, se requieren cordones de soldadura muy gruesos, la soldadura y el material alrededor contiene esfuerzos residuales debido al proceso de calentamiento y enfriamiento disperejo del metal [Stänhlkopf y Egan, 1979]. La relevancia de la medición, predicción y control de los esfuerzos residuales es su efecto sobre el servicio de componentes manufacturados, donde los esfuerzos residuales en tensión pueden inducir fallas prematuras, por ejemplo; son promotores de grietas, reducen la resistencia del material a la fatiga, inducen esfuerzos por corrosión y pueden causar distorsión de los componentes. Así, la investigación y subsiguiente entendimiento de esfuerzos residuales sobre una macro y micro escala es de vital importancia para la calidad y confiabilidad de los componentes mecánicos.

II.3.- Clasificación, origen y efecto de los esfuerzos residuales

Un componente estructural que es sometido a un agente externo (si la carga es lo suficientemente grande para producir deformación permanente), tiende a deformar la geometría del elemento y

esta no se recupera en su totalidad después de retirada la carga. Si la aplicación de la carga se realizó en forma no homogénea, el fenómeno que presenta es la inducción de esfuerzos residuales que de alguna manera modifican la geometría del componente. El origen de los esfuerzos residuales no está totalmente entendido. Además, su medición es difícil y a menudo incierta. Sus efectos pueden ser insidiosos, de largo alcance y ocasionalmente desastrosos. Raramente se puede suponer que los esfuerzos residuales están uniformemente distribuidos, considerando que el esfuerzo se debe a la fuerza que actúa sobre un elemento infinitesimal o diferencial de área; y es continuamente variable de punto a punto sobre una sección. Los esfuerzos residuales son esfuerzos internos en un cuerpo y se debe examinar el estado de esfuerzos que puede existir para cualquier punto dentro del mismo [*Bainbridge, 1969*].

Los esfuerzos residuales son causados por varios mecanismos inherentes en el procesamiento de materiales, su origen puede verse como térmico, químico o mecánico, los cuales se describen a continuación [*Rudd, 1992*]:

Origen térmico.- Se deben a una deformación plástica originada por una expansión o contracción térmica no homogénea, lo que produce esfuerzos residuales en ausencia de transformación de fase, por ejemplo el templado drástico del acero.

Origen químico.- Se deben precisamente a cambios de volumen producidos por reacciones químicas, como es la precipitación y la transformación de fase, la cual produce esfuerzos residuales de varias maneras, por ejemplo; el nitrurado, que produce esfuerzos de compresión en la región de difusión debido a la precipitación de nitruro, la carburización causa crecimiento similar por cambio de

volumen por transformación austenítica durante el enfriamiento en combinación con esfuerzos debido a los gradientes térmicos, determinando durante el temple la distribución de esfuerzos residuales. En estos procesos, el objetivo es producir un nivel benéfico y controlado de esfuerzos residuales en la superficie.

Origen mecánico.- En la mayoría de los procesos de manufactura, los esfuerzos residuales pueden crearse en una manera no controlada, esto se debe a deformación plástica no uniforme, por ejemplo; torneado, rolado superficial y el granallado.

Los mecanismos asociados con los orígenes antes mencionados de esfuerzos residuales operan sobre la base microestructural o cristalográfica, aún usualmente, los esfuerzos residuales se investigan y se reportan sobre una macroescala, es decir, son esfuerzos promedio sobre varios centímetros o milímetros. No obstante esos macroesfuerzos se componen de la suma y promedio de los microesfuerzos [Treuting, 1952].

Los esfuerzos residuales en forma general se pueden definir como esfuerzos de tensión y de compresión que existen en un material sin la aplicación de un agente externo y se encuentran en autoequilibrio. Es así que, los esfuerzos residuales se dividen en tres diferentes clases [Macherauch y Kloos, 1986]:

Esfuerzos residuales de primera clase (Macro).- Actúan en forma homogénea sobre algunos granos del componente.

Esfuerzos residuales de segunda clase (Micro).- Los cuales se presentan en forma homogénea sobre un grano en particular del material.

Esfuerzos residuales de tercera clase (Micro).- Estos se distribuyen en forma no homogénea a través de áreas sub-microscópicas, se dice que a varias distancias atómicas dentro de un grano.

Las definiciones anteriores pueden quedar mejor explicadas por la Figura II.2. Se muestra un ejemplo en la que se consideran las fases α y β del un material, las cuales se supone que tienen diferente coeficiente de expansión térmica.

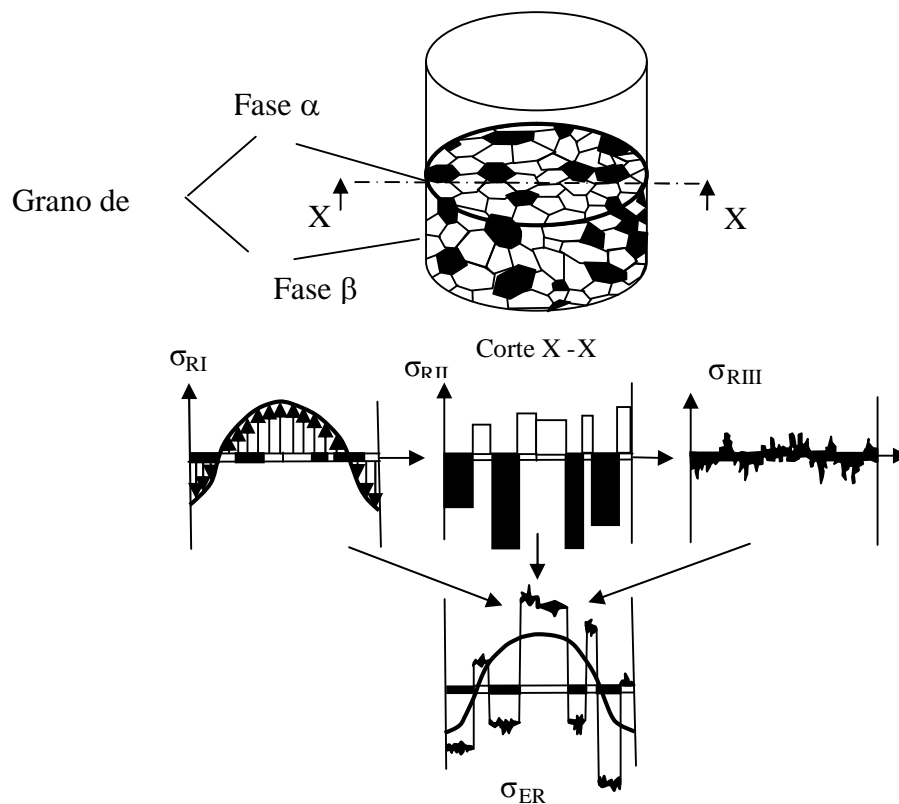


Figura II.2.- Esquema de un estado de esfuerzos compuesto de 1er, 2do y 3er tipo de esfuerzos residuales [Macherauch y Kloos, 1986]

Se supone que un acero puede estar libre de esfuerzos cuando alcanza una temperatura de 660 °C, cuando se recoce. Al terminar el tratamiento térmico y encontrándose el material a temperatura ambiente, si se flexiona el componente aplicando una fuerza superior al punto de cedencia y se descarga, como consecuencia de la deformación plástica inducida, se desarrolla un macro estado de esfuerzos residuales de *1er clase*. Los esfuerzos longitudinales a lo largo del corte *x-x* de una sección plana del material se muestran en la parte izquierda media de la Figura II.2. Sin embargo, también es posible encontrar esfuerzos residuales de *2do clase*, como se muestra esquemáticamente en la parte central media de esa figura. Además, todos los tipos de imperfecciones de la red cristalina, por ejemplo los átomos externos absorbidos, causan esfuerzos residuales de *3er clase*. Finalmente la superposición de los tres tipos de esfuerzos residuales se ilustra en la parte inferior de la misma figura [*Macherauch y Kloos, 1986*].

II.4.- Técnicas para la medición de esfuerzos residuales

Los esfuerzos residuales están siempre presentes y rara vez o nunca se evalúan directamente, lo que se mide es la deformación causada por el macro y micro esfuerzo residual. Esta condición se aplica a todas las metodologías que se empleen para su medición, y es muy importante cuando se selecciona el método correcto para la medición de esfuerzos residuales en un componente. En las últimas décadas se han desarrollado diversas técnicas para su evaluación, tanto cuantitativas como cualitativas.

La primer serie de métodos, probablemente los más empleados, se basa en la destrucción del estado de equilibrio del esfuerzo residual después de seccionar el componente mecánico, ya sea maquinando o removiendo capas del material. El esfuerzo residual se deduce mediante la

medición de la deformación producida por el acomodamiento del campo de esfuerzos residuales y utilizando la teoría elástica. Este tipo de metodologías se conoce como métodos destructivos y los más comunes son [Wyat y Berry, 2005]:

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

La segunda serie de métodos es con relación existente entre los parámetros físicos y cristalográficos, contra los esfuerzos residuales. Estos métodos son conocidos como no destructivos y los más empleados son [Kandil, et. al., 2001]:

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

Existe una serie de métodos denominados semi destructivos, los cuales actualmente han empezado a cobrar una gran importancia. Su operación se fundamenta en la inducción de una muy pequeña perforación o ranura (la cual no inutiliza la operación del componente, es decir no lo destruye) que permite la relajación del campo de esfuerzos residuales locales en una zona determinada. Los más empleados son [Wadsley, 1994]:

- El método del barreno.

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

A continuación se presenta una breve explicación sobre las metodologías y técnicas más usuales.

II.4.1.- Métodos destructivos

Los métodos mecánicos para la medición de macro esfuerzos residuales son los más empleados y son conocidos como destructivos. Estos dan resultados confiables, cercanos a la exactitud y, típicamente requieren solamente equipos de medición baratos y sencillos. Existen básicamente dos técnicas utilizadas para la medición de macro esfuerzos residuales. En los cuales, el método consiste en la remoción de grandes cantidades de material, lo cual produce un cambio estructural y de forma, la medición de este cambio estructural y de forma permite calcular el campo de esfuerzos residual original [*Schajer, 2001*]. Estos métodos se describen a continuación:

II.4.1.1.- El método de Sach

Este método fue desarrollado por *G. Sachs* y *G. Espey* [1941], permite la completa determinación de la distribución de esfuerzos en la dirección circunferencial y longitudinal en barras circulares y/o anulares. Si las capas se remueven desde la parte interna, las deformaciones axiales y tangenciales se miden en el exterior de la superficie, si las capas se remueven desde el exterior las deformaciones se miden en el interior el tubo, tal como se muestra en la Figura II.3. Este método se usa en casos donde tienen simetría rotacional y son uniformes en la dirección axial. El procedimiento incluye la determinación de la variación progresiva del cambio de la deformación

sobre la superficie, al removerse las capas superficiales, causando así relajación parcial. Además que es un método relativamente simple, se aplica en un amplio rango de materiales y puede ser combinado con otras técnicas para dar el perfil de esfuerzos. Por otra, parte está limitado a formas circulares, es destructivo y sólo se puede aplicar en laboratorio [Kandil *et al*, 2001].

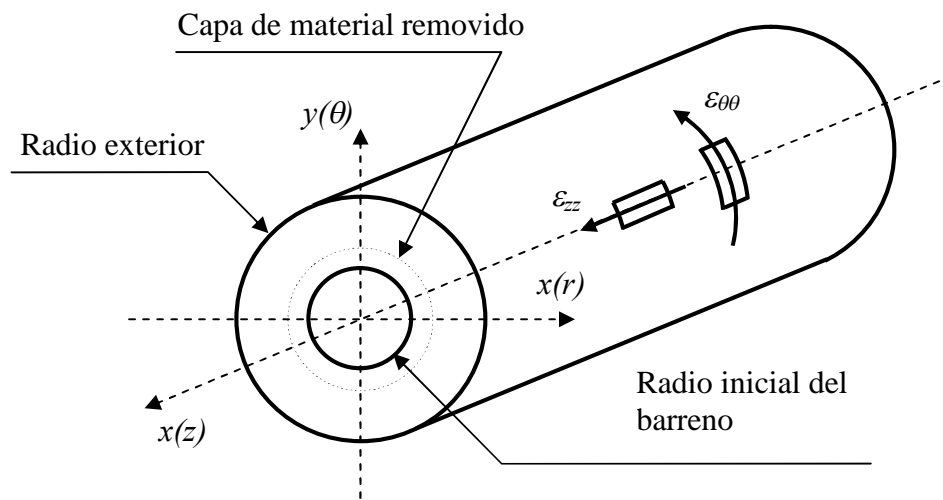


Figura II.3.- Método de Sachs para evaluar el campo de esfuerzos residuales en cilindros

II.4.1.2.- El método de respuesta de grieta

Este es el método base para el desarrollo de este trabajo. Consiste en la inducción de una pequeña ranura en el componente a estudiar, la cual produce una relajación parcial del campo de esfuerzos residuales en la vecindad de la grieta. Además, se utiliza una galga extensométrica para medir la relajación en cuanto a deformación que se produce en el auto-acomodo del campo de los esfuerzos residuales al introducir el corte. El principio de operación del método se muestra en la

Figura II.4. Incrementando en forma controlada la profundidad del corte, es posible evaluar el campo de esfuerzos residuales, normales a la grieta [*Prime, 1999*].

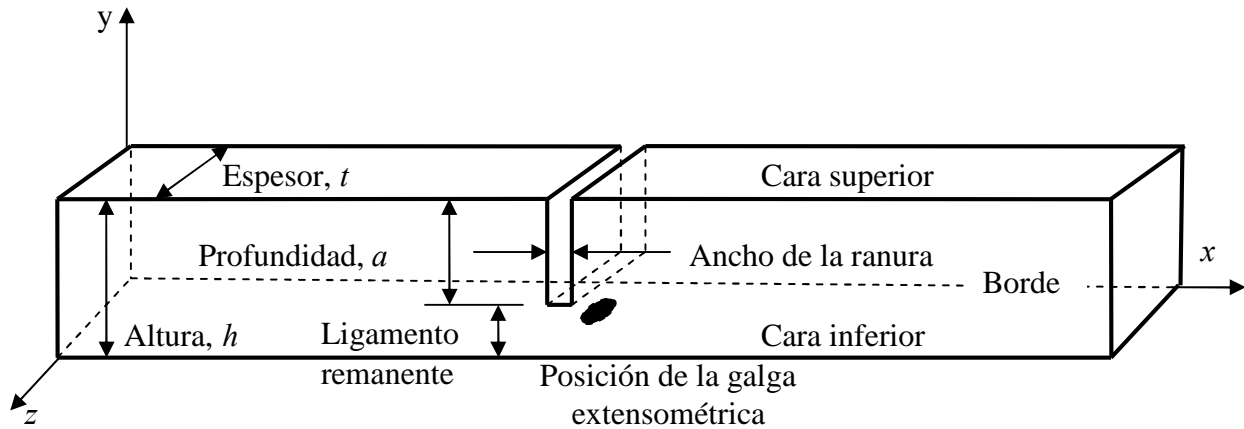


Figura II.4.- Terminología y sistema de coordenadas del método de respuesta de grieta aplicado a una viga prismática [*Prime, 1999*]

El método de respuesta de grieta es una alternativa útil a las técnicas comúnmente usadas tales como el método del barrenado, remoción de capas y difracción de rayos X. La técnica es destructiva, pero ofrece las ventajas de bajo costo y potencialmente buena exactitud para un buen número de situaciones comunes [*Nowell, Tochilin y Hills, 2000*].

II.4.2.- Métodos no destructivos

Estos métodos se aplican para evaluar el campo de esfuerzos residuales en un componente sin que éste sufra daño alguno. Consisten en la medición de la distribución de la deformación de los redes inter-granulares. Tienen la desventaja de ser métodos indirectos y las cantidades determinadas están influenciadas no sólo por los esfuerzos, también por los parámetros del material, tales como la estructura metalúrgica y sus defectos. Su problema más complicado es la

interpretación de resultados y la certeza de los resultados obtenidos. A continuación se presentan algunos de estos.

II.4.2.1.- Método acústico

La idea básica detrás de este método, es que muchos sólidos no son armónicos; cuando existen esfuerzos, hay un cambio en las constantes elásticas. Por lo tanto la velocidad de propagación de la onda se altera. Los métodos más empleados de análisis de esfuerzos, incluyen birrefringencia acústica, implican la medición de la velocidad o más precisamente la diferencia de fase en dos direcciones con respecto al sistema de esfuerzos. Es posible medir la deformación a diferente profundidad de la muestra alterando la frecuencia. Todas estas técnicas tienen la desventaja de ser sensibles a la microestructura, textura y en algunos casos a la deformación plástica. Por esta razón debe existir una calibración cuidadosa [Noyan y Cohen, 1982].

II.4.2.2.- Método magnético

La técnica magneto-elástica “*Barkhausen Noise*” se basa en un concepto relativamente simple que fue descubierto en 1919 [Tiitto, 1996]. Aprovecha la propiedad de que los materiales Ferromagnéticos consisten de pequeñas regiones magnéticas semejantes a magnetos individuales llamados dominios. Cada uno de estos se magnetiza a lo largo de cierta dirección cristalográfica. Los dominios se separan uno de otro por fronteras llamados paredes de dominio. El campo magnético aplicado causa que las paredes del dominio se muevan, como consecuencia, el dominio de un lado de la pared incrementa su tamaño, mientras que el dominio del lado opuesto de la pared disminuye. El resultado es un cambio en la magnetización total de la muestra. Si una bobina se localiza cerca de la muestra mientras las paredes del dominio se mueven, el cambio resultante en la magnetización inducirá un pulso eléctrico en la bobina. Barkhausen probó que el

proceso de magnetización, el cual se caracteriza por la curva de histéresis, no es continua y está hecha de pequeñas y abruptas etapas, que son causadas cuando los dominios magnéticos se mueven bajo la aplicación de un campo magnético [Sarnatski, et. al., 2001]. Cuando el pulso eléctrico producido y el movimiento del dominio se suman, se genera un ruido parecido a una señal, llamado ruido de *Barkhausen*.

Para aplicaciones prácticas, la profundidad que puede medirse varía entre 0.01 y 1.5 mm. Dos importantes características del material afectarán la intensidad del ruido de Barkhausen. Una es la presencia y distribución de esfuerzos elásticos, los cuales tendrán influencia sobre la manera de elegir los dominios y el enlace con la dirección de la magnetización. El fenómeno de la interacción de las propiedades elásticas con la estructura del dominio y las propiedades magnéticas del material se denomina “*Interacción Magnetoelástica*”, que como resultado de su interacción en materiales con anisotropía magnética positiva (Hierro, más acero y Cobalto), en presencia de un campo de esfuerzos residuales de compresión, se reducirán la intensidad del ruido de Barkhausen, mientras que un esfuerzo de tensión se incrementará.

La señal *BNA* es tan sensitiva para cambios leves en materiales en cuanto a composición química, densidad de dislocación, composición de fase, densidad de dislocación, microestructura, etc., como es para macro-esfuerzos residuales. Así, *BNA* ha encontrado amplia aplicación para la medición cuantitativa de macro esfuerzos, no para micro esfuerzos [Pacyna y Kokosza, 1999].

II.4.2.3.- Método de difracción de rayos X

Cuando un metal o material cerámico policristalino se encuentra bajo esfuerzos, las deformaciones elásticas en el material se manifiestan en la red cristalina de los granos

individuales. Las técnicas de difracción de rayos-X son capaces de medir realmente los espacios inter-atómicos los cuales indican la macro-deformación sufrida por el espécimen [Middleton, 1987].

Los valores de esfuerzo se obtienen de las deformaciones elásticas en los cristales conociendo las constantes elásticas efectivas del material y suponiendo que el esfuerzo es proporcional a la deformación, lo cual es una suposición razonable para materiales homogéneos e isotrópicos, como son la mayoría de los metales y aleaciones que nos conciernen en la práctica. Es importante reconocer que la descripción anterior del método de la medición de esfuerzos por difracción de rayos X se aplica para la medición de macro-esfuerzos. La variación de las micro-deformaciones son causadas por varias fuentes, las cuales causan deformaciones no homogéneas dentro de cada grano o entre los granos sobre los cuales las macro-esfuerzos están siendo determinados [Ruud, 1992].

La variación entre los granos son causadas por deformación plástica (las dislocaciones tienden a ser más numerosas cerca de las fronteras de grano y cada dislocación contiene una región de tensión y una de compresión), y la variación en rigidez en la cercanía de los granos. La variación entre los granos es causada por diferentes orientaciones de granos cercanos y macro gradientes de esfuerzo. Esta es la técnica no-destructiva más eficiente para la medición de esfuerzos residuales [Ruud, 1992].

II.4.2.4.- Método de difracción de neutrones

La técnica por difracción de neutrones es capaz de hacer mediciones de esfuerzos residuales en forma no destructiva a varios centímetros dentro de la superficie de muchos metales. Debido a

estas características es particularmente conveniente para aplicaciones de ingeniería. La técnica de difracción de neutrones para determinar esfuerzos residuales se fundamenta en la precisa medición de la separación de planos similarmente orientados en un policristal. Esto se alcanza por la interacción de la dispersión de ondas, las cuales producen picos de difracción máximos, donde la posición de estos picos está dado por la ley de Bragg [*Lambrineas et. al., 1987*].

Las mediciones se llevan a cabo de manera similar a las realizadas con difracción de rayos X, con un detector que se mueve alrededor de la muestra, ubicando la posición de haces difractados de alta intensidad. La gran ventaja que este método ofrece sobre el método de rayos X es la profundidad de penetración grande que se obtiene con los neutrones. Es posible medir volúmenes de 100 mm³ en aluminio o 25 mm³ en acero. Con resolución espacial alta, la difracción de neutrones puede proveer mapas completos de deformación en tres dimensiones para componentes de ingeniería. Esto se alcanza a través de movimientos de rotación y traslación del componente. Este método de evaluación de esfuerzos residuales, tiene la capacidad de recabar grandes cantidades de datos, sobre la superficie y profundidad del componente (dependiendo del espesor de la muestra), lo que hace de la difracción de neutrones una técnica particularmente usada para la validación de modelos teóricos y numéricos. Sin embargo, comparado con otras técnicas tales como difracción de rayos X, el costo relativo es mucho más alto y la disponibilidad es mucho menor [*Kandil, 2001*].

Entre las ventajas que se tienen con este método es su excelente penetración y resolución. Además, se tiene vistas en tres dimensiones y es capaz de medir macro y micro esfuerzos residuales. Las desventajas que presenta es que sólo puede ser aplicado por especialistas y se emplea sólo en laboratorio [*Ezeilo y Webster, 1999*].

II.4.3.- Métodos semi destructivos

La característica principal de estos métodos es que requieren cierto grado de destrucción del componente a medir, por lo que una vez aplicados, la capa de material que fue removida puede ser reparada y el componente puede ser utilizado. La relajación de las deformaciones debido a la remoción del material ocurre en la superficie del objeto a medir, las cuales se miden usando galgas extensométricas, con lo que estos datos posteriormente se transforman a esfuerzos [Keil, 1992]. A continuación se enlistan los principales métodos semi-destructivos.

II.4.3.1.- Método de barreno

La técnica más comúnmente empleada en la práctica, es la del barreno (hole-drilling) (Figura II.5) [Beaney y Procter, 1974].

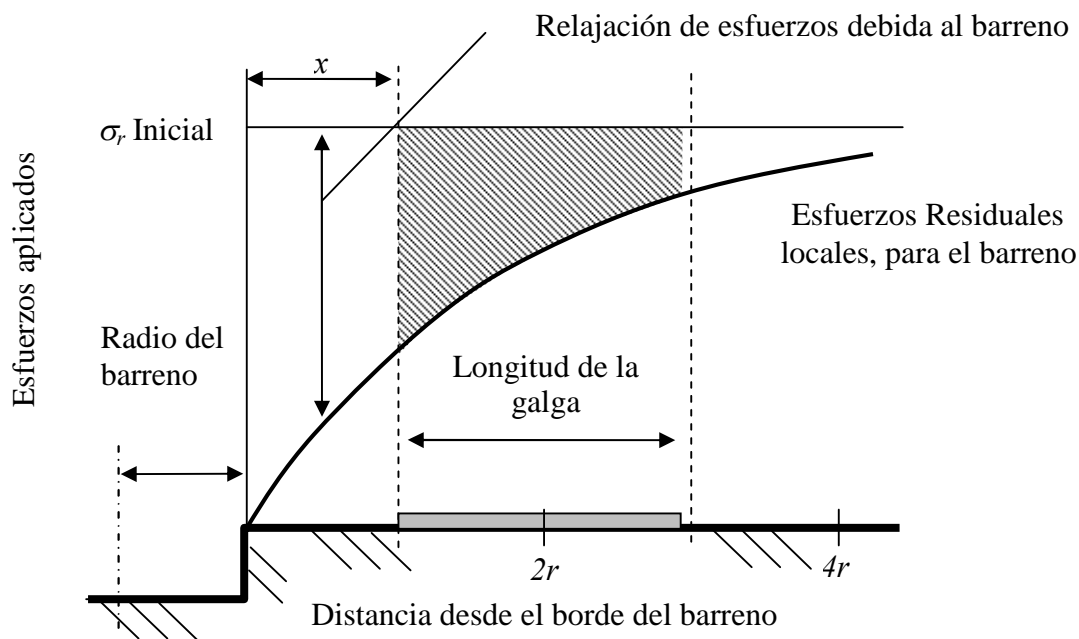


Figura II.5.- Relajación de esfuerzos radiales debido al barreno [Beaney y Procter, 1974]

Esta técnica consiste, en pegar un conjunto de galgas extensométricas alrededor del barreno (Figura II.6) y medir los cambios de deformación causados por la remoción de material que se encuentra bajo el efecto de esfuerzos residuales cuando se hace el barreno. Esta técnica tiene muchas limitaciones y no es apropiada donde existen altos esfuerzos y gradientes de esfuerzos.

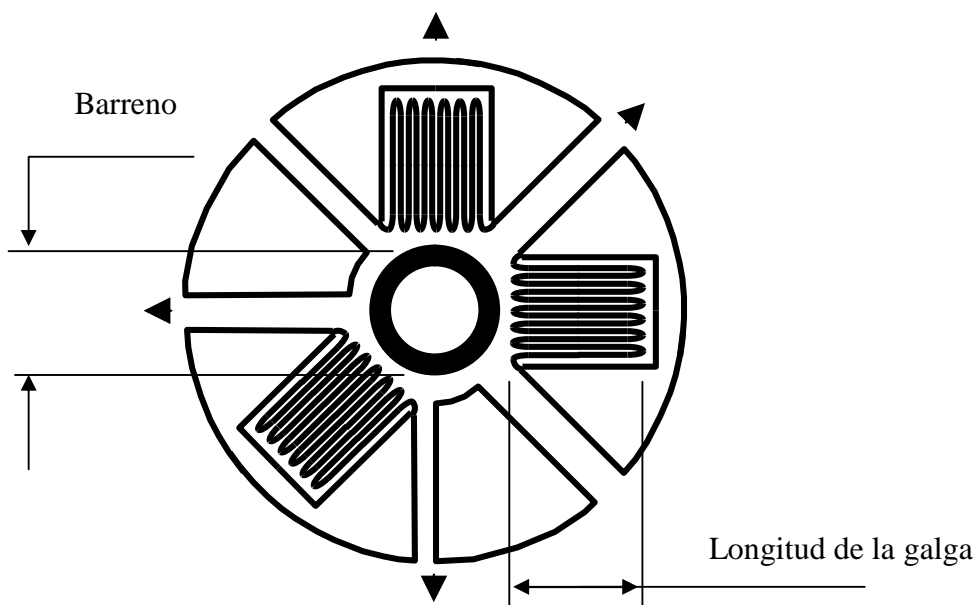


Figura II.6.- Posición de la roseta rectangular a 45° para medir esfuerzos residuales [Beaney y Procter, 1974]

Este método tiene la ventaja de ser muy rápido y sencillo, se puede hacer con equipo portátil. Se aplica a un amplio rango de materiales. Su desventaja es la interpretación de datos y tiene limitada sensibilidad a la deformación.

II.4.3.2.- Método de barreno profundo

Esta técnica se emplea en aceros con un espesor mayor a 50 mm , es uno de los pocos métodos aplicables para medir esfuerzos residuales a través del espesor del material, la ventaja de este método es que puede ser aplicada en campo. Este método estima la distribución de esfuerzos residuales a través del espesor de un componente, se mide el cambio de diámetro de un barreno de referencia, esto ocurre cuando por trepanado, un núcleo del material es removido del componente. En la Figura II.7 se muestra esquemáticamente las etapas que sigue este método y su desarrollo es el siguiente:

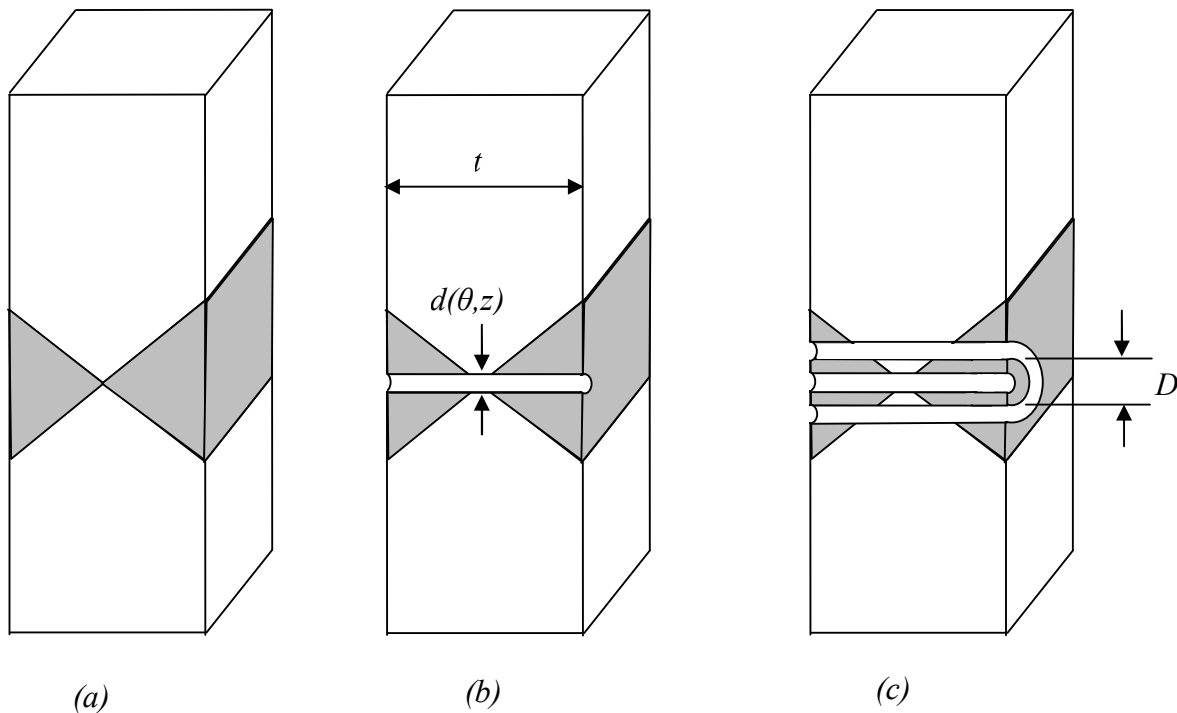


Figura II.7.- Representación esquemática del método del barreno profundo (deep hole method) [DeWald y Hill, 2003]

1. Se efectúa un barrenado a través del componente. Este se puede para rectificar el diámetro del barrenado (Figura II.7a).
2. Se registran las dimensiones exactas del barrenado de referencia, marcándose cierto número de ángulos θ alrededor del mismo eje del barrenado, para varios incrementos de la profundidad z (Figura II.7b), con lo que se obtiene $d(\theta, z)$.
3. Se lleva a cabo el trepanado del núcleo del material que contiene el barrenado de referencia y se retira del resto del componente, para lo cual se emplea una máquina de descarga eléctrica.
4. Después de remover el núcleo, se mide el diámetro del barrenado de referencia (Figura I.7c), con lo que se obtiene $d'(\theta, z)$.
5. Los cambios en el diámetro del barrenado de referencia se emplean para calcular la distribución de esfuerzos residuales en el componente.

II.4.3.3.- La técnica del anillo anular

Para la determinación de esfuerzos residuales, el método de anillo anular es ampliamente usado, dado que mientras con los experimentos convencionales sólo se accede a los esfuerzos biaxiales, la extensión del método por un transductor adicional en la dirección del desplazamiento vertical, permite la determinación del esfuerzo residual triaxial [*Wern, 1997*].

Con este método se maquina una ranura en forma anular en la superficie del objeto a ser examinado, dejando la parte superior del núcleo central separado del material de alrededor. Esta separación causa la liberación de una parte de los esfuerzos residuales presentes en el núcleo. La deformación que ocurre sobre el lado de la cara del núcleo puede medirse con galgas extensométricas. La roseta empleada para este método es una combinación de tres rejillas superpuestas, cada una desplazada por 45° . La Figura II.8 muestra esta roseta vista desde la parte superior y un corte longitudinal del material [Keil, 1992]

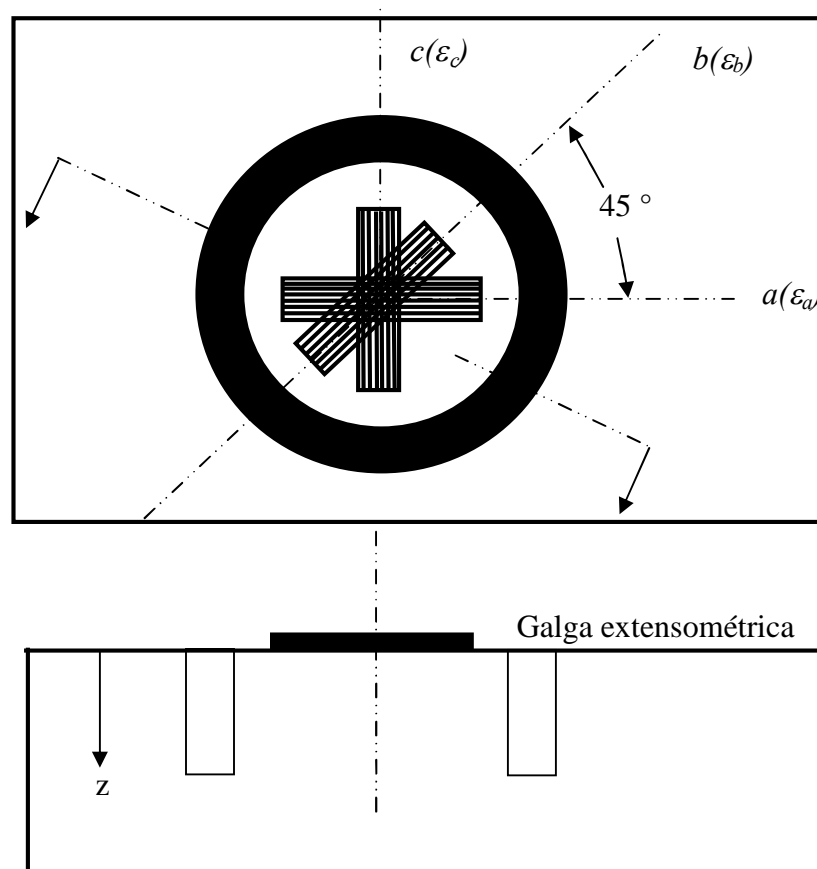


Figura II.8.- Principio del método del anillo anular para la determinación del plano de esfuerzos residuales [Keil, 1992]

II.5.- Generalidades sobre el efecto Bauschinger y endurecimiento por deformación

Se ha mencionado la importancia que se debe tener en cuanto al perfecto conocimiento e interpretación de la curva esfuerzo-deformación unitaria. Sin embargo, son tan sólo las pruebas de tensión las consideradas como importantes para la evaluación del comportamiento total del material [Marin, 1962]. Para poder llevar a cabo este tipo de pruebas, es necesario fabricar especímenes por medio de procesos de manufactura, tales como forja, remoción de viruta y extrusión. Para muchos investigadores, las propiedades más importantes son la resistencia a la cedencia y el esfuerzo máximo, ya que el diseño o esfuerzo de trabajo dado en especificaciones de Ingeniería se apoyan usualmente en el punto de cedencia o en resistencia última a la tensión (en muy pocos casos a la compresión). Sin embargo, si se toma a las pruebas de tensión como universal para determinar el comportamiento del material, esto es una utopía, ya que el material ensayado pasó por un número de procesos de manufactura antes de ser probado y no será siquiera cercano a todos los procesos que se deberán de realizar para obtener un producto final. Es por esta razón, que es tan importante conocer e investigar acerca de los cambios que pueden producir en el material, las cargas no heterogéneas (que producen esfuerzos residuales) y las cargas homogéneas (endurecimiento por deformación y efecto Bauschinger) cuando son aplicadas por encima del punto de cedencia. En las siguientes secciones se explicarán los conceptos de endurecimiento por deformación y efecto Bauschinger.

II.5.1.- Efecto Bauschinger

Para caracterizar la conducta plástica de los materiales utilizando pruebas axiales, se traza una curva esfuerzo-deformación unitaria, donde se aplica una carga monotónica. Es decir, que el proceso de carga es en una sola dirección. Si la dirección de la deformación es revertida después

de haber ocurrido la cedencia, la trayectoria siguiente difiere de la conducta inicial, como se observa en la Figura II.9. En la trayectoria monotónica a compresión, la cedencia en la descarga generalmente ocurre antes que el esfuerzo alcance el esfuerzo que se tenía inicialmente. Esta conducta inicial de cedencia se llama *Efecto Bauschinger*, debido que el primero que descubrió este fenómeno y lo estudió fue *Jonathan Bauschinger* [Dowling, 1999]. Pero si el espécimen se descarga y se vuelve a cargar en la misma dirección de tensión, lo que se puede observar es un incremento en el punto de cedencia, conocido también como endurecimiento por deformación.

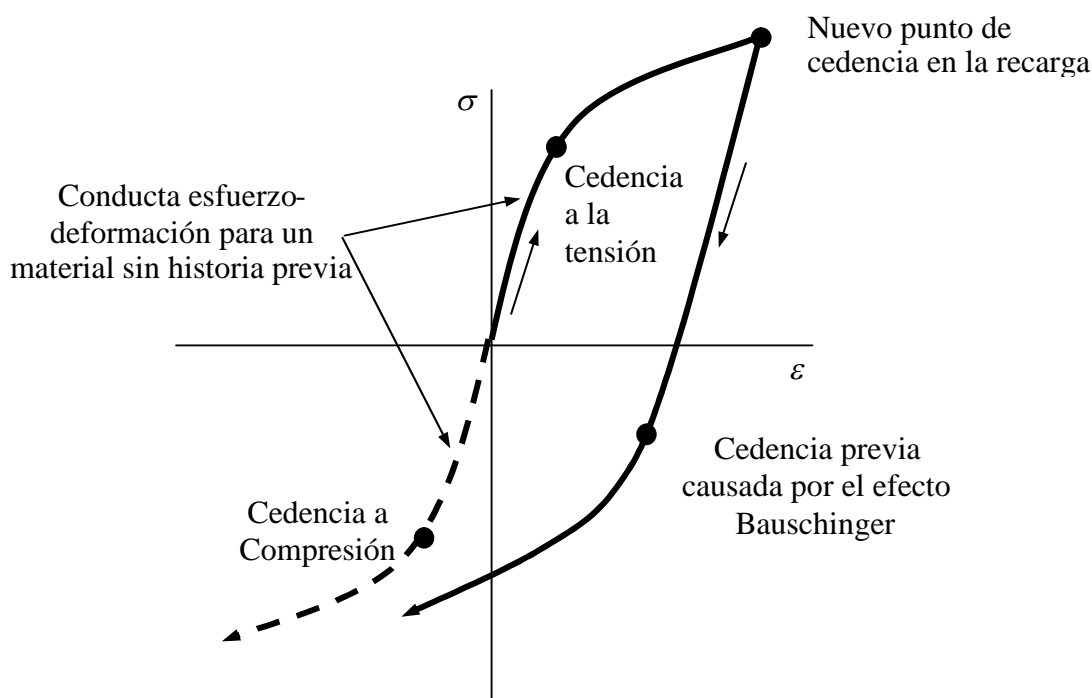


Fig. II.9.- Curva esfuerzo-deformación monotónica, mostrando endurecimiento y efecto Bauschinger [Dowling, 1999]

El primero en realizar este tipo de estudios fue *J. Bauschinger*. Su trabajo se realizó sobre acero templado [1881 y 1886], él establece que, cargando una barra en tensión pasando al rango

plástico y descargando, después, recargando la barra en la misma dirección se incrementa su límite elástico. Pero si la descarga de la barra ocurre en la dirección opuesta a la de la primera carga aplicada, habrá una reducción en el límite elástico. Este fenómeno describe el comportamiento anisotrópico de la curva esfuerzo-deformación e implica que las propiedades del material están en función de la dirección de la mayor deformación plástica.

II.5.2.- Trabajos previos sobre el efecto Bauschinger

Bauschinger inició el estudio del fortalecimiento direccional de metales en 1881. Presentó el trabajo y conclusiones experimentales en Alemania en 1886. Dada la importancia de este trabajo, se tradujo y publicó en inglés varios años más tarde. El trabajo experimental se llevó a cabo utilizando hierro forjado y acero Bessemer, los resultados se pueden resumir brevemente como sigue [*Bauschinger, 1886*]:

- La predeformación plástica incrementa el límite elástico, en la misma dirección al predeformado. Esta elevación en el límite elástico se mantiene en el material como una nueva propiedad mecánica cuando la carga se remueve.
- La predeformación plástica decrementa el límite elástico en la dirección contraria al predeformado. Si la magnitud del predeformado se incrementa, el límite elástico en la dirección contraria puede reducirse a cero.
- El endurecimiento por deformación es posible cuando al cargar en una dirección se produce del efecto Bauschinger.
- Este fenómeno no es dependiente del tiempo.

Las principales limitaciones de los resultados de *Bauschinger* fueron la falta de sensibilidad en el equipo de medición usado para medir las deformaciones con exactitud. Pasaron muchos años antes de que trabajos relacionados con el efecto Bauschinger se llevaran a cabo nuevamente. *Bairstow* [1911] condujo una serie de pruebas de fatiga para establecer dos teoremas relacionados con el efecto Bauschinger. Primeramente postuló que, el límite elástico en la dirección de la carga inicial, puede aumentarse por una correspondiente disminución de la pendiente en el límite elástico en la dirección opuesta de carga. En segundo lugar, que existe un límite al que el esfuerzo de cedencia puede aumentar.

En 1920, *Moore y Beckinsale* establecieron que es posible eliminar el efecto Bauschinger de componentes de latón, por un apropiado proceso de tratamiento térmico de recocido. *Bader y Lode* [1930] estudiaron el problema de la transición de la curva de la parte elástica a la parte plástica, en la curva esfuerzo-deformación. *Nadai* [1931] estudió el efecto Bauschinger en acero dulce, aplicando una carga inducida por torsión en componentes, dentro de la región plástica y nuevamente aplicando torsión en la dirección opuesta. Resultados similares se obtuvieron en pruebas hechas por carga axial.

Canal [1960] inició experimentación en especímenes de tubos huecos sometidos a torsión, mejorando la sensibilidad de la medición de los esfuerzos y deformaciones resultantes. Los materiales probados fueron Cobre, Aluminio, latón, Níquel y Magnesio. Concluyó que durante la inversión de la deformación, no sólo es el esfuerzo de cedencia inicial más bajo que la deformación original, pero la curva completa esfuerzo-deformación, cambia en la dirección de esfuerzo negativo o deformación positiva, y que la relación esfuerzo-deformación unitaria, cambia su forma parabólica característica. En segundo lugar, que a especímenes tratados por

arriba de la temperatura de recristalización, todos los indicios del efecto Bauschinger desaparecen.

Los trabajos continuaron sobre la observación del efecto Bauschinger en las siguientes dos décadas, mostrando que la reducción en el esfuerzo de cedencia sobre la inversión de la carga del material predeformado fue sólo una de las manifestaciones del efecto Bauschinger. Otras manifestaciones incluyen; la apariencia bien redondeada de la porción plástica inicial de la curva opuesta esfuerzo-deformación, el incremento en el índice trabajo de endurecimiento y ablandamiento permanente. Se obtuvieron resultados similares por *Wilson [1965]*, *Ashby [1966]*, *Gould, Hirsch y Humphreys [1974]*, *Atkinson, Brown y Stobbs [1974]* y *Lloyd [1977]*.

En 1989, *Takeda y Nasu* mostraron varias pruebas a flexión para determinar la resistencia a tensión y a compresión de placas de acero anisotrópicas. El efecto Bauschinger y la anisotropía del material fueron examinados usando especímenes a flexión cortados a varios ángulos hacia la dirección del predeformado. Esto condujo a la propuesta de una función de cedencia anisotrópica.

Posteriormente, *Thakur, Nemat-Nasser y Vecchio [1996]* publicaron sus observaciones sobre el efecto Bauschinger dinámico. Su procedimiento experimental fue llevado a cabo en una barra a tensión bajo carga dinámica. Probaron dos tipos de materiales, aleación Haynes 230 y aleación AL-2024. Los especímenes a tensión se sometieron a un pulso de tensión simple de magnitud conocida y después descargado. La sección del indicador uniformemente deformado de las muestras a tensión, fueron entonces seccionadas y recargadas en compresión usando el mismo índice de deformación como en la carga inicial a tensión. La aleación Al-2024 no exhibió efecto

Bauschinger para ningún índice de deformación. La aleación Hayes 230, exhibió el efecto Bauschinger sólo bajo altas condiciones del índice de deformación.

Zhang et. al., [2000] publicaron sus resultados sobre el efecto de predeformado a tensión y sobre la resistencia a la cedencia a compresión en *Ti-6Al-2Cr-2 Mo-2Sn-Zr (Ti-6-22-22)*. Se hicieron pruebas de tensión y compresión para medir la retención de esfuerzos de cedencia a compresión después del relevado de esfuerzos. La retención de la resistencia a la cedencia a compresión, indica un proceso efectivo de relevado de esfuerzos. La reducción de un esfuerzo de cedencia a compresión depende de la magnitud de la deformación por pre-tensión. El análisis de rayos X mostró que todas las muestras pre-deformadas exhibieron muy bajos esfuerzos residuales.

II.5.3.- Relación del efecto Bauschinger sobre los esfuerzos residuales

Debido a que el efecto Bauschinger y el concepto de esfuerzos residuales son dos de los temas básicos que se abordan en esta investigación, es importante resaltar la importancia que causa el efecto Bauschinger y su relación con los esfuerzos residuales, para esto, se desarrolló la siguiente investigación:

Sidebottom y Chang [1963] determinaron la influencia del efecto Bauschinger sobre la reducción de la magnitud de los esfuerzos residuales en una viga deformada inelásticamente. Así como la disminución en la capacidad de carga, cuando el sentido de la carga se invierte. Se probaron dos vigas rectangulares, una hecha de un acero SAE 1020, el cual no exhibió endurecimiento por deformación para pequeñas deformaciones inelásticas y otra hecha de acero de vía de ferrocarril, la cual exhibió endurecimiento por deformación. Los esfuerzos residuales y la capacidad de

soportar cargas de las vigas, fueron apreciablemente más bajos que los valores teóricos, los cuales fueron deducidos de la suposición de la no existencia del efecto Bauschinger.

Ress [1981] presenta una revisión de la teoría de endurecimiento anisotrópica con referencia al efecto Bauschinger obtenido por descarga en torsión y cedencia anisotrópica. El efecto Bauschinger se obtiene experimentalmente de una serie de pruebas de torsión en tubos de acero predeformado En3B para un máximo de 10 % de deformación plástica cortante.

Pommier y Bompard [2000] experimentan en un acero con 0.4% de Carbón el efecto de sobrecargas, descargas y relaciones de esfuerzo sobre el nivel de apertura de grieta inducida plásticamente. El estudio se enfoca a las consecuencias del efecto Bauschinger sobre el nivel de apertura de grieta, para esto se hicieron varios análisis de elemento finito, incluyendo las ecuaciones constitutivas de *Chaboche y Juang [1998]*, las cuales toman en cuenta el efecto Bauschinger del material y su ablandamiento y endurecimiento cíclico. La conducta cíclica plástica del material afecta fuertemente el comportamiento de la grieta después de una sobrecarga y una descarga.

Urriolagoitia-Sosa, Durodola y Fellows [2003] empleó mediciones de deformaciones superficiales en una viga bajo efecto Bauschinger y sometidas a cuatro puntos de flexión, para determinar esfuerzos residuales inducidos en vigas flexionadas. En esta investigación se desarrolló la formulación, usando consideraciones de equilibrio, para obtener resultados en compresión con sólo los datos de tensión y flexión. Se obtienen datos en tensión y en compresión con un ensayo a flexión para determinar el campo de esfuerzos residuales en un material. Se demuestra además, que no es necesario realizar pruebas de compresión.

Han, et. al. [2005] evaluaron el efecto Bauschinger después de revertir la deformación, en muestras representativas de la microestructura de placas metálicas, esto se hizo para un acero al bajo carbono, un acero de alta resistencia de baja aleación y un acero de fase dual. Se observaron las microestructuras después de aplicarse rolado en caliente y tratamiento térmico. Las pruebas Bauschinger se corrieron para un rango de deformación de 0.0001, 0.001 y 0.01 s⁻¹, con una predeformación por tensión entre 1 y 7 %, después de la inversión de la carga, las muestras se deformaron 2 % en compresión. El efecto Bauschinger se describe por un parámetro, el cual es la diferencia entre la resistencia del acero para la inversión y el 0.05 % de desplazamiento de la resistencia a la cedencia sobre la inversión, normalizado por la resistencia del acero a la inversión. Se establece que el efecto Bauschinger es una función de incremento continuo de la resistencia del acero, siempre que el acero esté predeformado por lo menos 2.5 % o más allá de la elongación el punto de cedencia. Una línea de tendencia describe la variación del efecto Bauschinger con resistencia al acero, para los tres aceros.

II.6.- Endurecimiento por deformación (reglas de endurecimiento)

Durante los años recientes se ha generado un considerable interés en la aplicación de la teoría macroscópica de la plasticidad a problemas de Ingeniería asociados con diseños estructurales y formado tecnológico de metales. La teoría de plasticidad es una amplia rama de la Mecánica que trata con el cálculo de esfuerzos y deformaciones en un cuerpo hecho de material dúctil, permanentemente deformado por un conjunto de fuerzas aplicadas [*Abdel-Karim, 2005*]. Esta teoría se fundamenta en ciertas observaciones experimentales sobre la conducta macroscópica de metales en estado uniforme de esfuerzos combinados. A diferencia de los sólidos elásticos, en los cuales el estado de deformación depende sólo del estado final de esfuerzos, la deformación que

ocurre en un sólido plástico se determina por la historia completa de carga. El problema de plasticidad es por lo tanto especialmente de naturaleza incremental, la distorsión final del sólido se obtiene como la suma total de la distorsión incremental siguiendo la trayectoria de deformación. Un material inicialmente isotrópico, consecuentemente llega a ser anisotrópico y sus propiedades mecánicas varían con la dirección de la carga. El desarrollo de la anisotropía con progresivo trabajo en frío y el resultante endurecimiento por deformación son también complejos para ser incorporados dentro del marco teórico. Es por eso que se debe conocer el comportamiento real de los elementos mecánicos, bajo diferentes condiciones de trabajo y aplicar para su análisis diferentes reglas de comportamiento plástico [*Chakrabarty, 1962*].

Las reglas de endurecimiento es un concepto fundamental que describe los cambios, los cuales toman lugar en el dominio o superficie (conocido como superficie de cedencia). Esto prescribe la condición para el inicio del flujo plástico como un resultado de la deformación plástica. En general, la superficie de cedencia puede cambiar en forma (distorsión de la superficie de cedencia), tamaño (endurecimiento isotrópico) y/o localización de centro (endurecimiento cinemático) como una consecuencia de deformación plástica. El concepto de endurecimiento por deformación implica que: un material está esforzado en su región lineal-elástica, si el esfuerzo en él está dentro de la porción lineal inicial de su diagrama esfuerzo-deformación unitaria y por debajo de su límite elástico. El comportamiento de la descarga, y la posterior recarga de las probetas metálicas para el ensayo uniaxial esforzadas más allá de su límite elástico, son de mucha importancia. Si una probeta se descarga en forma gradual desde un valor cualquiera de esfuerzo superior al límite elástico, desde el punto *A*, en la Figura II.10, la relación esfuerzo-deformación unitaria en la descarga sigue una línea recta paralela a la parte lineal de la curva esfuerzo-deformación unitaria, pero desplazada hacia la derecha.

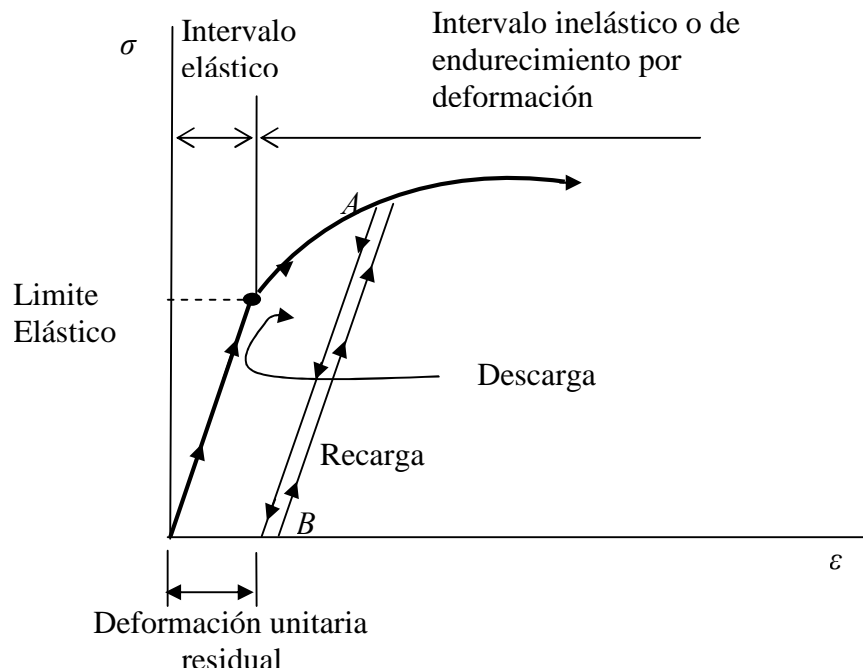


Figura II.10.- Comportamiento esfuerzo-deformación unitaria para descarga y carga [Willems, Easley y Rolfe, 1981]

La intersección de esta línea de descarga con el eje de deformación unitaria, (punto B, en la Figura II.10) representa la deformación unitaria residual permanente que queda en el material después de retirar la carga. Si la probeta se descarga desde el punto A hasta el punto B y después de algún tiempo se recarga como un material virgen, su esfuerzo de fluencia estará cerca al punto A y será mayor que el original. Este proceso del esfuerzo de cedencia se conoce como *endurecimiento por deformación* [Willems, Easley y Rolfe, 1981].

Para esta investigación se aplicarán las regla de comportamiento elástico-perfectamente plástico, así como las reglas de isotrópico, endurecimiento cinemático. Es en ese sentido que se describen a continuación algunos de las diferentes postulados para endurecimiento por deformación.

II.6.1.- Comportamiento elastoplástico perfecto

Para fines de análisis y diseño, se representa la curva real de esfuerzo-deformación unitaria de un material con una *curva idealizada esfuerzo-deformación unitaria elastoplástica*, En la Figura II.11 se muestra el diagrama de esfuerzo-deformación unitaria del acero estructural. Como el acero tiene una región linealmente elástica seguida por una de fluencia considerable (Figura I.11), su comportamiento puede representarse con dos líneas rectas.

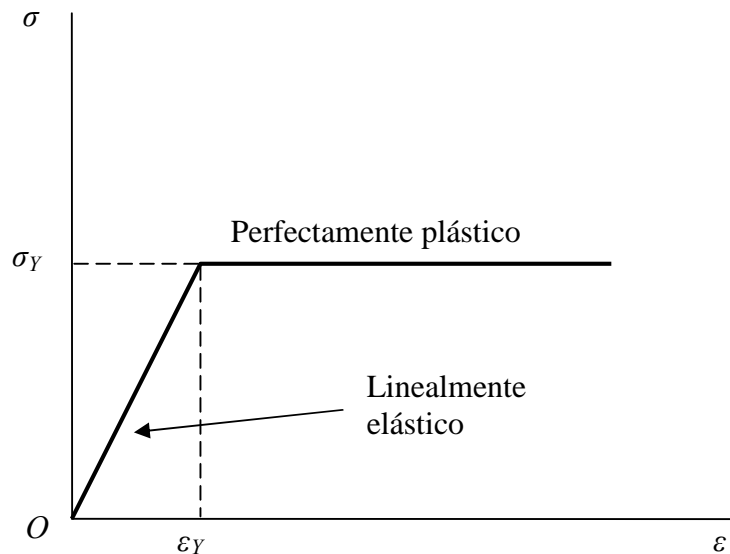


Figura II.11.- Curva esfuerzo-deformación unitaria elastoplástica [Gere, 2006]

Se supone que el material sigue la ley de Hooke hasta el esfuerzo de fluencia σ_Y , después de lo cual cede a esfuerzo constante; éste último comportamiento se llama *plasticidad perfecta*. La región perfectamente plástica continúa hasta que las deformaciones unitarias son de 10 a 20 veces

mayores que la de fluencia. Un material que tiene un diagrama esfuerzo-deformación de este tipo se llama *material elastoplástico* (o material *elástico-plástico perfecto*). Al final, la deformación unitaria es extremadamente grande, la curva esfuerzo deformación aumenta con respecto al esfuerzo de fluencia, debido al endurecimiento por deformación. Sin embargo, para cuando comienza este endurecimiento por deformación, los desplazamientos son tan grandes que la estructura ha perdido su utilidad [Gere, 2006].

II.6.2.- Endurecimiento isotrópico

Una de las reglas básicas de endurecimiento usadas para describir cambios en la superficie de cedencia es el endurecimiento isotrópico. Esta regla postula que la superficie de cedencia se expande uniformemente sobre el origen del espacio de esfuerzos, mientras que la localización de su centro permanece sin cambios durante el flujo plástico, tal como se muestra en la Figura II.12. Consecuentemente, la regla provee respuesta elástica pura bajo carga cíclica uniaxial con algún valor de esfuerzos principales [Abdel-Karim, 2005].

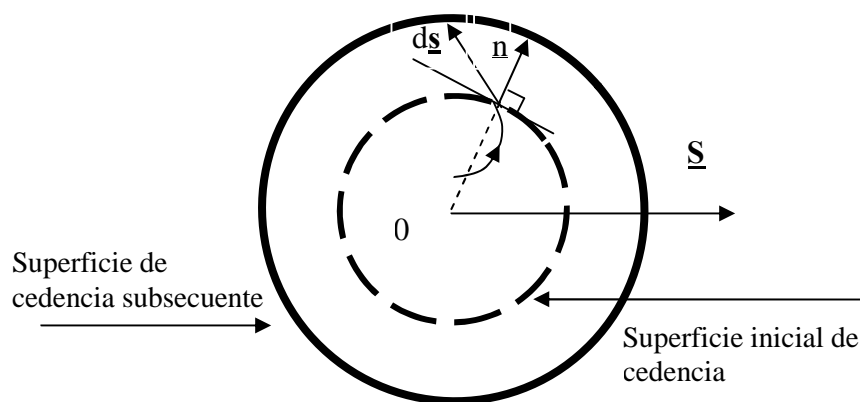


Figura II.12.- Superficie inicial y subsecuente de cedencia en endurecimiento isotrópico [Abdel-Karim, 2005]

II.6.3.- Endurecimiento cinemático.

La regla de endurecimiento cinemático dicta la evolución de la superficie de cedencia durante un incremento de carga plástica por la traslación en el espacio de esfuerzos solamente, Figura II.13.

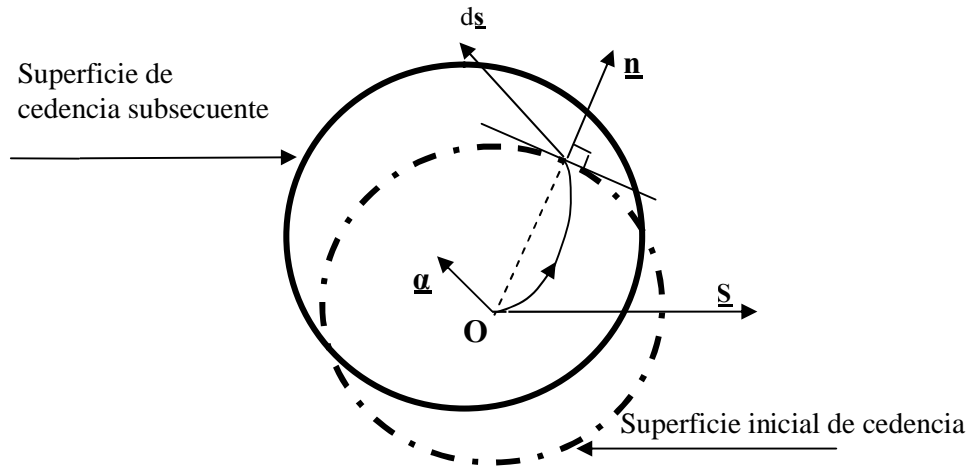


Figura II.13.- Superficie de cedencia inicial y subsecuente en endurecimiento cinemático

Actualmente, muchas diferentes relaciones han sido propuestas y verificadas para la determinación de las reglas de endurecimiento para el análisis plástico de estructuras. En general, las reglas de endurecimiento cinemático pueden ser categorizadas en tres principales tipos, a saber, reglas de endurecimiento cinemático lineal, reglas de endurecimiento cinemático multilínea y reglas de endurecimiento cinemático no-lineal [Abdel-Karim, 2005].

II.6.4.- Endurecimiento lineal cinemático.

Prager [1956] propuso (plausiblemente) la regla simple de endurecimiento cinemático para simular la respuesta plástica de materiales, en el cual la superficie de cedencia cambia linealmente en la dirección del índice de deformación plástica.

Bajo carga cíclica uniaxial con esfuerzos principales diferentes de cero, esta regla crea ciclos de histéresis cerrados de esfuerzos–deformación. Generalmente, bajo historias de carga multiaxial, la regla de Prager estabiliza después de la acumulación de alguna deformación plástica inicial

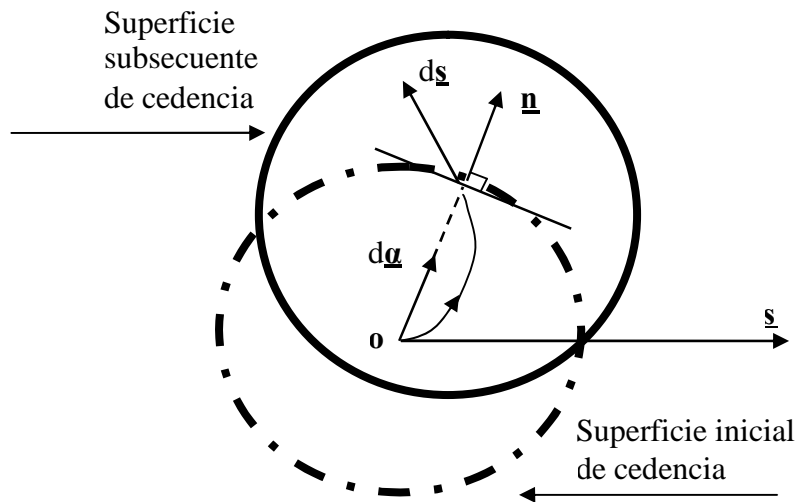


Figura II.14.- Regla lineal de endurecimiento cinemático de *Prager* [1956]

II.7.- Sumario

Es importante resaltar que las propiedades mecánicas de los materiales cambian al someterlos a diferentes procesos de manufactura, estos pueden ser; mecánicos y/o térmicos así como los químicos, los cuales es común realizarlos durante su fabricación. Aunado a estas condiciones, es importante considerar además si estos fueron sometidos a cargas homogéneas o a cargas no homogéneas, dado que se produce el efecto Bauschiger y esfuerzos residuales respectivamente.

En general el estudio de los esfuerzos residuales es benéfico cuando se oponen a la carga aplicada, como es el caso de las grietas que se activan y se propagan por esfuerzos de tensión, es de observar por lo expuesto anteriormente, que la inducción de esfuerzos residuales de compresión sería benéfica dado que estos retardan el cierre de grieta.

En la primera parte de este trabajo de investigación se presentará el desarrollo y los resultados obtenidos de la evaluación del campo de esfuerzos residuales de una viga rectangular bajo cuatro puntos de flexión, la cual se analizará bajo diferentes reglas de endurecimiento. La metodología que se seguirá es la siguiente; aplicación de métodos numéricos para los cual se empleará el Método del Elemento Finito, los cuales serán validados finalmente por métodos experimentales. Así mismo se evaluará el mantenimiento y el relajamiento de esfuerzos residuales bajo cargas cíclicas. Es por eso que en este capítulo se expone el marco teórico de los conceptos fundamentales que se emplean durante el desarrollo de esta investigación.

En el Capítulo III se presenta el marco teórico sobre la evolución y aplicación de Método de Respuesta de Grieta, utilizado para la evaluación de la inducción de campos de esfuerzos residuales por ensayos de flexión. Por otra parte se evalúa el Método de Respuesta de Grieta mediante del Método del Elemento Finito. Para realizar esta investigación se emplea una viga con y sin historia previa bajo cuatro puntos de flexión, además se emplean diferentes reglas de endurecimiento.

III.1.- Generalidades

En este capítulo se presenta la evaluación en la inducción de los esfuerzos residuales (además de su mantenimiento o relajación), la cual se realizará por medio del método de respuesta de grieta (CCM) [Schindler, 1998]. Además, en esta sección se presentan algunos aspectos teóricos, experimentales y prácticos sobre el CCM y la modificación desarrollada por *Urriolagoitia-Sosa* [2005] para su aplicación.

Dentro de la comunidad científica mundial, el CCM ha sido ampliamente utilizado para la cuantificación de esfuerzos residuales. Sin embargo, no se cuenta con registros de una evaluación profunda y exhaustiva en su aplicación, sobre todo en el grado del índice de error bajo condiciones reales [Cheng, Finnie, Gremaud y Prime, 1994]. Por lo que se cree conveniente, que en este trabajo una parte se enfoque a la evaluación numérica sobre la utilización de este método.

El motivo principal para el desarrollo de una evaluación numérica del CCM, reside en que es un método que basa su operación en los resultados obtenidos por la inducción de una grieta o corte de crecimiento progresivo en un componente mecánico con historia previa. Esta grieta o corte, tiende a romper el equilibrio existente entre los esfuerzos residuales inducidos, provocando un relajamiento que resultará en un cambio estructural (deformación) del componente.

El método sólo ha sido evaluado experimentalmente y se carece de la información en cuanto los aspectos óptimos de cómo realizar este ensayo experimental. Además, la inducción de la grieta puede ser realizada por diferentes procedimientos, no obstante, se debe tener mucho cuidado con el procedimiento elegido, ya que este puede alterar el estado original de los esfuerzos residuales

que van a ser medidos [*Milan, Tarpani y Bose-Filho, 2005*]. Por lo que es importante seleccionar un procedimiento que sea inerte al estado actual de esfuerzos que guarda el componente.

Por estas razones, se seleccionó el Método de Elemento Finito (MEF) como probablemente la mejor opción para la evaluación del CCM, ya que el MEF realiza una simulación numérica en la inducción de la grieta, la cual no incorporará más esfuerzos en el componente, además de que se tendrán lecturas específicas y únicas de la relajación provocada por el auto-equilibrio de los esfuerzos residuales dentro del componente. También, la evaluación numérica del método puede facilitar la correcta aplicación experimental del CCM y asegurar que los resultados obtenidos estén dentro de parámetros reales.

La evaluación numérica del CCM, ayudará en la selección del equipo de medición para el ensayo experimental y la óptima localización de las galgas extensométricas (las cuales son responsables de la obtención de los datos de la relajación estructural producida por la inducción de la grieta). Reduciendo costos y tiempo empleado en el desarrollo del experimento, así como agilizar el análisis de los resultados obtenidos.

En este sentido, para esta investigación se evalúa el CCM en una viga de sección rectangular bajo cuatro puntos de flexión y con esfuerzos residuales en ella [*Timoshenko y Gere, 1991*]. El primer caso de análisis, para fines puramente teóricos, se realiza modelando un componente con comportamiento elasto-plástico perfecto. Posteriormente, para realizar análisis más cercanos a la realidad, se emplea regla de endurecimiento isotrópica y como caso adicional en este punto, se aplica un predeformado homogéneo para infligir historia previa antes de la flexión pura y romper la asimetría del campo de esfuerzos residuales inducido (casos de estudio para historia previa 2, 5

y 7 veces la deformación de cedencia). Por último y como caso de estudio más cercano a la realidad, se analiza una viga bajo la regla de endurecimiento cinemática, con y sin historia previa. Donde el ejemplo con historia previa, considera el efecto Bauschinger y el endurecimiento por deformación homogénea (con deformación previa por tensión axial de 2, 5 y 7 veces la deformación de cedencia, que se aplica antes de la flexión que inducirá el campo de esfuerzos residuales). Posteriormente en el Capítulo V se hará la validación experimental de estos casos.

III.2.- Antecedentes

Para la mayoría de los problemas, las capacidades predictivas actuales son insuficientes para dar un conocimiento adecuado de los esfuerzos residuales. Así, la habilidad para medir esfuerzos residuales es sumamente importante para dos propósitos [*Prime, 1999*]:

1. Minimizar la falla del componente.
2. Ayudar en el desarrollo de capacidades predictivas.

Dada la importancia del conocimiento y la evaluación del campo de esfuerzos residuales en un componente, existen diferentes métodos destructivos para determinarlos. Como se mencionó en el Capítulo II, de entre las técnicas destructivas, el CCM contribuye con capacidades únicas para la determinación de esfuerzos residuales. La técnica es relativamente sencilla, y se fundamenta en la determinación del factor de intensidad de esfuerzos causados por la introducción de una grieta en un campo actuante de esfuerzos residuales y proporciona un medio para medir los esfuerzos necesarios para el cierre de grieta. En realidad esta técnica no mide esfuerzos, sino deformaciones o alargamientos, calculándose así, el campo actuante de esfuerzos en el componente [*Cheng y Finnie, 1986*].

El CCM tiene su origen en los experimentos de *Schwaighofer [1964]*, quién fue el primero en usar una ranura para medir el campo de esfuerzos residuales. Él maquinó dos ranuras en un componente y determinó el campo de esfuerzos residuales usando mediciones de deformación tomada entre las ranuras. Reconoció que la variación de esfuerzos en el interior podría afectar la medición, pero no postuló la posibilidad de usar la extensión sucesiva de la ranura.

Sin embargo, el término Método de Respuesta de Grieta se introdujo originalmente por el trabajo desarrollado por *Vaidyanathan y Finnie [1971]*. Ellos midieron los esfuerzos residuales en una placa soldada a tope, por medio de un barreno y entonces extendieron la ranura usando una sierra de joyero. Para cada incremento de longitud de la ranura, midieron el factor de intensidad de esfuerzos usando una técnica fotoelástica, invirtieron una solución para K_I para conseguir una solución de forma cerrada para los esfuerzos residuales con respecto a la variación de K_I . El método midió sucesivamente el esfuerzo residual, aunque había muy poco con que comparar los resultados. A mediados de los años 80's, los avances tecnológicos estimularon nuevas investigaciones usando el método de respuesta de grieta. Esta técnica se conoce con diferentes nombres, como es el de Método de Respuesta de Grieta, Método de Agrietamiento Sucesivo, Método del Ranurado y Método con base en Mecánica de la Fractura.

Iain Finnie profesor de Berkeley, Universidad de California, es considerado como el pionero en el desarrollo de este método, el cual está fundamentado en soluciones de Mecánica de la Fractura Lineal Elástica. Ha sido aplicada a una amplia variedad de configuraciones. Además de que proporciona una rápida y exacta medición de esfuerzos residuales. Su procedimiento experimental consiste en la introducción de una grieta de profundidad incremental progresiva

para liberar los esfuerzos residuales a lo largo del plano de la grieta. Se mide la deformación como una función de la profundidad de la grieta, usándose para determinar el campo de esfuerzos residuales.

Sin embargo, la conveniencia, precisión, disponibilidad general de las galgas extensométricas e instrumentación asociada para determinar los esfuerzos residuales, depende directamente de la medición de las deformaciones producidas por la relajación del campo al incrementar el tamaño de la grieta.

En la práctica, la inducción de una grieta controlada no es fácil, así, una abertura de ancho finito se introduce por medio de un cortador mecánico, o una descarga eléctrica por medio de electrodo, o un maquinado utilizando descarga eléctrica (electro-erosión). Por lo que para aplicar el CCM es necesario seleccionar entre varias opciones, tomando en cuenta algunas cuestiones de funcionamiento del proceso de manufactura seleccionado:

1. Como introducir la ranura [*Cheng y Finnie, 1994*].- Las posibilidades incluyen, aserrado, corte con fresa y maquinado por descarga eléctrica. Por ejemplo, los cortadores tienden a romperse cuando se corta en un campo de esfuerzos a compresión, después, elegir como medir la deformación resultante o decidir las galgas extensométricas que deben usarse y decidir donde y como usarlos. Se han obtenido soluciones comparando aberturas diferentes para grietas, observando diferencias insignificantes cuando la profundidad de la abertura es de magnitud mayor que su ancho.

2. No adiciónamiento de más esfuerzos [Cheng y Finnie, 1994].- El método seleccionado no deberá incrementar esfuerzos en el componente analizado. Esto se presenta por lo regular en todos los procesos de manufactura que utilizan el trabajo en frío. Por lo que los procesos eléctricos o de electro-erosión son muy utilizados.

3. La evaluación del campo de esfuerzos residuales mediante el CCM [Cheng y Finnie, 1994].- La evaluación del método dependerá principalmente en los resultados obtenidos por la introducción de la grieta, los cuales se obtienen por medio de lecturas de deformaciones. Por lo que entre más veraz sea la deformación obtenida, más eficaz resultará la aplicación del CCM.

Para el desarrollo de la solución analítica del CCM, en la actualidad existen dos maneras de aplicación: *la solución de avance o directa y la solución inversa*. Estas soluciones están en función de consideraciones de materiales isotrópicos, continuos y homogéneos. *La solución de avance o directa* es la respuesta a las preguntas, ¿Cuales son las deformaciones (desplazamientos o K_I) que podrían ser medidas si se introduce una ranura incrementalmente en un componente con una distribución de esfuerzos residuales conocida y arbitraria? Esas deformaciones como una función de la profundidad de la ranura, son referidas como funciones de respuesta. Esta pregunta generalmente se puede contestar usando soluciones de mecánica de la fractura, el MEF u otras técnicas numéricas.

La solución inversa es entonces la respuesta a la pregunta ¿Cual es la distribución original de esfuerzos residuales que mejor corresponde a las deformaciones que fueron en realidad medidas?

Esta pregunta puede ser contestada usando la solución de avance o directa y entonces se resuelve para el esfuerzo residual promedio, para cada incremento de profundidad secuencial [Prime, 1999]. En la siguiente sección se presenta una explicación teórica para cada uno de los desarrollos teóricos del CCM y su explicación de funcionamiento matemático.

III.2.1.- Solución de avance o directa (Forward solution)

Para el desarrollo de esta metodología se utilizan técnicas de Mecánica de la Fractura, Método del Elemento Finito y/u otras soluciones numéricas, para llegar a las soluciones de avance o respuestas. Algunos trabajos revisados [Petrucci y Zuccarello, 1996, Nisitani y Chen, 1997, Teh, Love y Brennan 2006] usan un método de superposición simplificado para resolver el problema de *avance*. Cuando una ranura o grieta se introduce en un elemento mecánico que contiene esfuerzos residuales, algunos esfuerzos son liberados y su distribución general se altera, por lo que los esfuerzos remanentes en el componente se reacomodan. Para cada incremento en la profundidad de la grieta, el reacomodo es superpuesto sobre los resultados de la etapa previa.

Este postulado se explica en la Figura III.1 [Buenckner, 1997]. La Figura III.1A muestra un sólido sin grieta el cual contiene un campo de esfuerzos residuales. En la Figura 1B, se induce una grieta al sólido el cual produce desplazamientos y deformaciones. La aplicación de esfuerzos cerrando la grieta como se muestra en la Figura 1C, combinada con la Figura 1B, restauran la configuración al estado inicial como se muestra en la Figura 1A. El caso que se usa para la medición de los esfuerzos residuales se describe en la Figura 1B, como se muestra en la parte inferior de la Figura III.1. Este corresponde al cuerpo sin grieta, Figura 1A, combinada con la configuración de la Figura 1C con cambio en el signo de esfuerzos. Aunque por conveniencia se considera el caso específico de una tira de ancho t y espesor unitario, este proceso se aplica a

cualquier configuración. La situación considerada en Mecánica de la Fractura es en la cual la distribución de esfuerzos $\sigma_y(x)$ se especifica, y el factor de intensidad de esfuerzos para una grieta de longitud a tiene que determinarse.

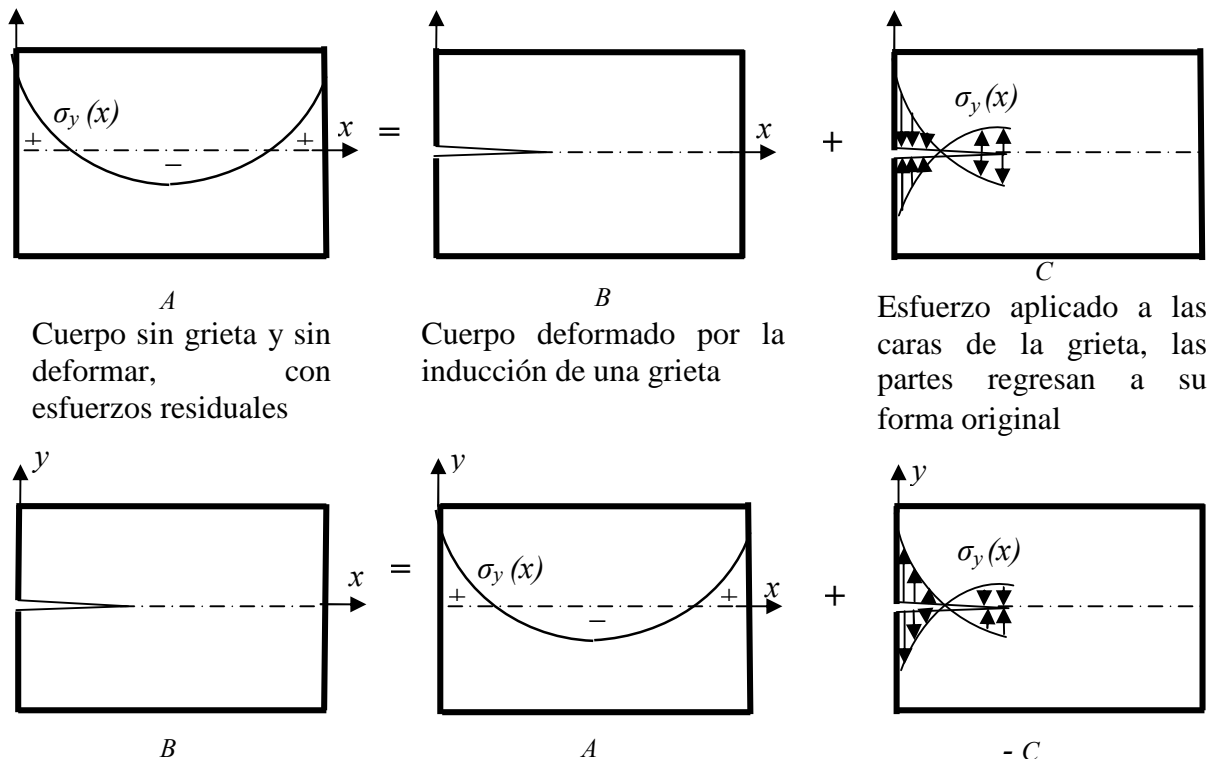


Figura III.1.- Principio de superposición usado para calcular deformaciones por la liberación de esfuerzos residuales [Cheng y Finnie, 1994]

Sin embargo, también es posible realizar una *solución directa* sin usar el principio de superposición. Por ejemplo, *Perl y Aroné [1994]* simulan esfuerzos residuales en un modelo de Elemento Finito con cargas térmicas, removiendo el material para calcular deformaciones. Como otro enfoque, el programa de Elemento Finito a menudo permite especificar esfuerzos residuales como una condición inicial y entonces se remueven los elementos para simular eliminación del

material. Con este enfoque, se debe tener cuidado para asegurar que el modelo no da deformaciones, debido a que el estado inicial de esfuerzos residuales no satisface el equilibrio. La primera etapa en el análisis de Elemento Finito deberá permitir al cuerpo alcanzar el equilibrio. El estado después de esta etapa deberá considerar la forma sin deformar y el análisis de las etapas subsecuentes puede simular el corte de la ranura. Del estudio descrito en este párrafo, surge la iniciativa de evaluar el CCM por medio del MEF, pero bajo efectos de cargas mecánicas.

Además, en función de lo anteriormente descrito surge principalmente una pregunta ¿Cuál método deberá emplearse para calcular una nueva solución de avance? Para una única prueba, una solución por Elemento Finito se hace rápidamente, y una malla estratégicamente construida permite la fácil simulación del corte de la ranura, removiendo elementos y/o restricciones. Para varias pruebas con geometrías similares, la programación sobre Mecánica de la Fractura, fuerzas de cuerpo u otras soluciones numéricas pueden ahorrar tiempo en rutinas largas. Para una nueva geometría, una solución existente puede ser una aproximación suficientemente cerrada. Si no hay disponibles soluciones para geometrías similares o la geometría es compleja, una solución por el MEF puede ser apropiada. Para mediciones cerca de la superficie donde el ancho y la forma de la ranura son importantes, nuevamente una solución por elemento finito es la mejor elección.

III.2.2.- Solución inversa (Inverse Solution)

III.2.2.1.- Análisis numérico

Las soluciones inversas se iniciaron con *Schindler [1995]*, y *Schindler, Cheng y Finnie, [1997]*. Sin embargo, otras investigaciones que fueron realizadas por *Ritchie y Leggat [1987]*, calcularon esfuerzos residuales en una manera, etapa por etapa. Además, determinaron un esfuerzo equivalente para cada incremento de profundidad de la ranura, se basaron en la lectura de la

deformación para cada incremento y los esfuerzos de incrementos previos. Una importante observación sobre el correcto uso de un esfuerzo inverso incremental, es que este método se desarrolló originalmente para su uso con el método del barreno. Las primeras implementaciones tuvieron significantes errores teóricos como las discutidas por *Schajer [1988]*. También, *Kelsey [1956]* asumió que el cambio en la medición de deformación después del incremento en la profundidad de barreno fue afectado sólo por el efecto liberado en este incremento de profundidad.

Estas discusiones revelan no sólo el perfil de esfuerzos residuales, sino también el factor de intensidad de esfuerzos que deberían estar presentes para un crecimiento de grieta en un componente. De hecho, la solución inicialmente da el factor de intensidad de esfuerzos con un cálculo sencillo.

La única comparación directa de técnicas de inversión esta dada por *Prime [1999]*, este investigador simuló un espécimen compacto a tensión, el cual fue prejalado más allá de la cedencia, usando el Método de Elementos Finitos. Además, simuló varios errores en la medición de las deformaciones y aplicó las series de expansión inversa de *Legendre [Wylie, 1986]* y las incrementales inversas de *Schindler [1995, 1997]*. Ambos métodos mostraron ser bastante tolerantes al error si se ejecutan cuidadosamente. *Gremaud et. al. [1994]* también demostró que las series de expansión inversa es bastante tolerante.

III.2.2.2.- Límites inherentes de las soluciones inversas

Existen límites inherentes a las mediciones de deformación del perfil de esfuerzos residuales, aplicándose a todos los métodos inversos, debiéndose tener cuidado de ellos.

Primero, la resolución por espaciamiento, está inherentemente limitada por la distancia entre la medición de deformación y la ubicación del interior de esfuerzos deseados. Para resolver la variación de esfuerzos sobre una distancia de l mm, se deben hacer cortes con incrementos menores de l mm. Sin embargo, no sólo haciendo cortes finos es suficiente. El cambio de deformación resultante de cada corte debe ser medible y significativo. A mayor distancia de la galga extensométrica, generalmente dará menores cambios de deformación para un corte dado y por lo tanto decrementará la resolución debido al espaciamiento [Urriolagoitia-Sosa, 2005]. Se debe observar que debido a los efectos geométricos, esto no es solamente una función de la distancia. Por ejemplo, la medición de la deformación en una cara posterior, puede resolver mejor los esfuerzos que una galga extensométrica cerca de la superficie de corte.

Segundo, la estabilidad y unidad de la solución inversa debe ser considerada. Para mediciones con una galga en la superficie superior, la solución inversa llegará a ser inestable para alguna profundidad. Físicamente esto ocurre debido a que la galga de superficie eventualmente responderá débilmente a los esfuerzos liberados debajo de la superficie. La profundidad a la cual la inversión es inestable, no está bien definida por las mediciones de la respuesta de grieta, pero Cheng, Finnie y Vardar [1991] indican que se puede usar el CCM para medir esfuerzos cortantes xy .

III.3.- Teoría del CCM

La medición del campo de esfuerzos residuales con el CCM, se fundamenta en la inducción controlada y creciente de una grieta o corte, en un componente mecánico con o sin historia

previa. La introducción de la grieta crea una nueva superficie y causa que el campo de esfuerzos se reacomode en el cuerpo entero.

En la Figura III.2 se puede observar una representación gráfica del comportamiento del campo de esfuerzos residuales cuando es introducida una grieta [Schindler, 1995] y como se reacomoda para encontrar el auto equilibrio.

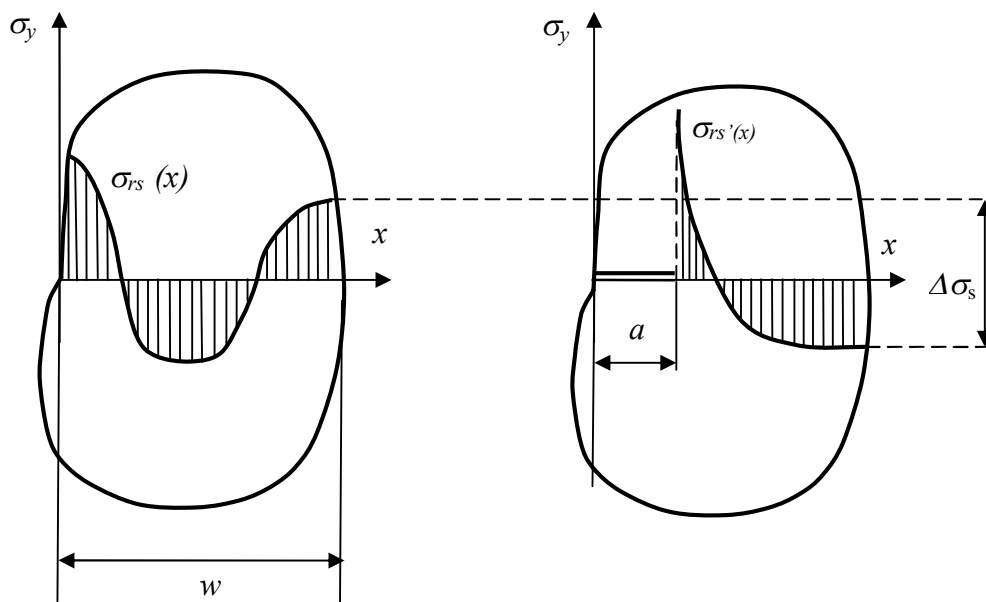


Figura III.2.- Representación esquemática de la aplicación del CCM
 a) Componente con esfuerzos residuales. b) Componente inducido con una grieta y el reacomodo de esfuerzos residuales [Schindler, 1995]

III.3.1.- El método inverso incremental para medir el campo de esfuerzos residuales

El factor de intensidad de esfuerzos (FIE) $K_{Irs}(a)$ debido al campo de esfuerzos residuales para la punta de la grieta inducida puede obtenerse cortando progresivamente y tomando una sencilla medición de deformación, como se observa en la Figura III.3, [Schindler y Landolt, 1996].

El cambio de deformación en cualquier ubicación arbitraria de la superficie del cuerpo debido al corte, el cual obviamente contiene información sobre los esfuerzos liberados en el plano de corte, se puede medir por una galga extensométrica en un punto adecuado de medición M , como se muestra en la Figura III.3. En una consideración general del sistema elástico, una ranura estrecha producida por corte, es equivalente a una grieta, así la ecuación básica de mecánica de la fractura lineal se puede usar para establecer la relación matemática requerida. Por simplicidad, para sistemas simétricos, el incremento de deformación $\delta\varepsilon_M$ como se mide en M debido a un incremento en la prolongación del corte δa , puede ser expresado como:

$$\delta\varepsilon_M = \frac{B}{E' F} K_{Irs} \left. \frac{\partial K_{IF}}{\partial s} \right|_{s=0} \delta a \tag{III.1}$$

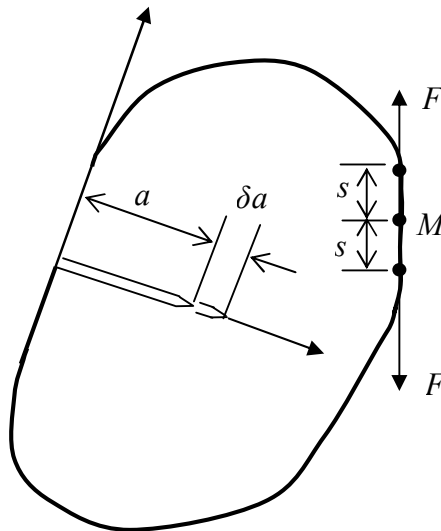


Figura III.3.- Cuerpo en 2D con un corte profundo para liberar esfuerzos residuales. El cambio de deformación se mide en el punto M [Schindler y Landolt, 1996]

Donde K_{Irs} denota el factor de intensidad de esfuerzos (*FIE*) debido al esfuerzo residual y K_{IF} el que debido a un par de fuerzas virtuales F que actúa tangencialmente en el punto M de medición de deformación, las cuales se representan en el teorema de *Castigliano* [Gere, 2006] para calcular la deformación en el punto M .

$$\delta\varepsilon_M = \frac{1}{2} \frac{\partial^2 \delta U}{\partial F \partial s} \Big|_{\substack{F=0 \\ s=0}} \quad \text{III.2}$$

En la Ecuación III.1, B es el espesor del componente (el cual deberá ser esencialmente plano) y E' el módulo de Young generalizado, lo cual significa que $E' = E$ para condiciones de esfuerzo plano y $E' = E / (1 - \nu^2)$ para deformación plana. Sustituyendo la relación $\delta\varepsilon / \delta a$ por la derivada correspondiente $d\varepsilon / da$, se obtiene la relación deseada entre el cambio de deformación para M y el *FIE* para la grieta prolongada en forma incremental, o punta del corte, esto es:

$$K_{Irs}(a) = \frac{E'}{Z(a)} \frac{d\varepsilon_M}{da} \quad \text{III.3}$$

Donde:

$$Z(a) = \frac{B}{F} \left(\frac{\partial K_{IF}}{\partial s} \Big|_{s=0} \right) \quad \text{III.4}$$

$Z(a)$ en la Ecuación III.4 es una función dependiente de la geometría la cual refleja la sensibilidad de la deformación para M con respecto a los esfuerzos alcanzados en la punta de la grieta, $Z(a)$ llamada función de influencia puede ser determinada por métodos analíticos o numéricos.

Debe establecerse claramente, que la función de influencia $Z(a)$ es única y depende de la geometría de la parte, el plano de la grieta y la medición del punto M , pero no de la distribución de esfuerzos residuales. La función $Z(a)$ también provee información sobre la sensibilidad de la medición para el punto M con respecto a la relajación del esfuerzo para la punta de la grieta. Entre más alto sea el valor de $Z(a)$, más sensible será su medición, $Z(a)$ es independiente de la distribución de esfuerzos, así que sólo necesita determinarse una vez para una configuración dada.

III.3.2.- Determinación de la distribución de esfuerzos residuales aplicando la solución inversa

Por otra parte, $K_{Irs}(a)$ depende de la distribución de los esfuerzos residuales normales que actúan antes del corte, $\sigma_{rs}(x)$ (el eje se elige de tal manera que coincida con la línea de la grieta, o plano de corte, respectivamente), por la relación general, Ecuación III.5.

$$K_{Irs}(a) = \int_0^a h(x,a) \cdot \sigma_{rs}(x) \cdot dx \quad \text{III.5}$$

Donde $h(x,a)$ denota las llamadas funciones de peso, la cual es universal para una geometría de grieta dada. Las funciones de peso se conocen para varias configuraciones de grieta [Wu y Carlsson, 1991]. Así de un conocido *FIE* como una función de la profundidad de la grieta $K_{Irs}(a)$, es posible calcular en base a la distribución de esfuerzos residuales $\sigma_{rs}(x)$ de la Ecuación III.5. Una manera directa para resolver este problema, es un procedimiento etapa por etapa, como

se muestra a continuación: La distribución de esfuerzos residuales $\sigma_{rs}(x)$ se aproxima por una serie de pequeñas etapas como se muestra esquemáticamente en la Figura III.4.

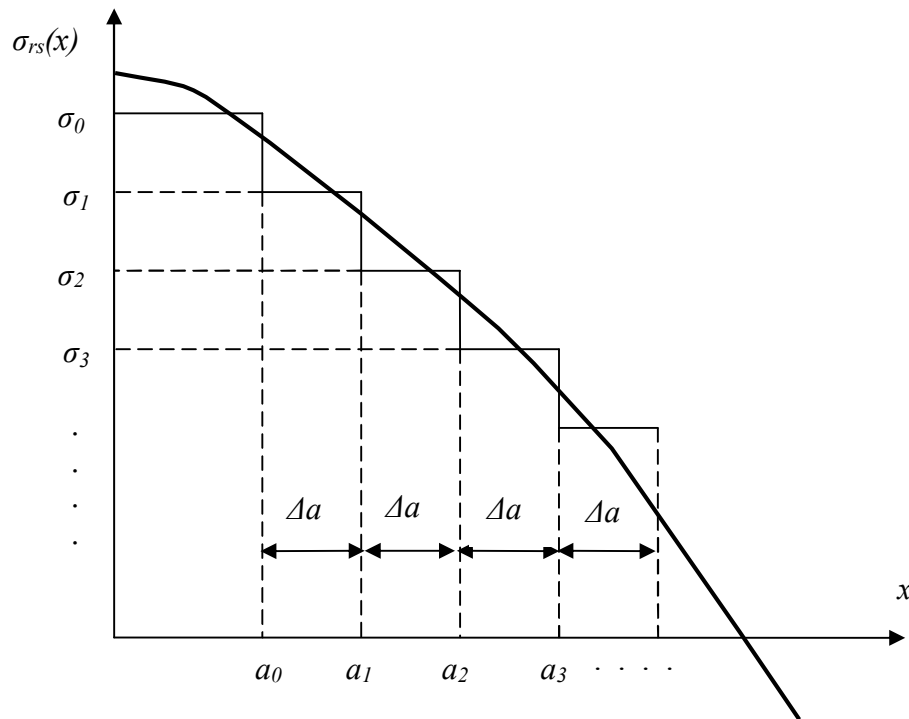


Figura III.4.- Aproximación del perfil de esfuerzos por una función, etapa por etapa [Schindler y Bertschinger, 1997]

Así el nivel de esfuerzo para cada etapa se puede calcular aplicando la Ecuación III.5 para un hipotético incremento de la prolongación de la grieta. El esfuerzo promedio del primer incremento σ_0 , el cual representa el esfuerzo promedio que actúa cerca de la superficie frontal de la grieta, en el rango $0 < x < a_0$ (donde $a_0 \ll W$) se obtiene de las relaciones entre el esfuerzo y el *FIE* de una grieta corta en el borde [Tada, 1973], de acuerdo como se muestra en la Ecuación III.6 como:

$$\sigma_0 = \frac{K_{Irs}(a_0)}{1.12 \cdot \sqrt{\pi \cdot a_0}} \quad \text{III.6}$$

En este orden para calcular el nivel de esfuerzo promedio σ_l de la siguiente etapa (por ejemplo el esfuerzo promedio en el rango $a_0 < x < a_0 + \Delta a$), se extiende la grieta hipotética por el incremento Δa . De acuerdo a la Ecuación III.5, la siguiente ecuación se mantiene para la propagación de la grieta.

$$K_{Irs}(a_0 + \Delta a) = \sigma_0 \cdot \int_0^{a_0} h(x, a_0 + \Delta a) \cdot dx + \sigma_1 \cdot \int_{a_0}^{a_0 + \Delta a} h(x, a_0 + \Delta a) \cdot dx \quad \text{III.7}$$

De la Ecuación III.7 se puede calcular σ_1 . De la misma manera, por una adición virtual de la propagación de la grieta Δa , se obtiene el esfuerzo promedio σ_2 en el siguiente intervalo $a_0 + \Delta a < x < a_0 + 2\Delta a$ y así sucesivamente. Repitiendo el procedimiento de incrementar la extensión de la grieta Δa se determina el perfil de esfuerzos. Denotando la longitud de la grieta hipotética después de i incrementos Δa por a_i (por ejemplo $a_i = a_0 + i \Delta a$), y el esfuerzo promedio en el intervalo correspondiente $a_{i-1} < x < a_i$ por σ_i , esta última se obtiene de la siguiente relación:

$$K_{Irs}(a_i) = \sigma_0 \cdot \int_0^{a_0} h(x, a_i) \cdot dx + \sum_{j=1}^{i-1} \sigma_j \cdot \int_{a_{j-1}}^{a_j} h(x, a_i) \cdot dx + \sigma_i \cdot \int_{a_{i-1}}^{a_i} h(x, a_i) \cdot dx \quad \text{III.8}$$

La aproximación de la etapa de forma converge para la solución exacta cuando $\Delta a \rightarrow 0$. De aquí la exactitud de la aproximación se puede ajustar, eligiendo una etapa suficientemente pequeña de

longitud Δa . Las ecuaciones III.6 a III.8 dan una completa distribución de esfuerzos a través de la sección transversal considerada. Sin embargo, algunas dificultades usualmente aparecen en la región cerca de la superficie, [Wu y Carlsson, 1991], las funciones de peso, las cuales en general se deducen por técnicas de aproximación, a menudo fallan en exactitud para $W-a \ll W$. Así, el esfuerzo puede ser inexacto en el rango correspondiente.

Existen dos maneras de superar esta dificultad: la primera es usando funciones de peso que incluyen la conducta correcta limitante para $W-a \rightarrow 0$ [Cheng y Finnie, 1994], y el segundo método es cambiando el procedimiento de cálculo como sigue: Para $W-a \ll W$, lo cual prácticamente se cumple para $a \gg 3W/4$, el factor de intensidad de esfuerzos se calcula por una formula empírica desarrollada por Schindler [1995], la cual se muestra en la Ecuación III.9.

$$K_{Irs}(a_i) = \sum_{j=0}^i \left\{ \frac{3.97\sigma_j \cdot \Delta a \cdot [0.264W + 0.736a_i - (a_0 + j \cdot \Delta a)]}{(W - a_i)^{3/2}} + \frac{1.46\sigma_j \Delta a}{(W - a_i)^{1/2}} \right\} + 2\sigma_i \sqrt{\frac{2}{\pi} q \cdot (W - a_i)} \quad \text{III.9}$$

Donde $a_i = a_0 + i\Delta a$ y el factor no-dimensional q es una constante que esta sobre 0.03 para las cuatro etapas.

III.3.3.- Método inverso, polinomial global para determinar el campo de esfuerzos residuales

Como se mencionó en la sección III.2.1. La situación que se desea estudiar se muestra en la Figura III.5, en el caso presente se tiene el problema inverso en el cual el esfuerzo $\sigma_y(x)$ sobre la cara de la grieta se desconoce y se tiene que deducir de las mediciones de deformación ε para

algunos puntos, es decir $x = 0, y = s$, como una función de la profundidad de la grieta a [Cheng y Finnie, 1994]. La distribución de esfuerzos desconocida se puede representar por la serie:

$$\sigma_y(x) = \sum_{i=0}^n A_i P_i(x) \tag{III.10}$$

Los coeficientes A_i deben ser determinados y los coeficientes P_i son las serie de fuerza x^0, x^1, x^2 , etc., son las funciones polinomiales de Legendre u otras funciones.

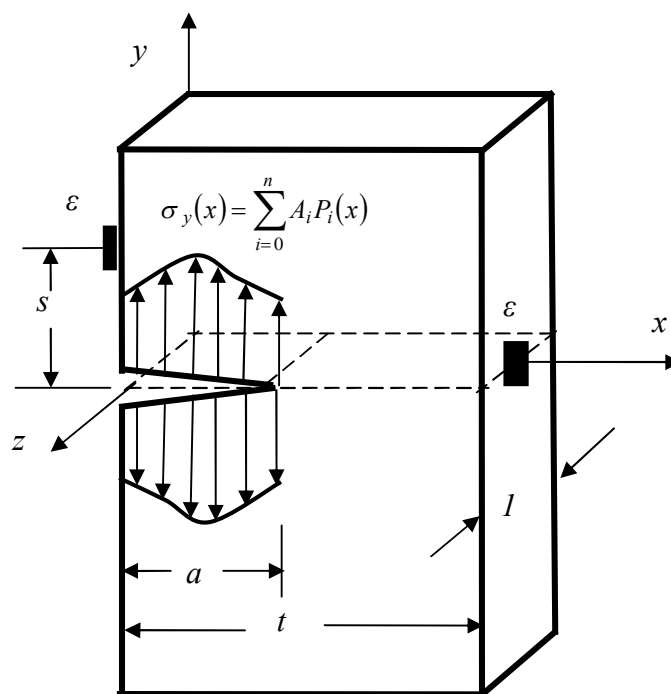


Figura III.5.- Medición de la deformación ε cerca del corte en la cara superior y sobre la cara posterior [Cheng y Finnie, 1994]

III.4.- Cálculo de las respuestas

Para ilustrar la determinación de las funciones de respuesta se considera la misma tira metálica de altura y ancho unitario (sobre el eje z , fuera del plano) con una grieta en el borde de longitud a como se muestra en la Figura III.6. Para obtener los desplazamientos horizontales para puntos a una distancia s de la grieta, se introduce un par de fuerzas F en la dirección horizontal a esos puntos, las fuerzas se pueden localizar para la superficie superior e inferior. Denotando el FIE debido a la superficie en tensión y la fuerza virtual por K_I y K_I^f respectivamente, el cambio de la energía de deformación debido a la presencia de la grieta esta dada por:

$$U = \frac{I}{E'} \int_0^a (K_I + K_I^f)^2 da \tag{III.11}$$

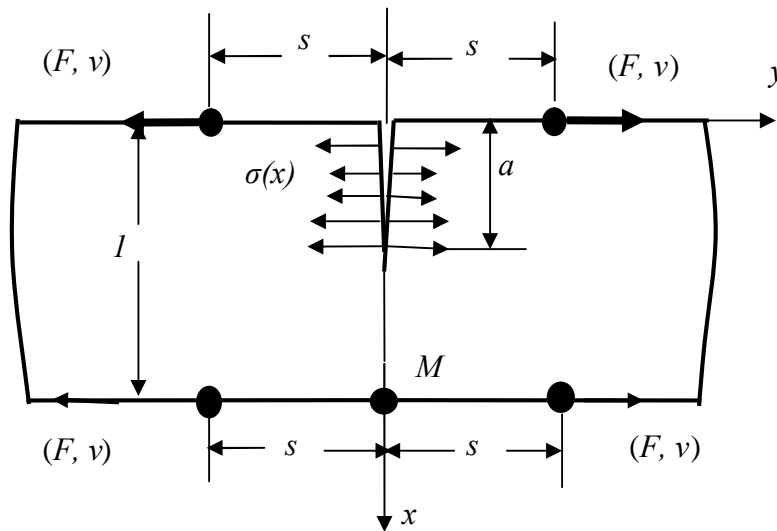


Figura III.6.- Tira metálica sometida a una grieta en el borde para la superficie de carga y fuerzas virtuales [Cheng, Finnie y Prime, 1997]

En la cual $E' = E$ para esfuerzo plano y $E' = E/(1 - \nu^2)$ para deformación plana donde E es el módulo de *Young* y ν es la relación de *Poisson*.

Del teorema de *Castigliano* el desplazamiento $u(a, s)$ se puede obtener tomando la derivada con respecto a la fuerza virtual F y entonces igualando a cero, esto es:

$$u(a, s) = \frac{1}{2} \frac{\partial u}{\partial F} \Big|_{F=0} = \frac{1}{E'} \int_0^a K_I(a) \frac{\partial K_I^f(a, s)}{\partial F} da \quad \text{III.12}$$

Tomando otra derivada con respecto a la distancia s , la deformación en la dirección y se obtiene:

$$\varepsilon(a_j, s) = \frac{1}{E'} \int_0^a K_I(a) \frac{\partial^2 K_I^f(a, s)}{\partial F \partial s} da \quad \text{III.13}$$

Esta deformación $\varepsilon(a, s)$ debido al esfuerzo $P_i(x)$ se conoce como la función de compliansa o función de respuesta $C_i(a, s)$, por lo que se tiene:

$$C_i(a_j, s) = \frac{1}{E'} \int_0^{a_j} K_I(a) \frac{\partial^2 K_I^f(a, s)}{\partial F \partial s} da \quad \text{III.14}$$

Debido a la linealidad de K_{IF} con F , el segundo término bajo la integral en la Ecuación III.14 es la misma que la Ecuación III.4, la cual se estudiará más adelante, con $B = I$, por lo tanto, se puede escribir:

$$C_i(a_j, s) = \frac{I}{E'} \int_0^{a_j} K_I(a) Z(a) da \quad \text{III.15}$$

De acuerdo a [Schindler y Bertschinger, 1997, Kang, Song, y Earmme, 1989], para el caso de una viga, en la cual se mide la deformación en el punto M , $K_I(a)$ y $Z(a)$ se pueden expresar como:

$$K_I(a) = \int_0^a h(x, a) \sigma_y(x) dx \quad \text{III.16}$$

$$Z(a) = 4.283 \int_0^a h(x, a) (1 - 2x) dx \quad \text{III.17}$$

Donde $\sigma_y(x) = P_i(x)$ y $h(x, a)$ se conoce como la función de peso. Esta referencia contiene valores tabulados de $h(x, a)$ para valores dados de a y x . Por lo tanto se puede determinar $C_i(a_j, s)$ de la Ecuación III.17 por integración numérica. Una vez que se tienen las soluciones para $C_i(a_j, s)$, se pueden obtener las deformaciones esperadas debido a las componentes de esfuerzos en la Ecuación III.1 como [Cheng y Finnie, 1994]:

$$\varepsilon(a_j, s) = \sum_{i=0}^n A_i C_i(a_j, s) \quad \text{III.18}$$

En primer lugar se pueden determinar los valores para A_i , obteniendo las respuestas $C_i(a_j, s)$ de la galga extensométrica localizada en un punto s cuando la distribución de esfuerzos $P_i(x)$ se aplica a la longitud a_j de la grieta. Estas cantidades $C_i(a_j, s)$ se refieren a las *respuestas* y se pueden

obtener de los procedimientos con base en mecánica de la fractura lineal elástica. Una vez que las soluciones para $C_i(a_j, s)$ se han obtenido, se tiene la Ecuación III.19.

$$\varepsilon(a_j, s) = \sum_{i=0}^n A_i C_i(a_j, s) \quad \text{III.19}$$

En la cual las incógnitas A_i tienen que ser determinadas, así que las deformaciones dadas por la Ecuación III.19 concuerdan con las deformaciones medidas en el experimento durante el corte $\varepsilon(a_j, s)_{\text{actual}}$. Para minimizar el error promedio sobre todos los puntos para la aproximación del número de orden n^n , se puede usar el método de los mínimos cuadrados para obtener los valores A_i . Por lo tanto el número de incrementos de corte m se elige a menudo por ser mayor que el orden de las polinomios P_i , por ejemplo $m > n$. Generalmente se usa $m = n + 1$. En este trabajo se usa $n = 8$ y $m = 9$, la solución por mínimos cuadrados se obtiene minimizando el cuadrado del error relativo a la constante desconocida A_i , por ejemplo como en la Ecuación III.20 [Cheng y Finnie, 1994]:

$$\frac{\partial}{\partial A_i} \sum_{j=1}^m \left[\varepsilon(a_j, s)_{\text{actual}} - \sum_{h=0}^n A_h C_h(a_j, s) \right]^2 = 0 \quad i = 0, \dots, n \quad \text{III.20}$$

Lo anteriormente desarrollado conduce a:

$$[H]\{A\} = \{J\} \quad \text{III.21}$$

Donde $[H] = [C]^T [C]$ y $\{J\} = [C]^T \{\varepsilon\}_{actual}$ [Press, et. al., 1987]. La Ecuación III.21 lleva a un conjunto de ecuaciones lineales simultáneas. Para problemas considerados en esta tesis, $[H]$ es una matriz de 8 x 8. El procedimiento numérico se resolvió aplicando el programa FORTRAN. Se usó el paquete Compac Visual FORTRAN y la Ecuación III.13 se resolvió usando las rutinas LU Decompositor (LUDCMP) y Backsubstitution (LUBKSB). La distribución de esfuerzos residuales real, se determinó usando la Ecuación III.10 (En el ANEXO A se presenta el programa utilizado, con base en el desarrollo presentado en esta sección, para el cálculo de los esfuerzos residuales inducidos en un componentes mecánico).

III.5.- Desarrollo de la evaluación numérica del CCM

En esta sección se desarrolla la evaluación numérica del CCM, aplicando el MEF por medio del paquete computacional *ANSYS 10.0* [2005]. Es muy importante mencionar que del desarrollo presentado en esta sección de la tesis, no se tiene conocimiento de haber sido reportado en algún medio literario hasta ahora.

La evaluación numérica del CCM presentada en este capítulo, se realizará por medio de la simulación en una viga prismática de sección rectangular, la cual se somete a un sistema de cargas en flexión pura e induce un campo de esfuerzos residuales, que puede ser evaluado analíticamente fácilmente. En la Figura III.7 se muestra esquemáticamente la posición de la grieta, la geometría de la viga, la nomenclatura y el sistema de coordenadas empleado para la aplicación del CCM.

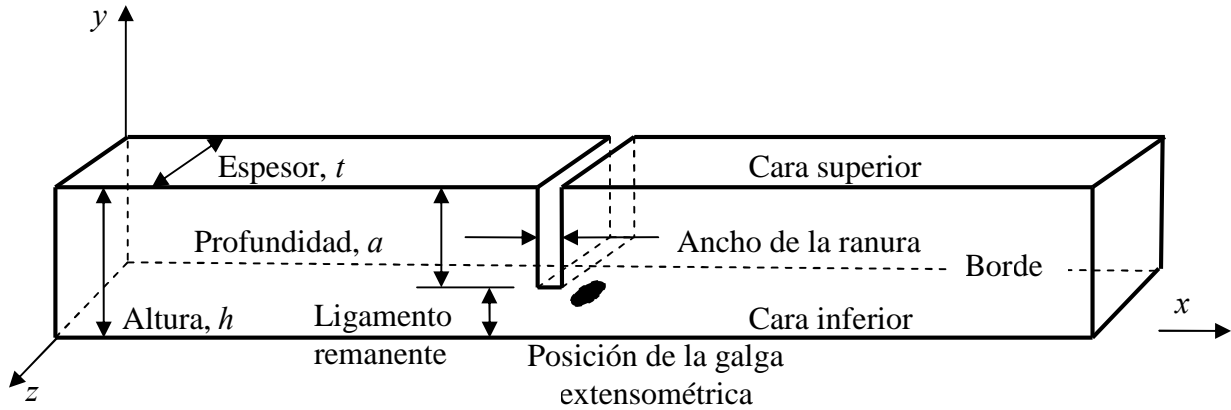


Figura III.7.- Terminología y sistema de coordenadas del CCM [Prime, 1999]

La grieta inicia en la cara superior de la superficie de la viga y se extiende paralelamente en el eje y y hacia su cara inferior. Las dos superficies en dirección normal al eje z son los bordes, el eje x es normal a la cara de la grieta. La componente del esfuerzo normal medido por la grieta es σ_x . Para todos los casos analizados en esta sección, se utilizará el mismo modelo (Figura III.8), el cual será realizado en $2D$ (considerando unitaria la profundidad del modelo).

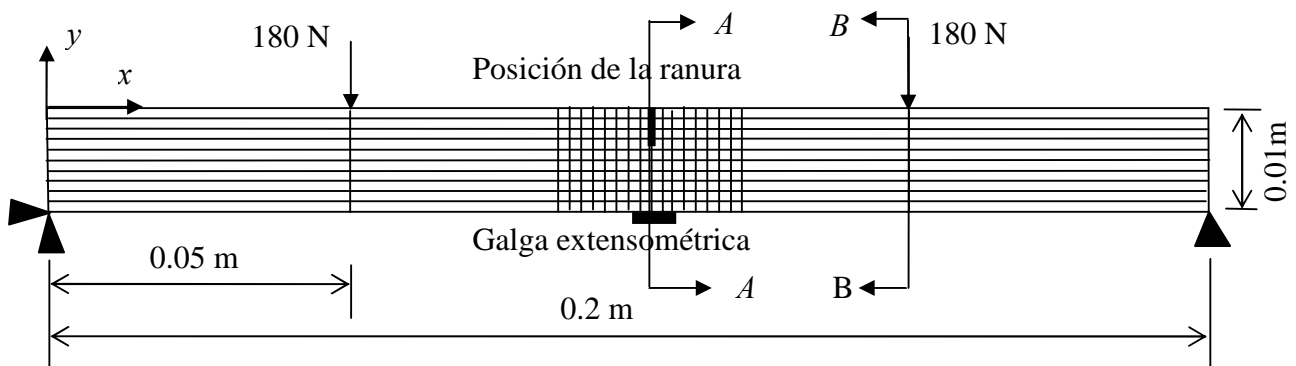


Figura III.8.- Representación esquemática del modelo de Elemento Finito

La viga se carga en una configuración de cuatro puntos de flexión, con la fuerza localizada sobre dos nodos separados como se muestra en la Figura III.9, el máximo valor del momento aplicado es de $9 Nm$, lo cual produce deformación elasto plástica en la viga. Se aplicaron condiciones de fronteras en los nodos extremos de la parte inferior, como se muestra en la Figura III.9, el nodo del extremo izquierdo se restringió en los ejes x y y , el nodo de la derecha se restringió sólo en el eje y . Todos los nodos se dejaron con libertad para rotar sobre el eje z . En el centro de la viga, donde se obtuvieron las mediciones de la deformación, se hizo la malla más fina, de manera que los resultados fueran más cercanos a la realidad y se pudiera simular un corte de $1 mm$ de ancho.

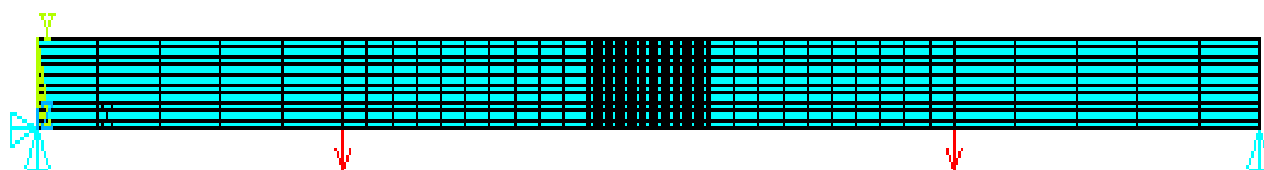


Figura III.9.- Modelo para análisis por Elemento Finito

Se realizó el análisis en condiciones de esfuerzo plano y la carga aplicada fue de $180 N$ en la dirección negativa del eje y , sobre los nodos ubicados en la cara superior y a $0.05 m$ de ambos extremos hacía dentro. Estas condiciones fueron conservadas para todo los casos de flexión sin historia previa.

Para los casos donde se consideró historia previa, se aplicó un prejalado homogéneo de la viga antes de realizar la operación de flexión. Se manejaron diferentes casos donde se varió el prejalado, el cual fue producido en tres niveles, ligero, medio y alto, el cual tiene una relación directa con la deformación unitaria del punto de cedencia. Además, en los casos a considerar, se

aplicó diferentes reglas de endurecimiento, con las que se determina el comportamiento mecánico del componente, dejando así, como constantes para cada caso de estudio; la carga a aplicar, el elemento seleccionado para generar la malla y las condiciones de frontera. También se dejan como constantes, las propiedades mecánicas que se establecen como datos de entrada y que son: *módulo elástico $E = 210 \text{ GPa}$, Esfuerzo de cedencia $\sigma_y = 420 \text{ MPa}$ y relación de Poisson 0.29* . Se emplearon *700* elementos con *2140 nodos*. Se utilizó el elemento *plano 183* [ANSYS 10.0, 2005]. Este es un elemento plano de alto orden (parabólico), tiene una conducta de desplazamiento cuadrático y se ajusta para modelar mallas irregulares. Este elemento se define por *8 nodos* y tiene dos grados de libertad para cada nodo; traslación en el eje x y y (pero se le puede agregar rotación en z), tiene capacidades de plasticidad, hiperplasticidad, creep, rigidez, grandes deflexiones y grandes capacidades de deformación. Además, es muy importante mencionar que en todos los casos de estudio, los resultados obtenidos se pueden corroborar analíticamente por medio del método de superposición.

III.5.1.- Determinación de la óptima posición de la galga extensométrica en el componente

Para el desarrollo experimental del CCM, es muy importante encontrar la posición ideal de la galga extensométrica, debido a que la posición en el componente está directamente relacionada con el grado de sensibilidad de la medición a obtener, la cual se desarrolla por la introducción de una ranura de profundidad incremental dentro del material. El Método del Elemento Finito facilita el proceso de evaluación del CCM, ya que es posible simular el corte del componente sin las inconveniencias reales del método empleado para inducir la grieta, los cuales alteran el campo real de esfuerzos residuales. Para esta operación, se simuló la ubicación del punto de lectura en diferentes posiciones con respecto a la grieta inducida, las posiciones varían desde *0 mm* (exactamente en el plano de desplazamiento de la grieta) y así sucesivamente se toman lecturas a

1 mm de desplazamiento, hasta una posición de 10 mm de separación del punto de referencia, lo que implica que se tomen 10 lecturas para cada incremento de la ranura (Figura III.10).

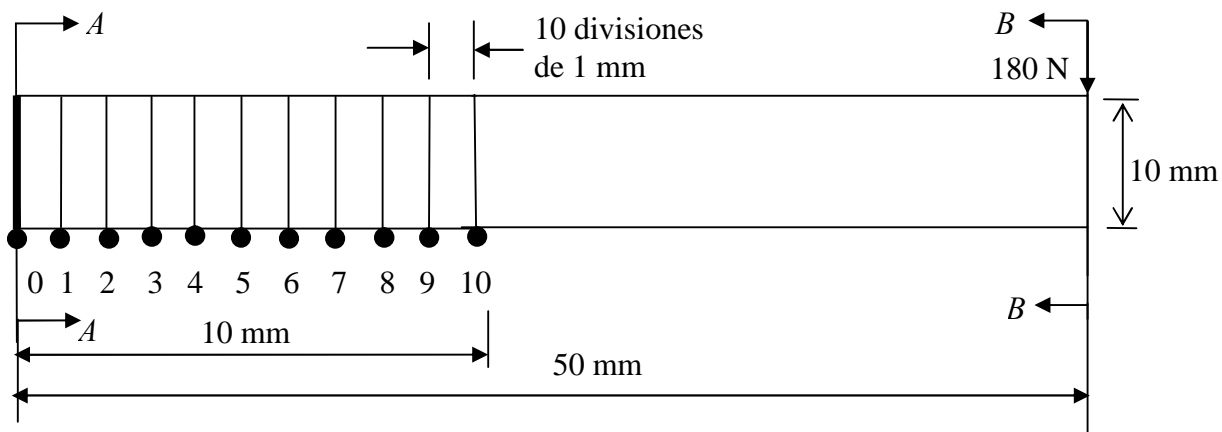


Figura III.10.- Representación de las diferentes posiciones a las que se tomó la lectura de la relajación de la deformación

En esta figura se representa un *corte AA* de la viga, en la que se muestra la sección central derecha. Se indican los diferentes puntos de lectura los cuales se ubican en la cara inferior de la viga además de la posición de la carga de 180 N, las condiciones de carga y de frontera son las que se describen en la sección anterior.

En la Figura III.11 se ilustran los resultados obtenidos del análisis numérico desarrollado para obtener la lectura en cada una de las diferentes posiciones de la galga extensométrica. En esta figura, la lectura que mejor corresponde a la conducta real de la relajación de la deformación. se representa por la galga ubicada a 0 mm, es decir la galga que se ubica en el mismo plano de propagación de la grieta. Además, se puede observar que las lecturas subsecuentes presentan una pérdida en el valor de la lectura ideal, lo que significa que si la galga extensométrica no es

instalada en la posición ideal se pueden obtener campos de esfuerzos residuales con menor magnitud que los esperados.

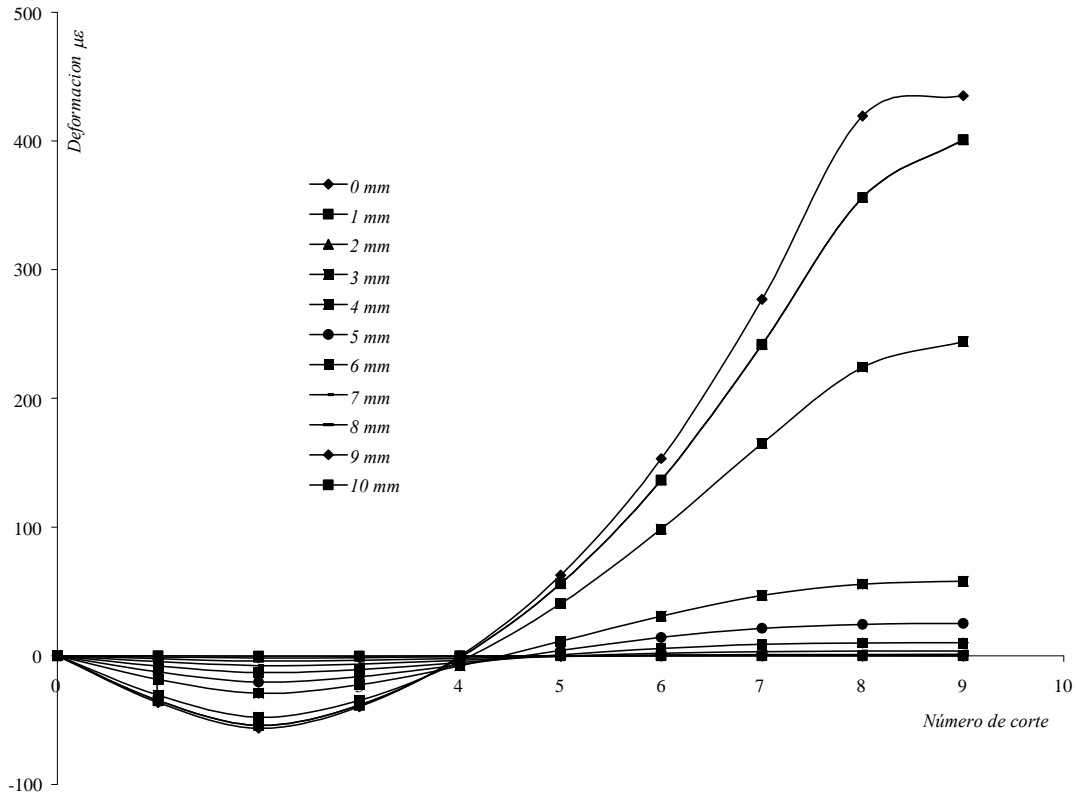


Figura III.11.- Familia de curvas que representan la relajación de la deformación, obtenidas por las diferentes posiciones de la galga extensométrica

En la Figura III.12 se muestran los campos de esfuerzos residuales obtenidos de las lecturas de las deformaciones unitarias de la Figura III.11, las que posteriormente se aplican al Método de Respuesta de Grieta, estos se comparan contra el campo de esfuerzos residuales derivado de la aplicación del Método del Elemento Finito. Se observa que el campo de esfuerzos residuales que mejor corresponde, es el que relaciona la medición ubicada en el plano de la ranura, y que los subsecuentes campos de esfuerzos para diferentes posiciones de la medición difieren con el

campo de esfuerzos encontrado por el Método del Elemento Finito, esto se debe a que se pierde sensibilidad de la lectura de deformación para esas posiciones.

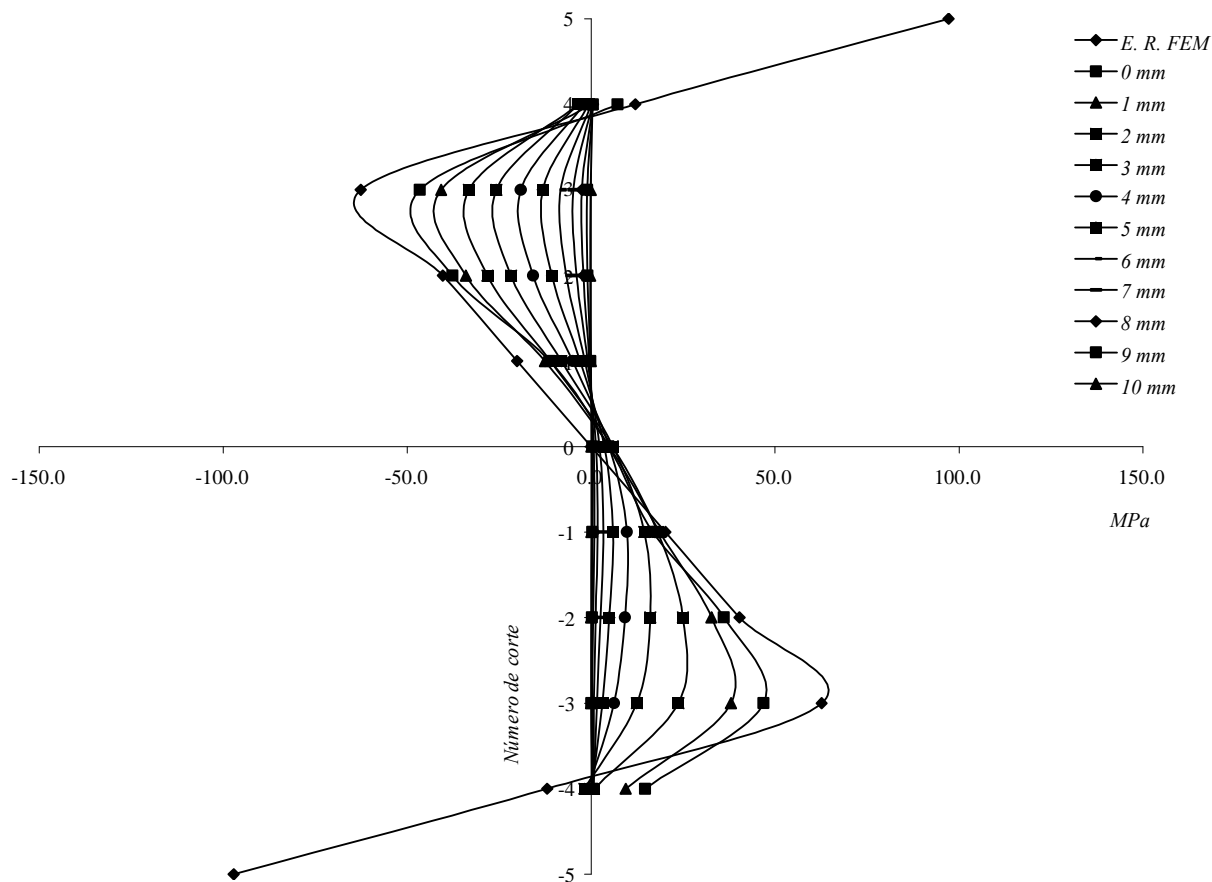


Figura III.12.- Familia de curvas que representan el campo de esfuerzos residuales por las diferentes ubicaciones de la galga extensométrica

Es importante señalar que el campo de esfuerzos derivado del CCM tiene valores cercanos al campo de esfuerzos encontrado por el MEF, aunque existen algunas discrepancias en los picos y en el eje neutro, se puede decir que esto se debe a que el CCM presenta cierta falta de sensibilidad en esos puntos críticos, quizás por la manera en que fue desarrollado matemáticamente. Aun así los resultados son aceptables.

III.5.2.- Evaluación numérica del CCM bajo consideraciones elasto-plásticas perfectas

En las siguientes secciones se procede a la evaluación el método de respuesta de grieta. El análisis se desarrollará nuevamente en una viga prismática de sección transversal en condiciones de esfuerzo plano, los datos carga y de frontera son las mismas que las empleadas en la sección III.5, aunque para este caso la posición de la galga estará en línea con la dirección de la grieta, sobre la cara inferior de la viga. En la Figura III.13 se muestra el comportamiento elastoplástico perfecto (Capítulo II) de la viga después de haberse aplicado una carga que provoca que se alcance el esfuerzo de cedencia, aunque para este caso el esfuerzo de cedencia se mantiene constante, debido al comportamiento plástico.

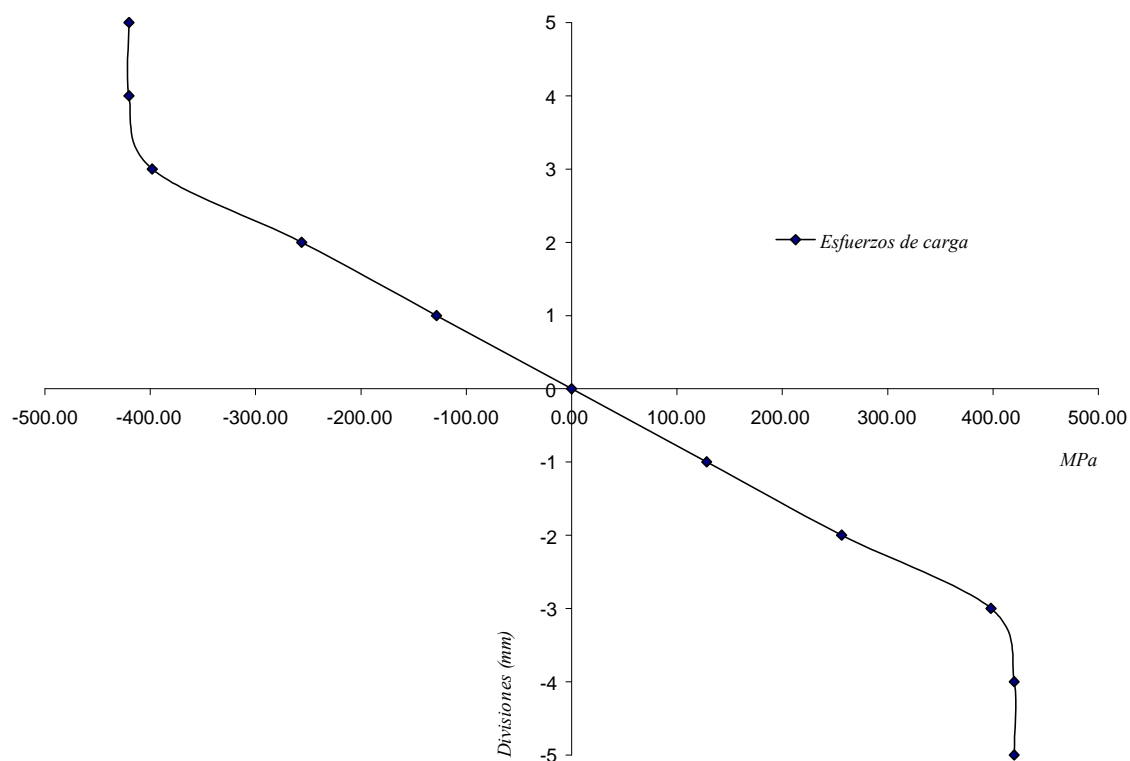


Figura III.13.- Comportamiento elastoplástico perfecto del material, bajo condiciones de carga

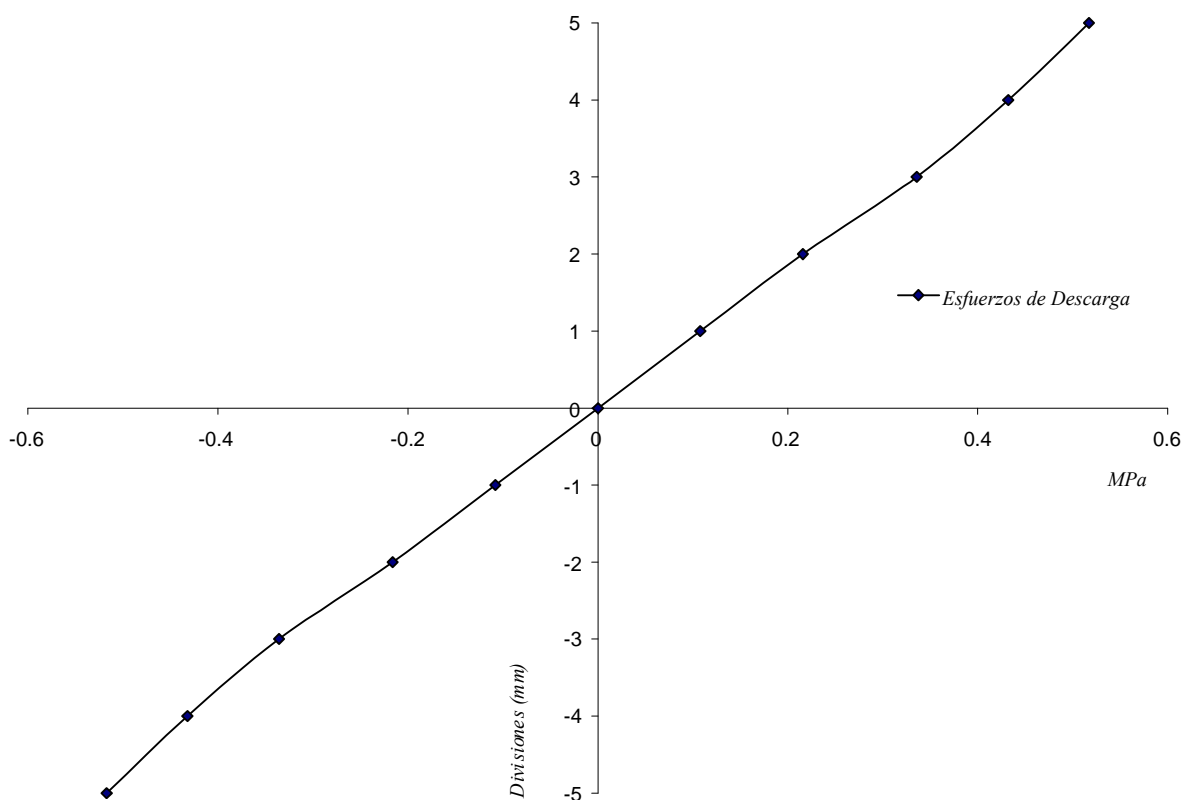


Figura III.14.- Curva por descarga, obtenida al retirar la carga de 180 N

Una vez que se retira la carga y aplicando el método de superposición entre los campos de las Figuras III.13 y III.14 es posible obtener el campo de esfuerzos residuales, aplicando el MEF, este se muestra en la Figura III.16. Para obtener el campo de esfuerzos residuales aplicando el Método de Respuesta de Grieta se emplean comandos de vida y muerte, simulando así la inducción de la grieta, es decir se remueven por etapas elementos con dimensiones de 1mm de ancho por 1mm de profundidad, este comando proporciona a los elementos removidos una rigidez insignificante para simular la eliminación del material. Al retirar los elementos se mide el cambio de la deformación elástica en el *nodo 542* ubicado en la parte inferior de la viga, en línea con la

dirección de la grieta, con los datos obtenidos se grafica la curva correspondiente, la cual se muestra en la Figura III.15.

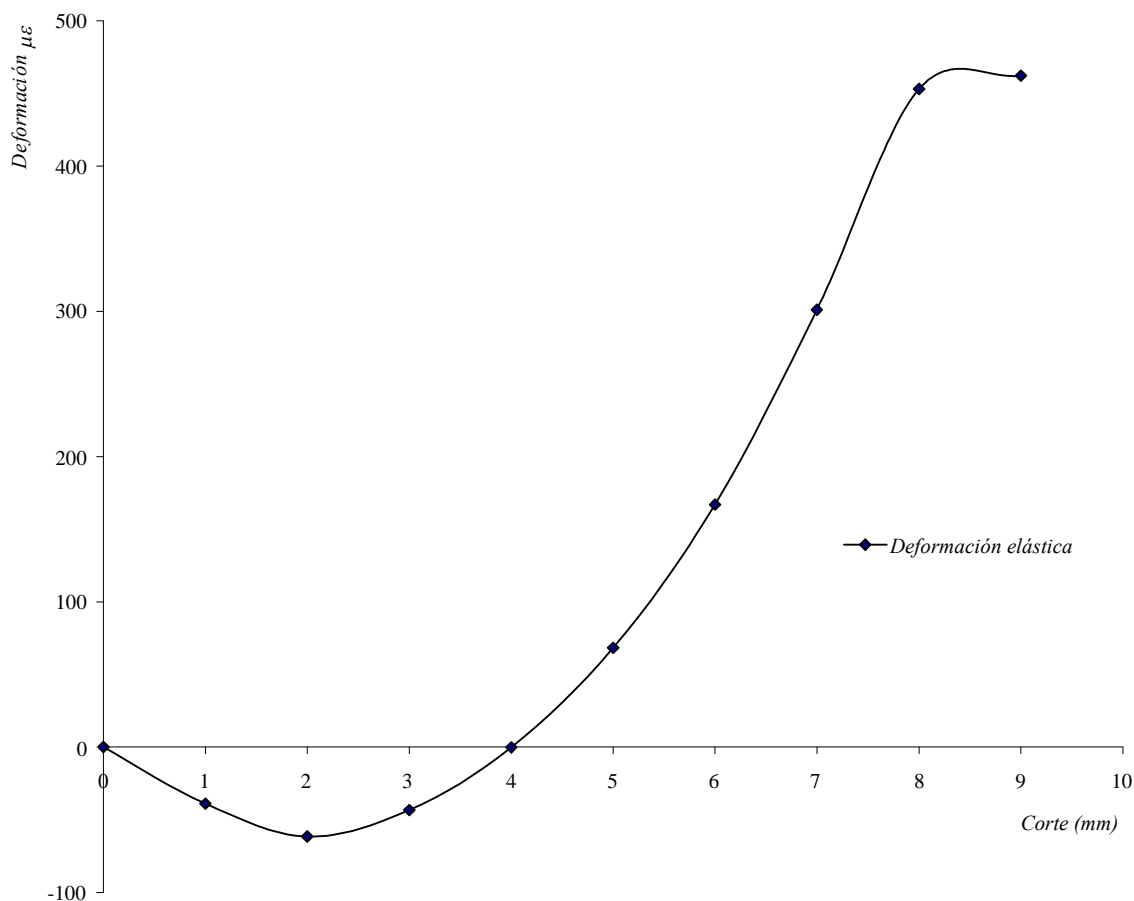


Figura III.15.- Curva obtenida de la medición de las deformaciones elásticas para el comportamiento elastoplástico perfecto

El comportamiento de esta curva varía en función de la profundidad incremental de la grieta y del campo de esfuerzos residuales existente a esa determinada profundidad. Es de observarse el valor de las deformaciones máximas y mínimas alcanzadas, y su variación de acuerdo a la capa de material removido. Los valores de la ecuación polinomial obtenida, se aplican como datos de

entrada al programa desarrollado en FORTRAN (mencionado anteriormente) obteniendo así el campo de esfuerzos residuales, los resultados se muestran en la Figura III.16.

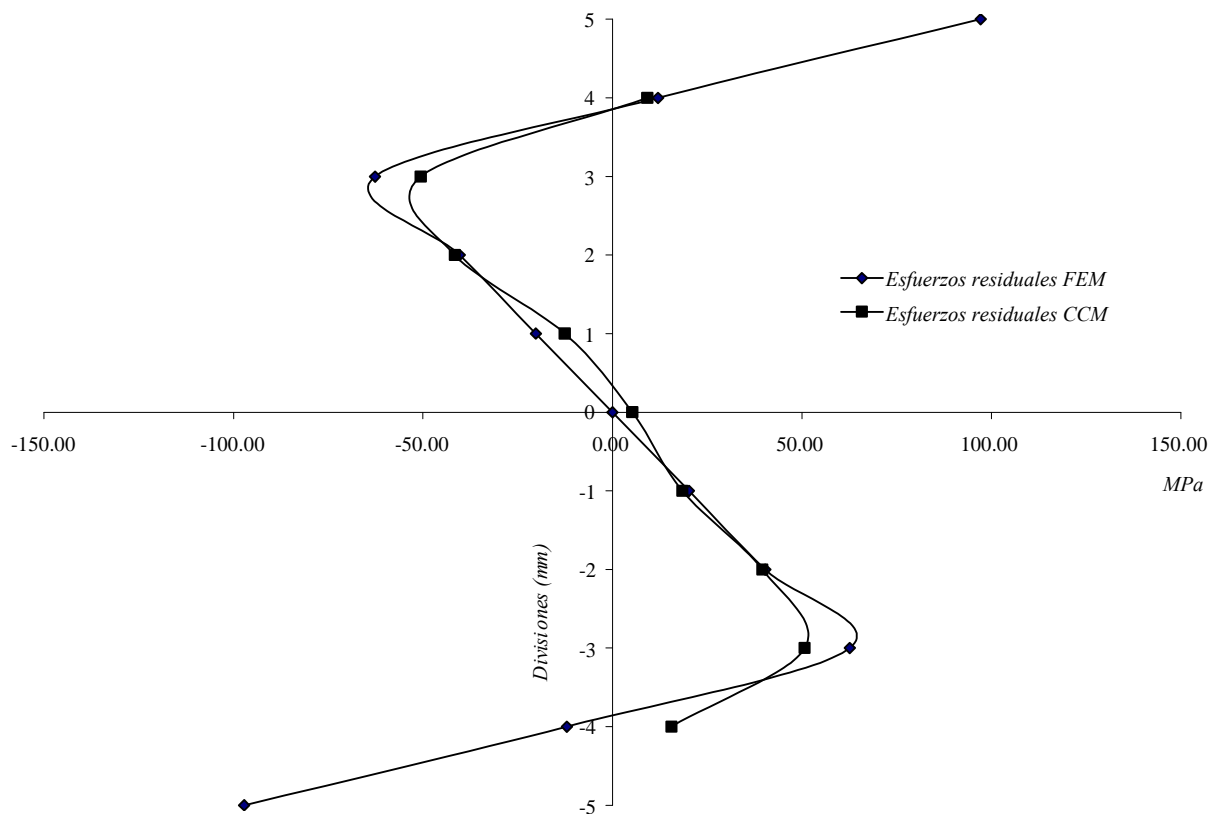


Figura III.16.- Comparación de la obtención del campo de esfuerzos residuales aplicando el Método del Elemento Finito y el Método de Respuesta de Grieta

El campo de esfuerzos residuales obtenidos por el Método de Respuesta de Grieta se valida con el campo de esfuerzos residuales obtenidos por el Método del Elemento Finito. Los resultados se muestran en la Figura III.16, encontrándose excelente concordancia entre ellos. De los resultados obtenidos, la curva que representa el campo de esfuerzos residuales por el método de evaluación

desarrollado, es muy similar al resultado encontrado por el Método del Elemento Finito, lo cual indica que la evaluación del método funciona en forma excelente.

III.5.3 Evaluación del comportamiento Isotrópico

III.5.3.1 Evaluación del CCM en una viga sin historia previa

En el primer caso se evalúa el campo de esfuerzos residuales en una viga bajo cuatro puntos de flexión sin historia previa (sin prejalado), posteriormente, se evaluará el campo en vigas con un prejalado homogéneo equivalente a 2, 5, 7 veces la deformación de cedencia, tal como se muestra en la Figura III.17. Este se realiza bajo condiciones de endurecimiento isotrópico, es decir, el comportamiento en tensión es el mismo en compresión, lo que implica que no se considera el efecto Bauschinger.



Figura III.17.- Aplicación del prejalado homogéneo, 2, 5 y 7 veces ε_y

En la Figura III.18 se muestran las curvas polinomiales resultantes de la medición de la deformación, la posición de la galga extensométrica es la que se obtiene en la sección 5.1.1.

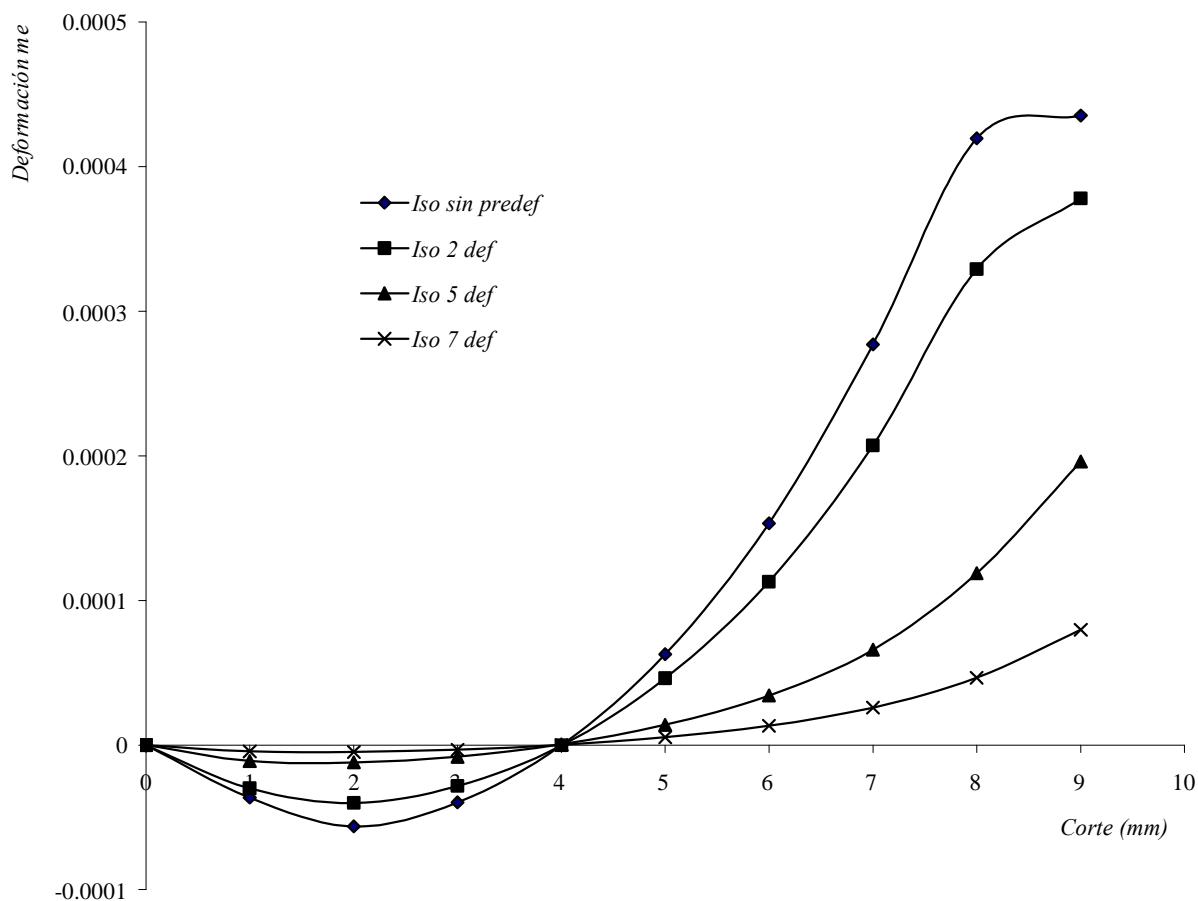


Figura III.18.- Curvas obtenidas del relajamiento de la deformación, para el comportamiento Isotrópico

En las Figuras III.19, III.20, III.21, III.21 se gráfica el campo de esfuerzos residuales obtenidos por la relajación de la deformación debido al Método de Respuesta de Grieta y el campo de esfuerzos residuales aplicando el Método del Elemento Finito.

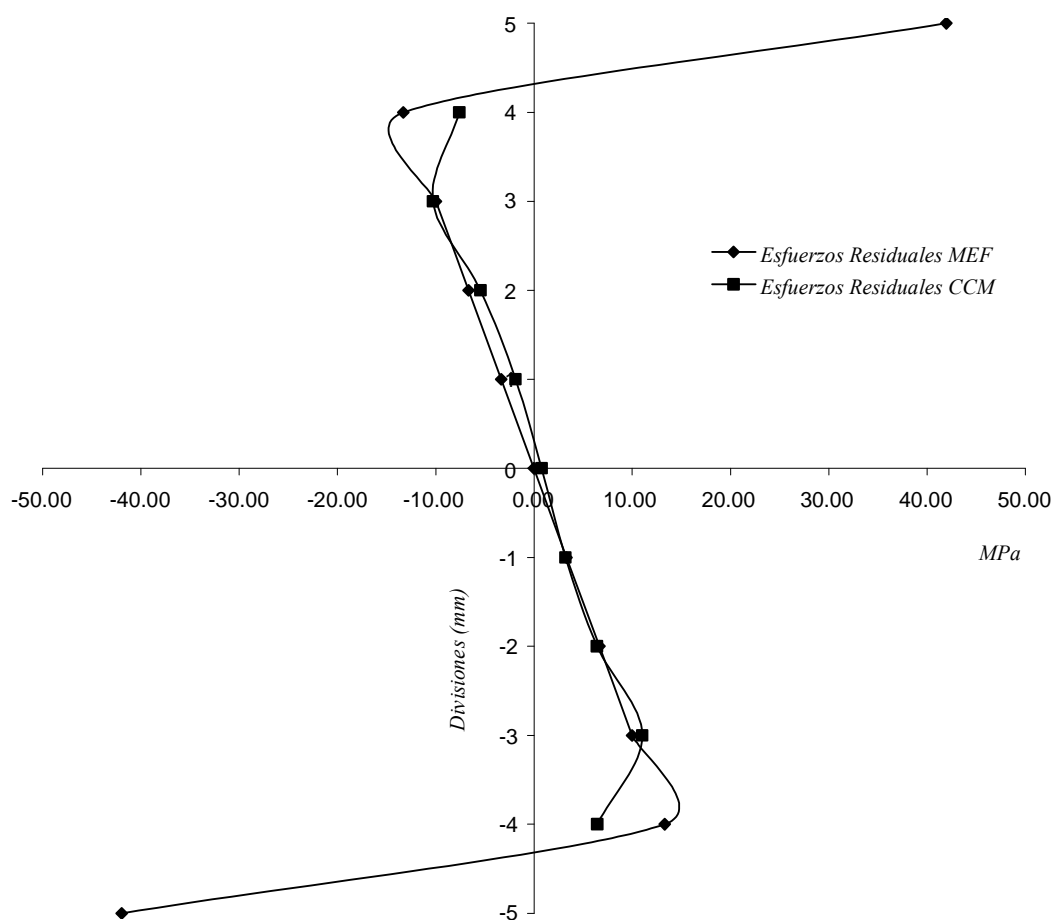


Figura III.19.- Campos de esfuerzos residuales, comportamiento isotrópico sin historia previa

III.5.3.2 Evaluación del CCM considerando dos veces la deformación de cedencia ($2\epsilon_y$)

Para este caso y los siguientes, se aplica un predeformado a la viga rectangular, cuyo valor es de 2 veces la deformación de cedencia respectivamente, el predeformado se efectúa tal como se muestra en la Figura III.17. En la Figura III.20 se grafica el campo de esfuerzos inducido bajo estas condiciones.

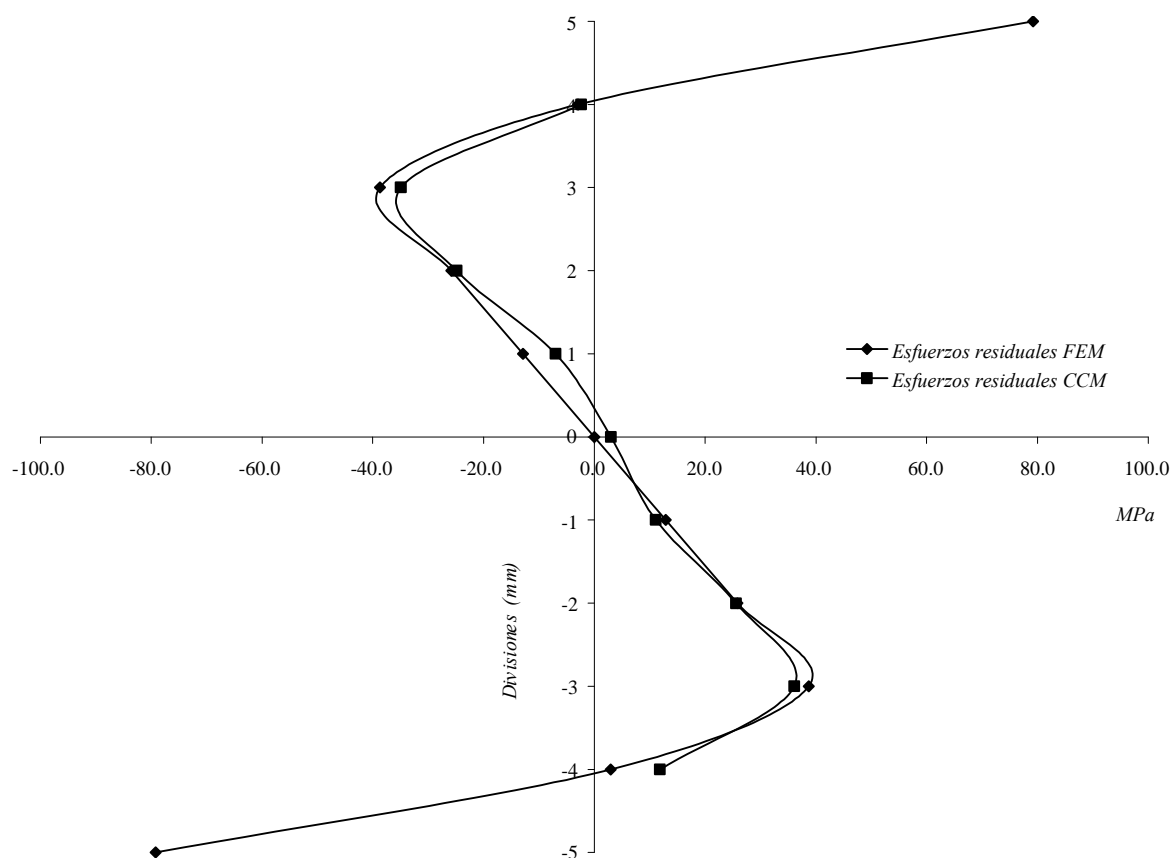


Figura III.20.- Campo de esfuerzos residuales, comportamiento isotrópico con dos veces la deformación de cedencia

III.5.3.3 Evaluación del CCM considerando cinco veces la deformación de cedencia ($5\varepsilon_y$)

Nuevamente bajo la regla de endurecimiento isotrópico, se aplica un predeformado homogéneo el cual rebasa 5 veces la deformación de cedencia, el cual se muestra en la Figura III.21.

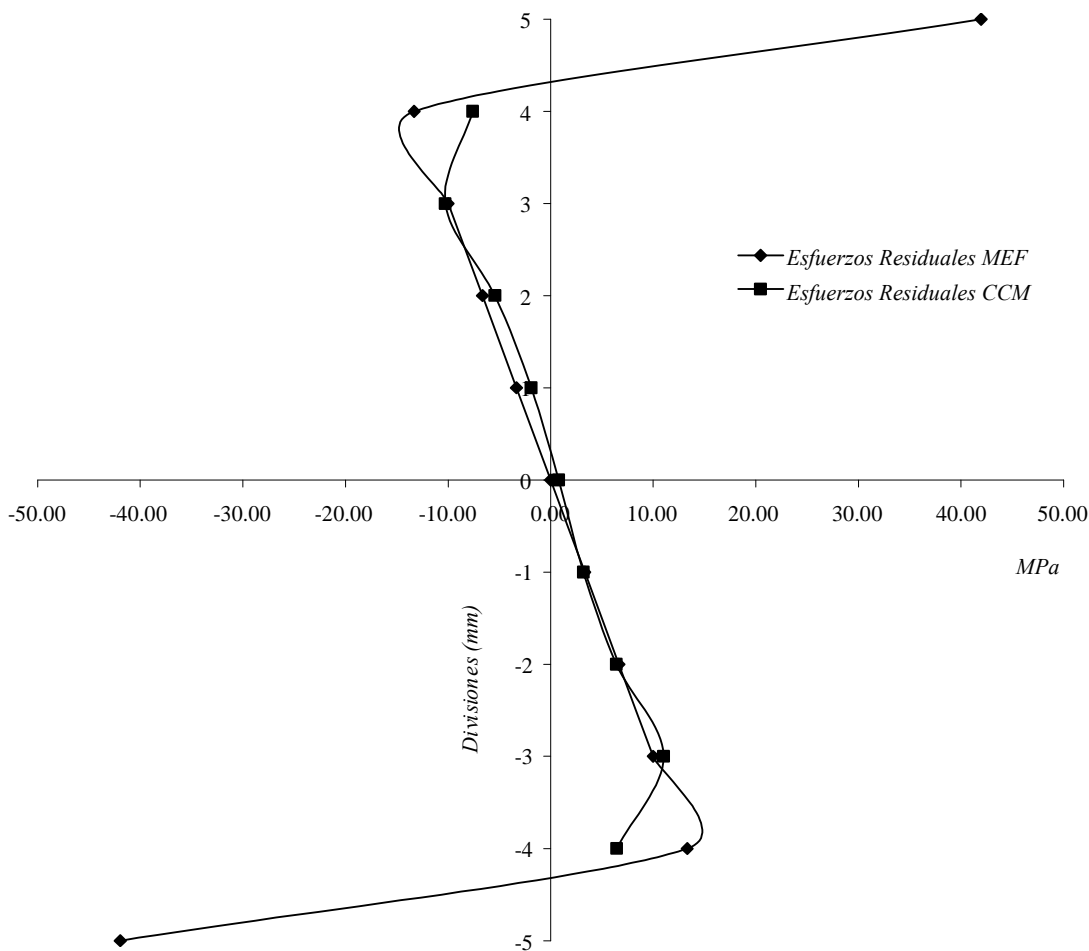


Figura III.21.- Campo de esfuerzos residuales para el comportamiento isotrópico con cinco veces la deformación de cedencia

III.5.3.4. Evaluación del CCM considerando siete veces la deformación de cedencia ($7\varepsilon_y$)

Para este caso se aplica un predeformado mayor, que es de 7 veces la deformación de cedencia, el predeformado aplicado es tal como se muestra en la Figura III.17. Bajo esta condición se obtiene un mayor endurecimiento por deformación.

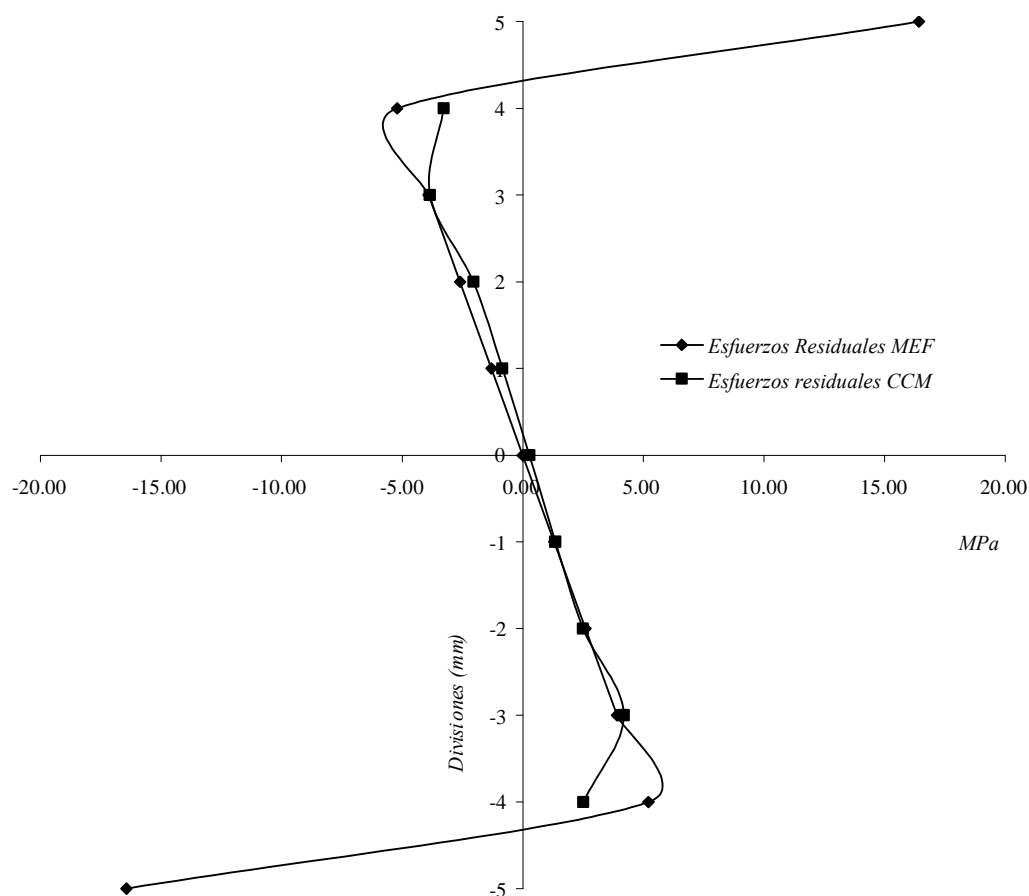


Figura III.22.- Se muestran el campo de esfueros residuales para un prejalado de siete veces la deformación de cedencia

En las Figuras III.19, III.20, III.21 y III.22, se muestran las curvas que representan el campo de esfueros residuales obtenidas por el Método de Respuesta de Grieta, las cuales se presentan superpuestas con las curvas obtenidas por el Método del Elemento Finito. Los resultados obtenidos demuestran que el programa para la evaluación del Método de Respuesta de Grieta es confiable y consistente con la regla de endurecimiento empleado. Aunque al igual que en el comportamiento elasto-plástico perfecto, existen diferencias en los valores que se obtienen en los picos y en el eje neutro, aunque estas son perfectamente justificables.

Debe observarse la tendencia de las curvas para cada caso de predeformado, la curva sin historia previa alcanza los valores de esfuerzo más altos. Esta tendencia disminuye conforme la viga se somete a mayor valor de predeformado, es decir que existe mayor endurecimiento por deformación. Otro aspecto importante es que las curvas de la Figura III.18 alcanzan en todos los casos valores menores de micro-deformación mientras la profundidad de la muesca sea pequeña. A mayor profundidad incremental de la muesca se alcanzan en todos los casos mayores valores de micro-deformación.

III.5.4 Evaluación del CCM bajo la regla de endurecimiento cinemática

En la Figura III.23 se muestran los resultados obtenidos de la medición de las deformaciones aplicando el Método de Respuesta de Grieta, asimismo en la Figura III.24 se presenta el campo de esfuerzos residuales obtenidos aplicando el Método del Elemento Finito y el campo obtenido aplicando el Método de Respuesta de Grieta. En esta sección todos los casos se desarrollan bajo la regla de endurecimiento cinemático, es decir se considera el efecto Bauschinger. En primera instancia se evalúa un material sin historia previa, posteriormente se consideran predeformados de 2, 5 y 7 veces la deformación de cedencia.

La aplicación del predeformado se desarrolla tal como se muestra en la Figura III.18, nuevamente después del predeformado se aplica la carga transversal en cuatro puntos de flexión. Posteriormente, se retira la carga, obteniendo así el campo de esfuerzos residuales por la aplicación de la carga no homogénea.

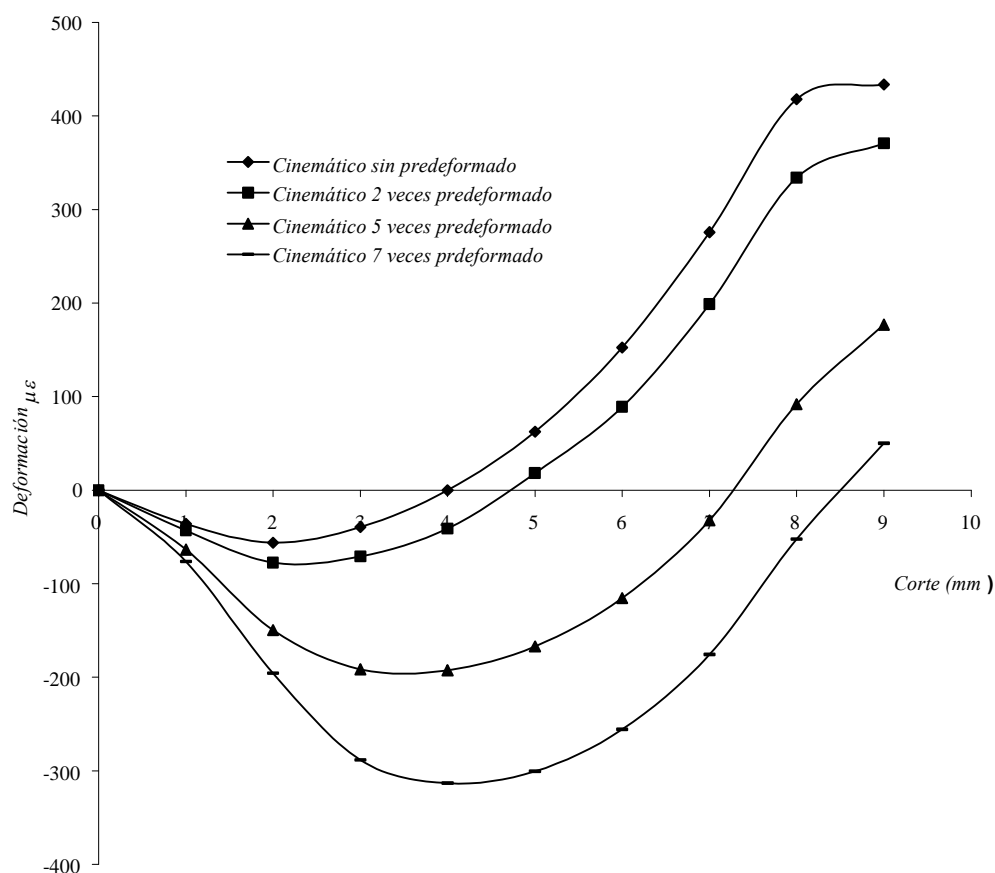


Figura III.23.- Obtención de la medición del relajamiento de la deformación aplicando diferentes condiciones de predeformado

En la Figura III.23 se grafica el resultado de la medición de la relajación de las deformaciones obtenidas aplicando el Método de Respuesta de Grieta, En este caso, a diferencia del comportamiento isotrópico, al retirar las primeras capas de la grieta en una viga sin historia previa y en una viga afectada con dos veces la deformación de cedencia, se tienen menores valores del relajamiento de la deformación y se alcanzan al retirar la última capa, los valores más altos del relajamiento de deformación. A diferencia de las vigas con 5 y 7 $\mu\epsilon_y$, en los que se

tienen los valores más altos de medición de la deformación al retirar las primeras capas de la muesca, y un valor más bajo al retirar la última capa de material.

III.5.4.1.- Evaluación del CCM en una viga sin historia previa

En esta sección se evalúa el método de respuesta de grieta, nuevamente aplicado en una viga sometida a cuatro puntos de flexión. En esta primera parte el análisis se desarrolla en una viga sin historia previa, se considera en todos los casos bajo el efecto Bauschinger. El campo de esfuerzos residuales que se obtienen por el Método del Elemento Finito y el que se obtiene por el Método de Respuesta de Grieta se muestran en la Figura III.24.

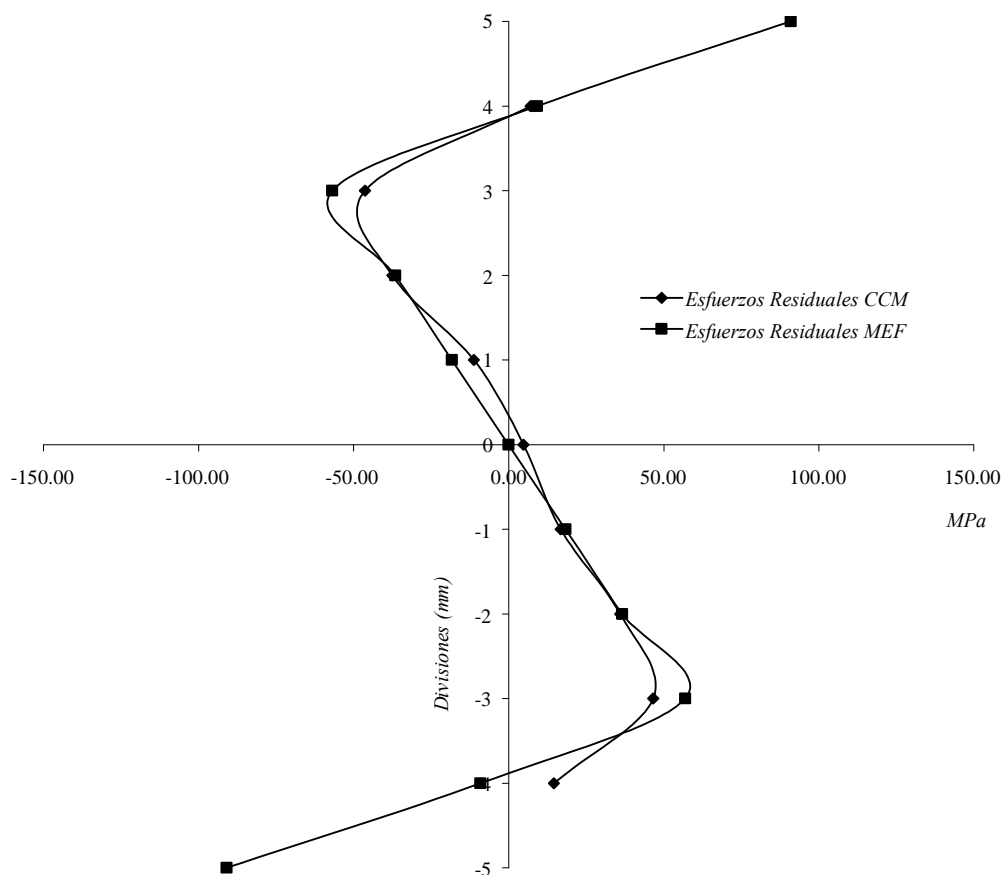


Figura III.24.- Campo de esfuerzos residuales en una viga sin prealado bajo el efecto Bauschinger

III.5.4.2 Evaluación del CCM en una viga con historia previa de dos veces la deformación de cedencia ($2 \mu\epsilon$)

Se realiza el análisis descrito en la sección anterior nuevamente aplicando el Método de Respuesta de Grieta, el cual se evalúa con el Método del Elemento Finito. Para este caso se supone la viga con un prejalado igual a dos veces la deformación de cedencia, como se muestra en la Figura III.25.

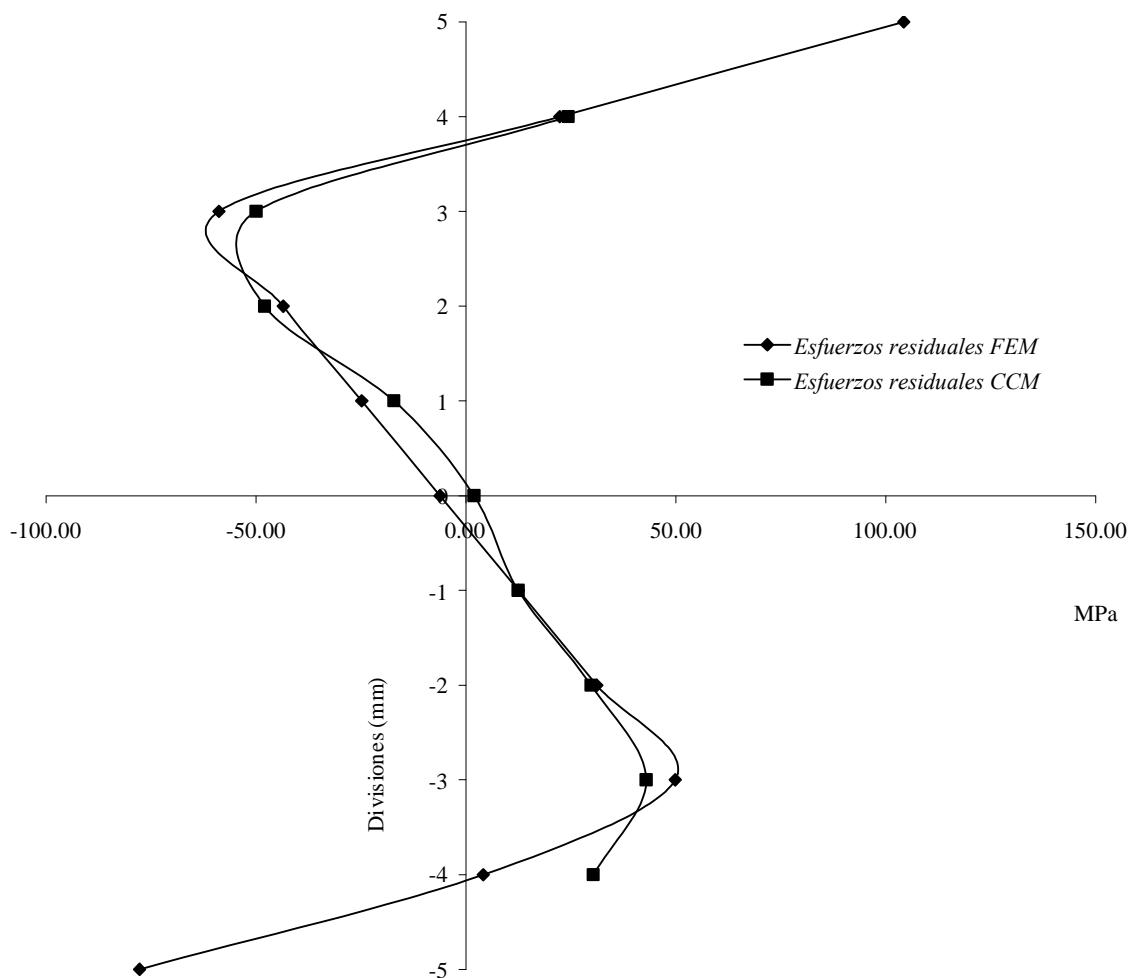


Figura III.25.- Campo de esfuerzos residuales aplicando el método de respuesta de grieta, el cual se evalúa con el método de superposición

III.5.4.3.- Evaluación del CCM en una viga con historia previa de cinco veces la deformación de cedencia ($5 \mu\epsilon$)

El análisis realizado en esta sección, para la evaluación del Método de Respuesta de Grieta, se efectúa en una viga con un prejalado igual a cinco veces la deformación de cedencia, Figura III.26.

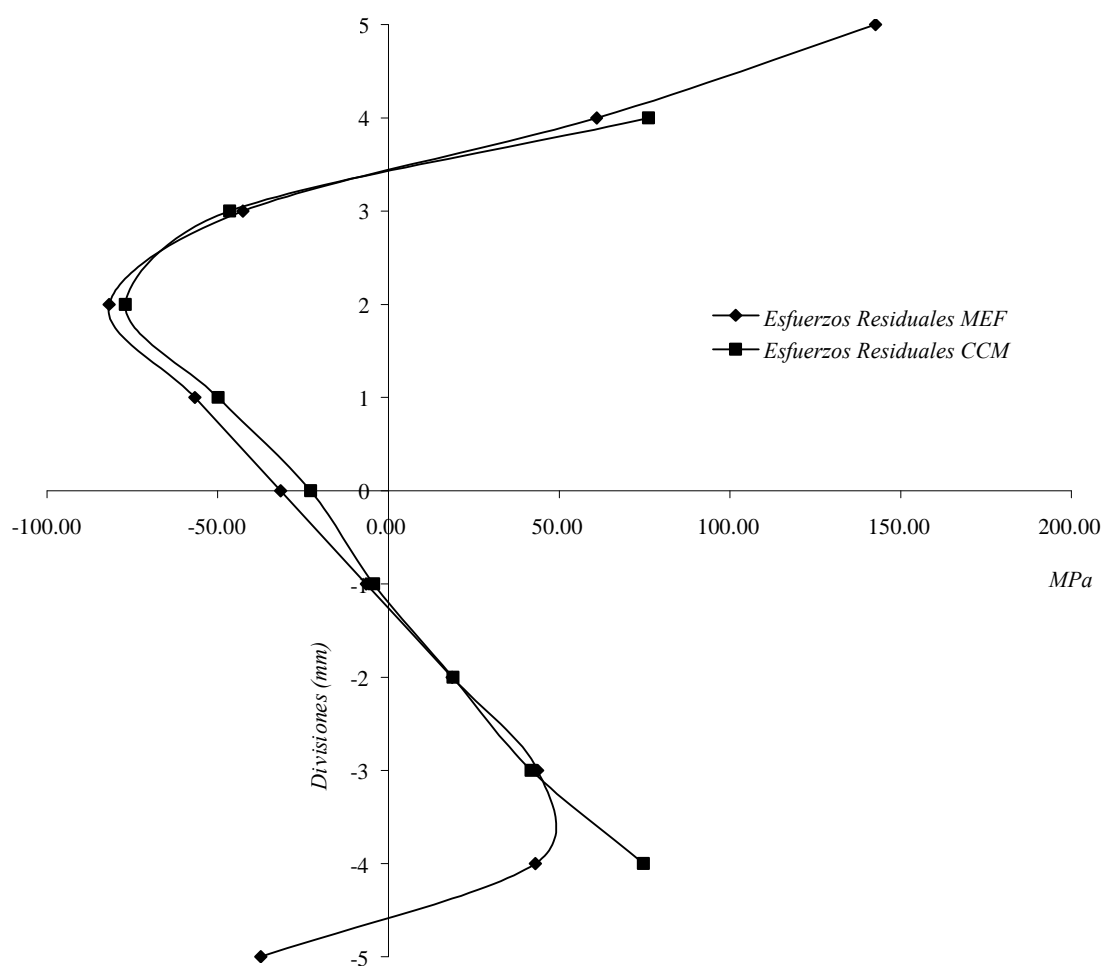


Figura III.26.- Campo de esfuerzos residuales para el comportamiento cinemático, con un predeformado de cinco veces la deformación de cedencia

III.5.4.4.- Evaluación del CCM en una viga con historia previa de siete veces la deformación de cedencia ($7 \mu\epsilon$)

El análisis realizado en esta sección, para la evaluación del Método de Respuesta de Grieta, se efectúa en una viga con un prejalado igual a cinco veces la deformación de cedencia, Figura III.27.

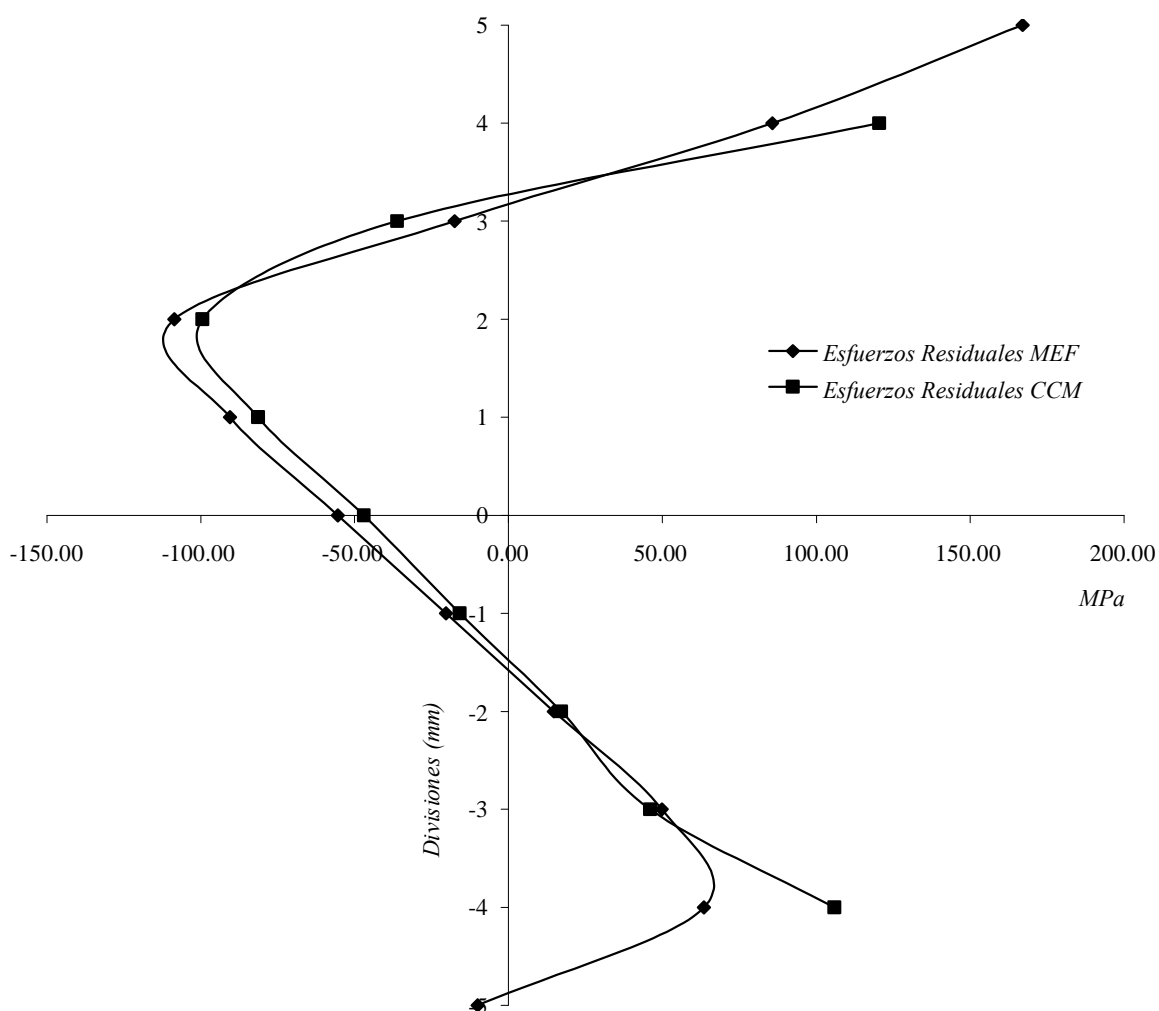


Figura III.27.- Campo de esfuerzos residuales para el comportamiento cinemático, con un predeformado de siete veces la deformación de cedencia

De los resultados obtenidos en las Figuras III 24, III 25, III 26, III 27, nuevamente se puede decir que el Método de Respuesta de Grieta, queda perfectamente evaluado bajo la regla de endurecimiento cinemático, es decir la evaluación es válida en elementos en los que se considera el Efecto Bauschinger. Y además dado que entre los resultados existe excelente concordancia, se observa también el siguiente comportamiento:

El Método de Respuesta de Grieta conserva el auto-equilibrio del campo de esfuerzos residuales. Además, debido al endurecimiento por deformación y al efecto Bauschinger, en la zona sometida a compresión y debido a que existe traslación de la posición del eje neutro, el campo de esfuerzos residuales es mayor en la zona de la viga bajo compresión y es menor en la zona de la viga bajo tensión. Aun así, aunque esta zona se reduce, el campo de esfuerzos es proporcional a esa zona de la viga, manteniendo un campo de esfuerzos residuales a compresión en la zona a tensión.

III.6.- Simulación numérica del relajamiento de esfuerzos residuales debido a la aplicación del método de respuesta de grieta

En esta sección, se presenta el desarrollo por medio de una simulación numérica del método de respuesta de grieta, para la evaluación de campos de esfuerzos residuales y las consecuencias que se pueden presentar en la probeta por su aplicación experimental. Esta investigación se realiza con referencia al relajamiento que ocurre en el campo de esfuerzos residuales al aplicar el *CCM* y su reacomodo después de haberse inducido la muesca. Así como, si el componente puede ser reutilizado, como espécimen de evaluación y si es posible relacionarlo para casos donde se presentó la falla. El objetivo principal de esta investigación, es determinar la zona de influencia de la grieta en las secciones contiguas paralelas a la muesca.

Se realizó el análisis bajo las mismas condiciones de carga y de frontera, así como de las propiedades mecánicas utilizadas en las secciones anteriores, además, se aplicó en esta sección, la regla de endurecimiento cinemático, que determina el comportamiento de la superficie de cedencia del componente en su forma más cercano a la realidad.

De acuerdo al planteamiento inicial, se muestra en la Figura III.28 el valor del campo de esfuerzos residuales inducido en la sección central de la viga, y que se obtiene por la aplicación del *MEF*. Se alcanza un valor máximo en las fibras más alejadas de 84.1 MPa a tensión y compresión respectivamente. Este valor de acuerdo a la teoría descrita, debe tener un valor constante en la zona sometida a flexión pura. Como referencia cada elemento del discretizado mide 0.5 mm de ancho por 1 mm de alto.

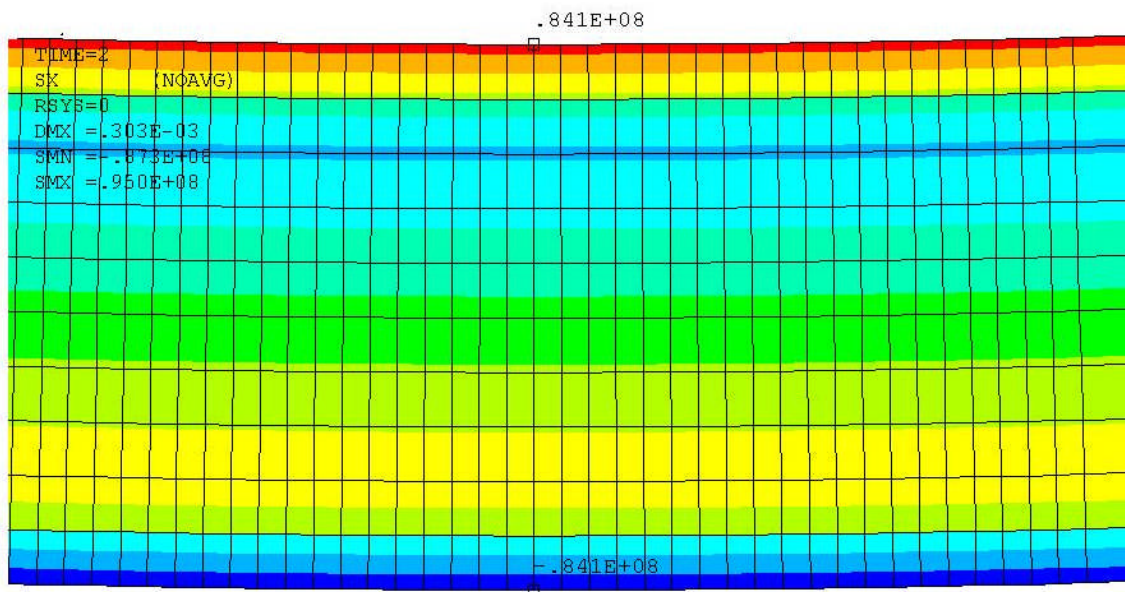


Figura III. 28.- Ploteo del Campo de Esfuerzos Residuales MEF

En la Figura III.29 se grafica la magnitud del campo de esfuerzos residuales obtenidos en la Figura III.28, se observa que son esfuerzos de tensión en la zona sometida a compresión, y que son de compresión en la zona sometida a tensión, con lo que se evita la activación de algún microdefecto.

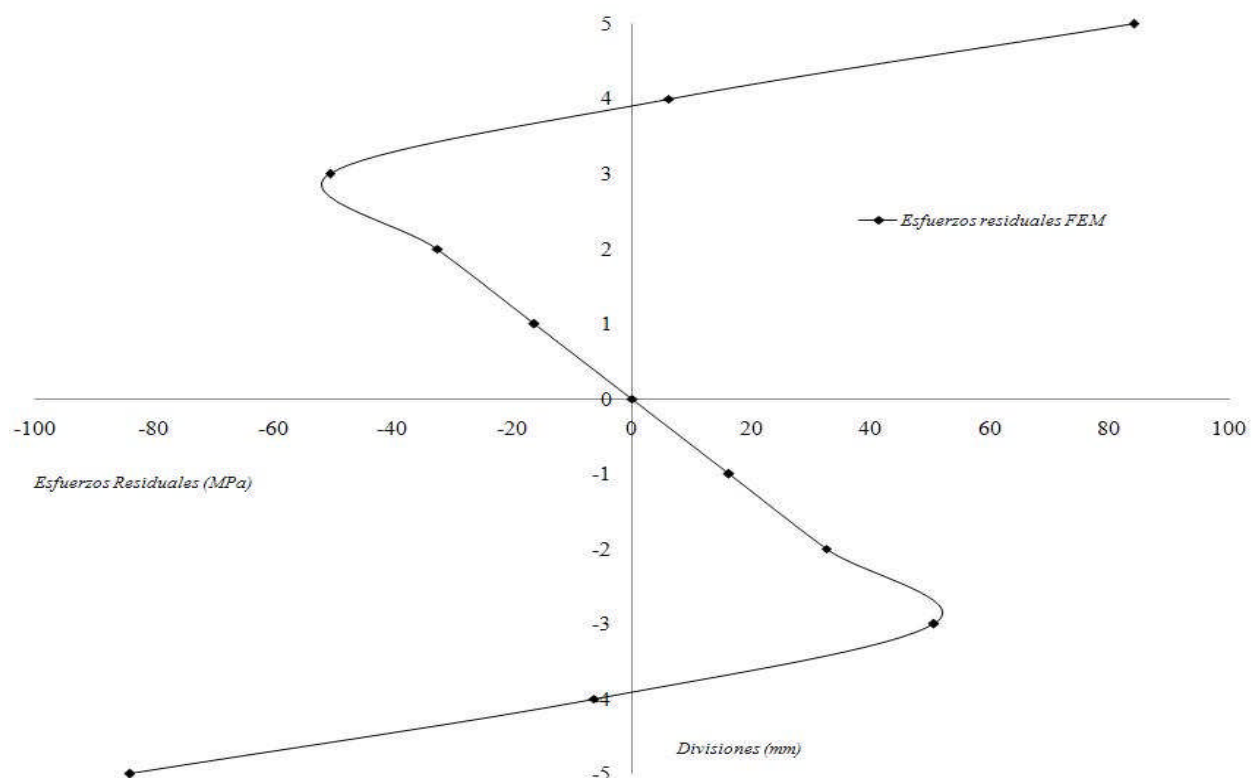


Figura III.29.- Gráfica del Campo de Esfuerzos residuales obtenidos por MEF

III.6.1.- Zona de relajamiento a 3 mm del centro

En la Figura III.30 se induce la muesca de acuerdo al *CCM* en el modelo de *MEF*, con lo que el valor del campo de esfuerzos en la vecindad lateral de la grieta tiende a relajarse. En esta figura

se observa que en el centro de la viga el valor de esfuerzo es de 0 MPa , que es debido al corte, lo que indica que se eliminó el material de la viga y que el corte se indujo adecuadamente. Debe resaltarse que a diferencia de la Figura III.28, en la Figura III.30 a una distancia de 3 mm el valor del campo de esfuerzos disminuye hasta 60.6 MPa . Por otra parte a una distancia de 6 mm , el campo de esfuerzos residuales tiende a alcanzar su valor original, en este caso es de 82.2 MPa , que son los valores de esfuerzo residual que indican su comportamiento en zonas paralelas y contiguas a la muesca.

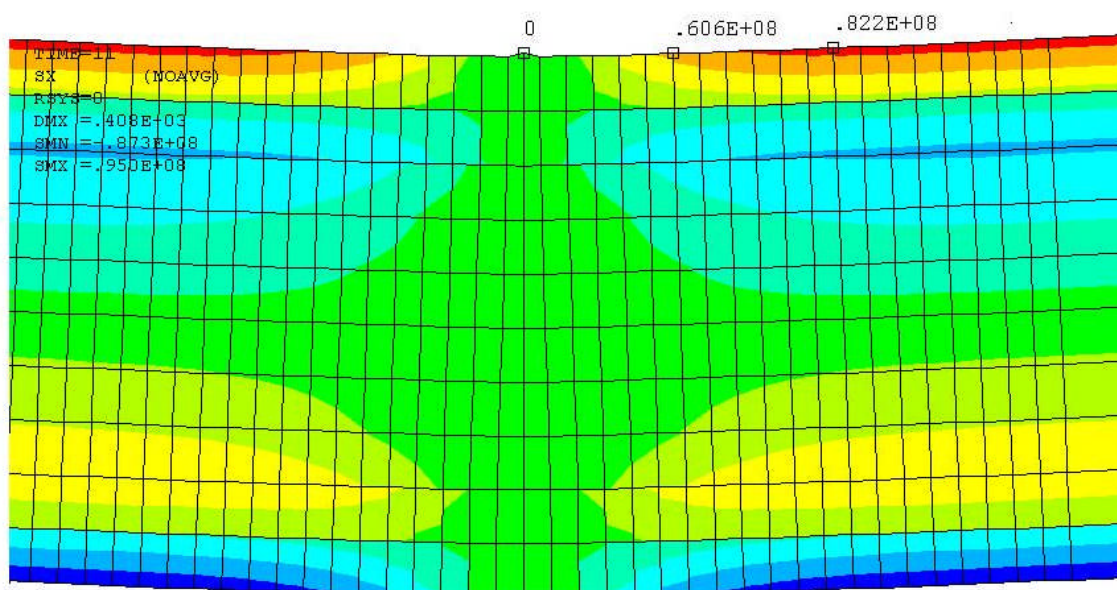


Figura III.30.- Ploteo del Campo de esfuerzos residuales obtenidos por CCM

Sin embargo, al inducir el corte como ya se ha establecido, es posible determinar el valor de esfuerzo residual que existía en la sección de corte, por la aplicación de *CCM*. Posteriormente en el Capítulo IV se aplicará experimentalmente el *CCM* para determinar su valor en zonas contiguas y paralelas a la cara de la ranura, con lo que deberán validarse estos resultados. El valor del campo de esfuerzos existente en esa sección central, es el que se muestra en la Figura III.31.

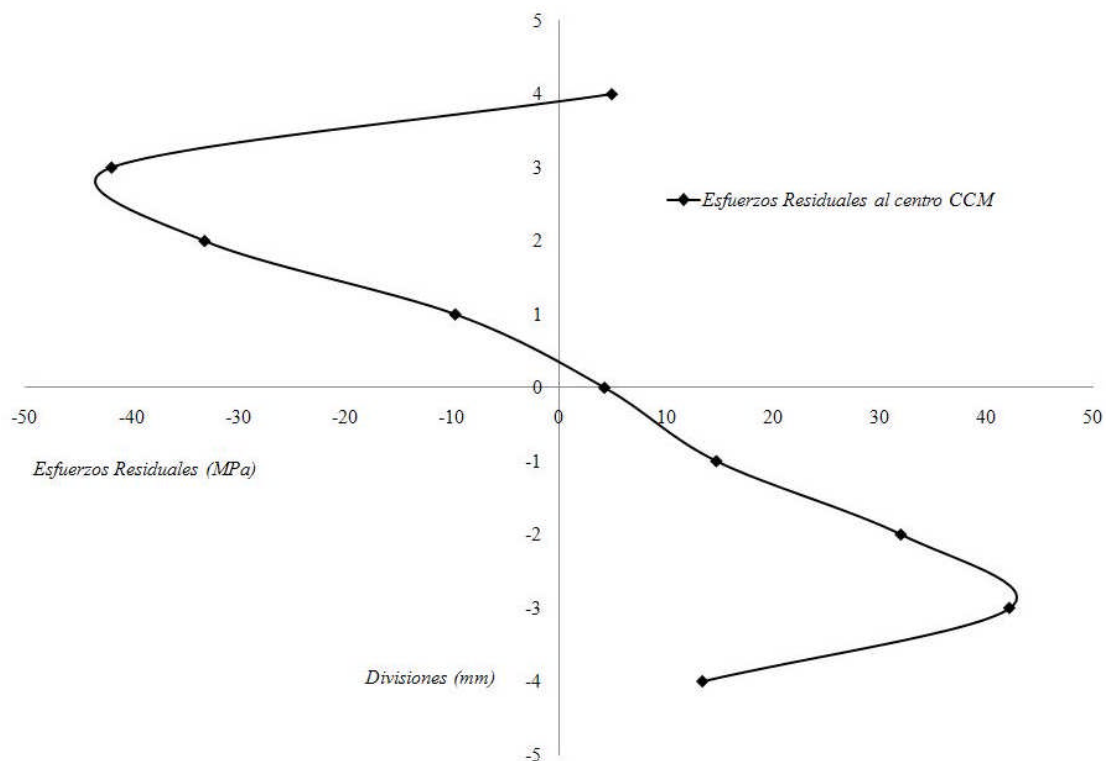


Figura III.31.- Campo de Esfuerzos residuales determinado por el CCM al centro de la viga

En la Figura III.32 aparecen graficados los valores obtenidos de la aplicación del MEF y del CCM, para el campo de esfuerzos residuales en el centro de la viga. Con los resultados obtenidos, el valor para el campo de esfuerzos residuales queda perfectamente validado con el valor obtenido por el CCM.

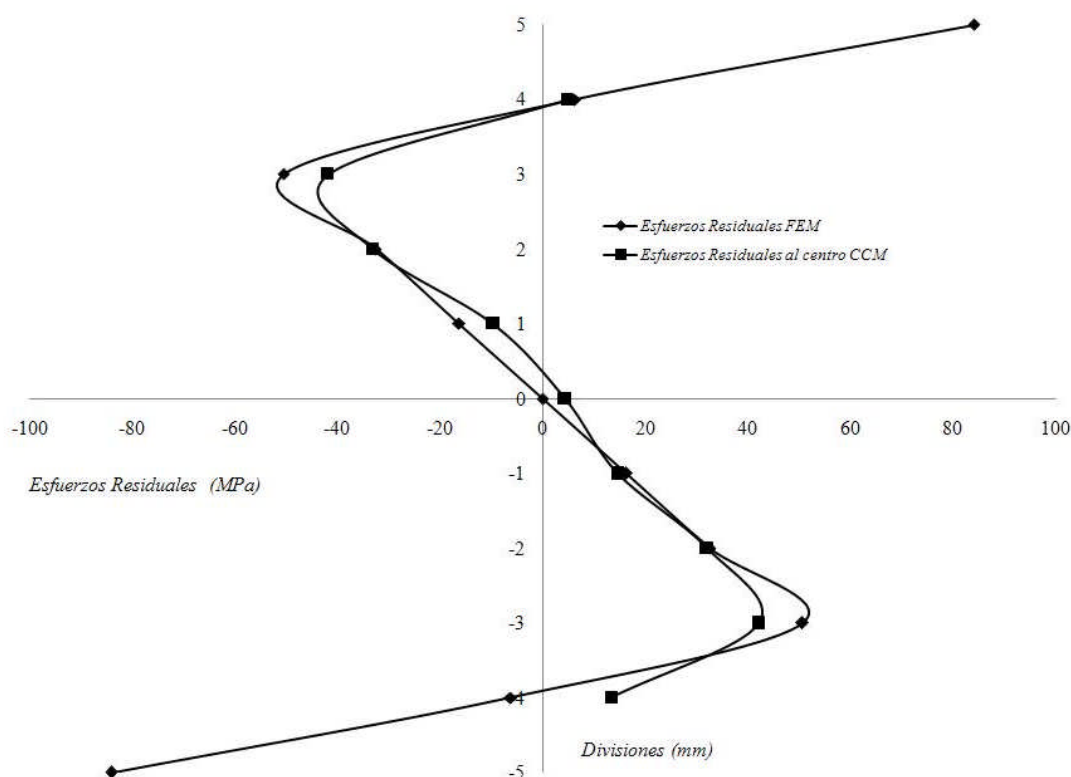


Figura III.32.- Campo de Esfuerzos Residuales obtenidos por *FEM* y *CCM*

Para determinar con precisión cuál es su valor, debido al relajamiento del campo de esfuerzos residuales, a 3 mm de la zona donde se indujo el primer corte, se aplica nuevamente el MEF y se valida con el CCM. Por lo que en la Figura III.33 se plotéan los resultados obtenidos por la inducción de los dos cortes. En la Figura III.34 se grafican los valores del campo de esfuerzos residuales obtenidos por ambos métodos, estos valores se obtuvieron a 3 mm de la primera muesca, en la gráfica se puede observar el valor del esfuerzo residual dentro de la zona de influencia de los cortes contiguos.

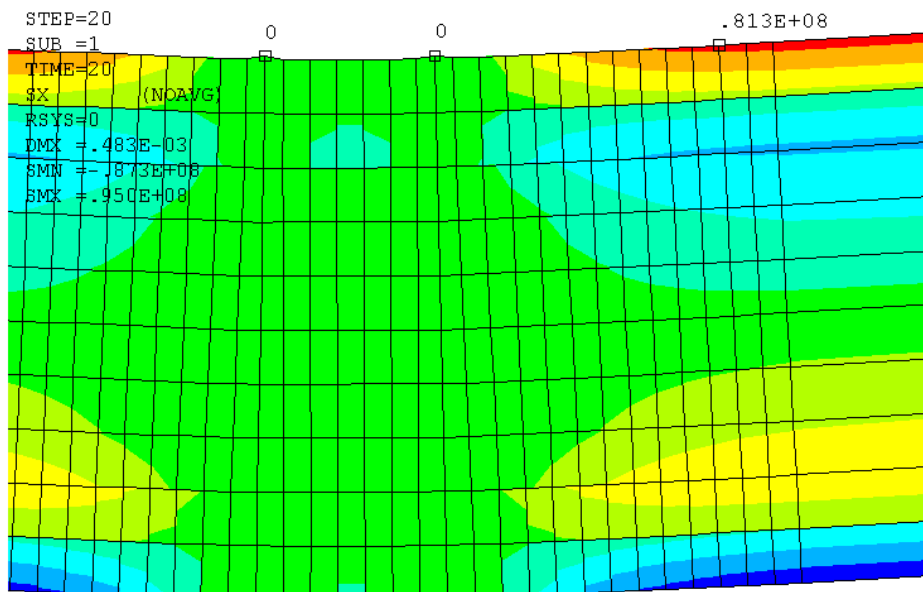


Figura III.33.- Zona de influencia del relajamiento de esfuerzos residuales, debido al corte en el centro y 3 mm

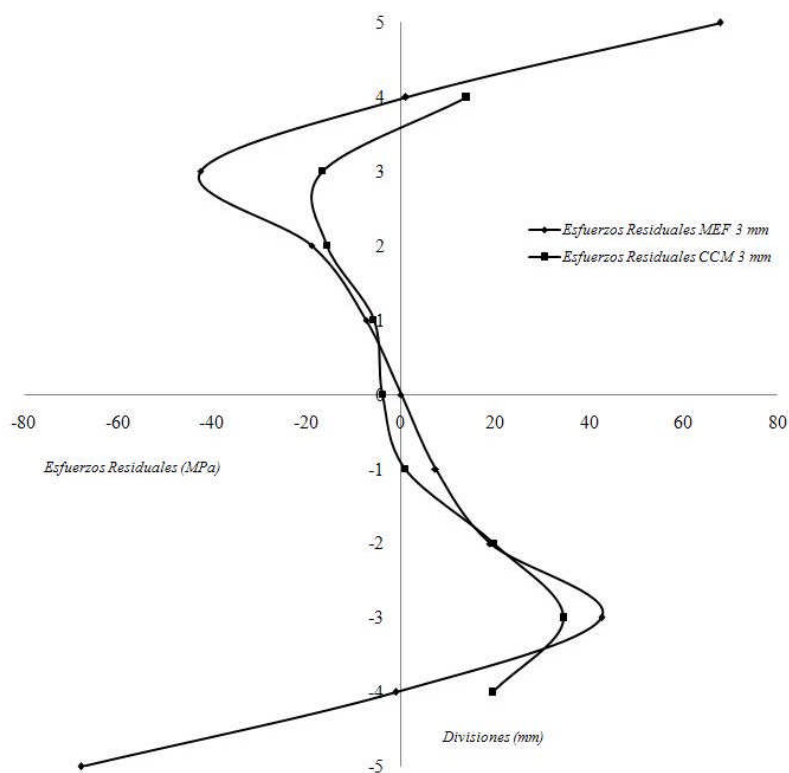


Figura III.34.- Comparación de la aplicación de ambos métodos a 3 mm

III.6.2.- Zona de influencia del relajamiento a 8 mm

Como se determinó aplicando el *FEM* en la Figura III.30, el valor del campo de esfuerzos residuales a 6 mm del centro, tiende a recuperarse, es decir el campo se relaja en la zona próxima contigua y que a cierta distancia el campo mantiene su valor original. Para validar lo anterior, se obtuvo el valor del campo de esfuerzos a 8 mm del centro, por lo que en la Figura III.35 nuevamente se aplica el *FEM* y el *CCM*, con lo que se validan los resultados.

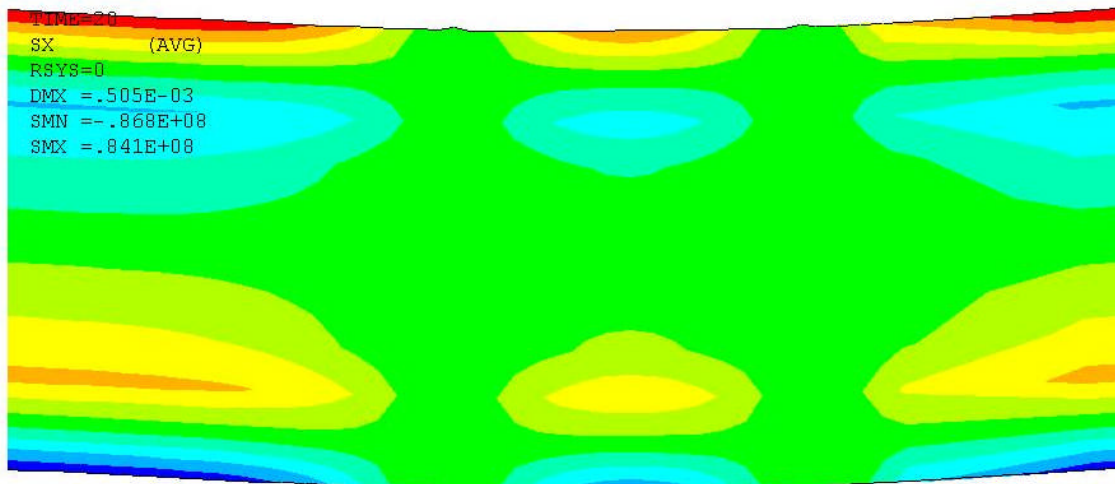


Figura III.35.- Zona de influencia del relajamiento por el primer corte, a 8 mm del centro

En las Figuras III.36, III.37, y III.38 se determina el mantenimiento y el relajamiento de la magnitud del campo de esfuerzos residuales a 8 mm del primer corte.

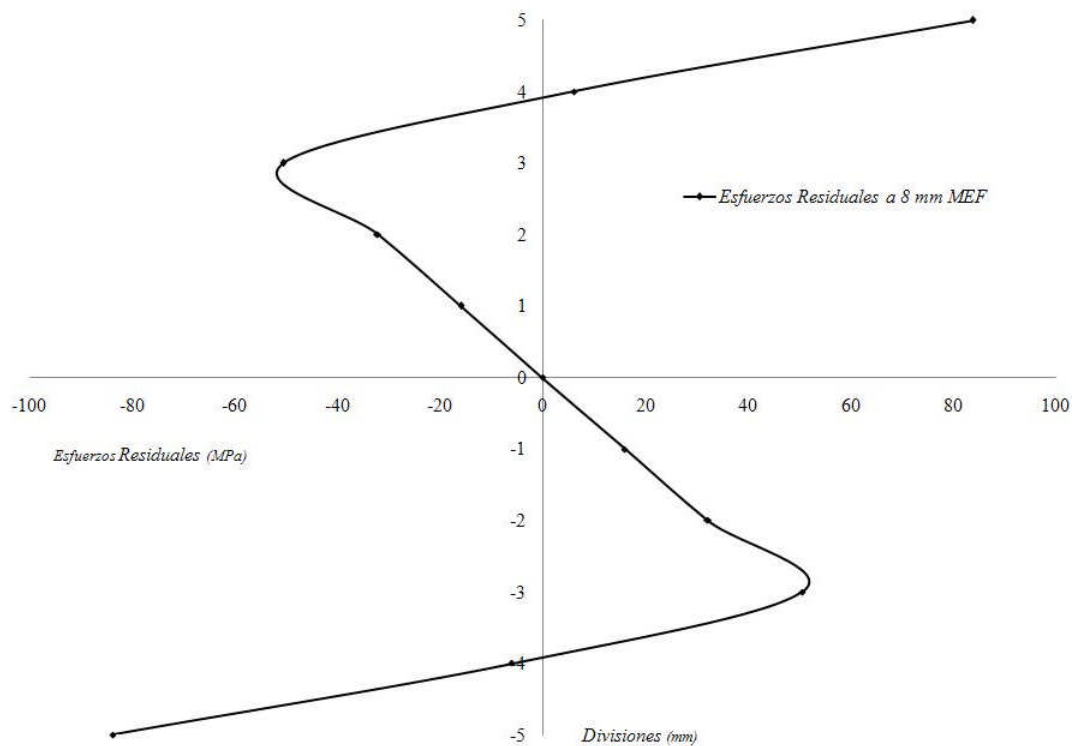


Figura III.36. – Campo de Esfuerzos Residuales a 8 mm, obtenido por el MEF

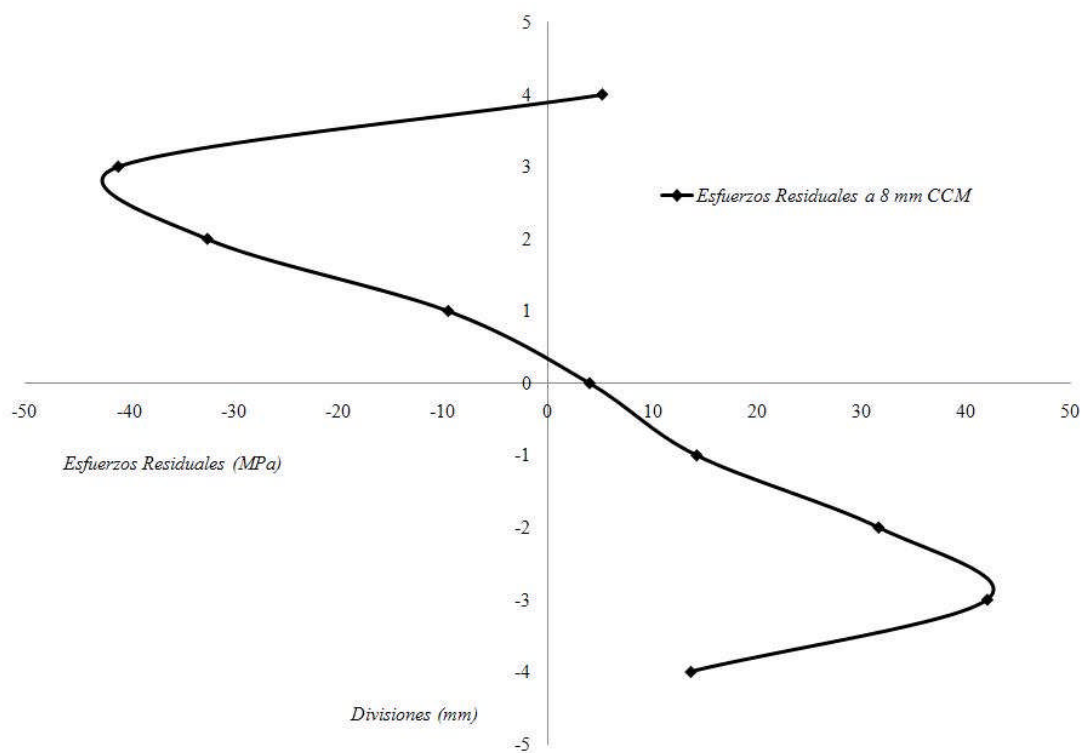


Figura III.37.- Campo de Esfuerzos residuales a 8 mm del primer corte, obtenido por el CCM

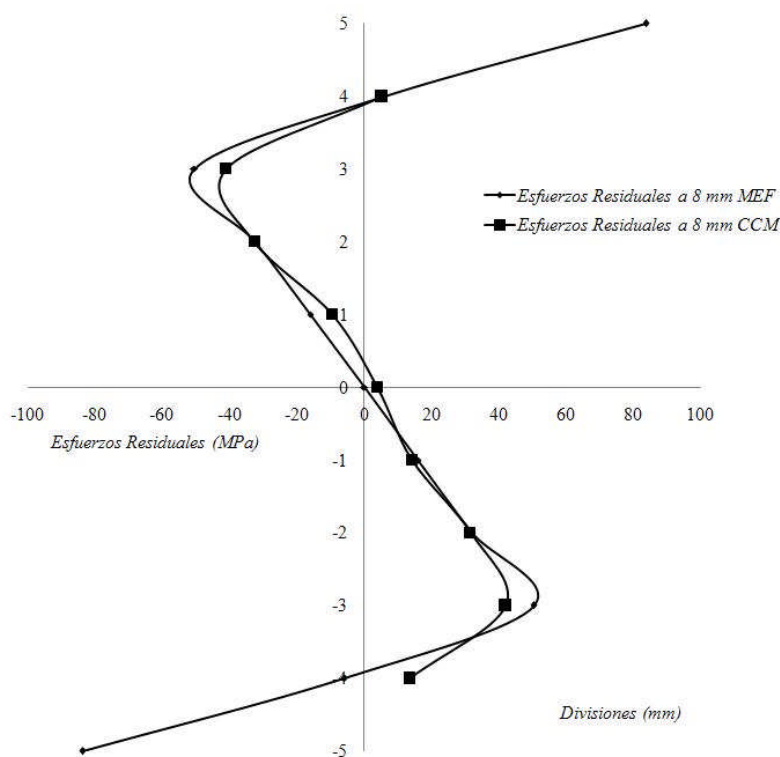


Figura III.38.- Comparación de los resultados obtenidos por el *MEF* y el *CCM*, a 8 mm del centro de la viga

Se observa en esas figuras que por los resultados obtenidos aplicando la metodología descrita, la zona de influencia del relajamiento de esfuerzos debido al corte en el centro de la viga, relajan la magnitud del campo a una distancia vecina, en este caso a 3 mm, aunque y no alteran su efecto de ser de tensión o de compresión. El valor del campo a una distancia más alejada, en este caso a 8 mm, conserva sus valores originales, por lo que el valor del campo se mantiene constante en la zona bajo flexión pura.

III.7.- Sumario

En este capítulo se desarrolla y se explica la formulación analítica del método de respuesta de grieta. Esta formulación implica las funciones de respuesta y la representación polinomial del esfuerzo residual, así como soluciones de avance y soluciones inversas. El campo de esfuerzos residuales resultante por la aplicación del Método de Respuesta de Grieta, se obtuvo analizando una viga de sección transversal rectangular sometida a cuatro puntos de flexión. El campo de esfuerzos encontrado se compara con el campo de esfuerzos residuales obtenido con el Método del Elemento Finito. Al sobreponer los campos de esfuerzos y comparando, se observa una concordancia excelente, lo que indica que el desarrollo numérico es confiable y será posible aplicarlo para validar los resultados experimentales. Los resultados obtenidos por el método de respuesta de grieta, se obtuvieron bajo tres diferentes reglas de endurecimiento encontrándose en todos los casos resultados excelente.

Se hicieron simulaciones numéricas, en las que se varió la posición de la galga extensométrica, para la toma de lecturas del relajamiento de la deformación elástica. El resultado de la óptima posición de la galga, servirá para el desarrollo experimental del Capítulo V.

En el capítulo IV se hará la descripción de la metodología a seguir para desarrollar el análisis experimental para la evaluación del campo de esfuerzos residuales aplicando el Método de Respuesta de Grieta. En ese capítulo se muestra el diseño del banco de trabajo para los ensayos a cuatro puntos de flexión, así como las probetas a ensayar y el procedimiento para el tratamiento térmico de recocido, el cual se aplicará al total de las probetas para eliminar la historia previa. Se muestra también el prejalado a las probetas y el pegado de las galgas extensométricas.

IV.1.- Generalidades

En este capítulo, se presenta en su totalidad la metodología que se implementó para el desarrollo experimental de esta investigación. La metodología realizada tiene como finalidad principal, la evaluación del mantenimiento o relajamiento del campo de esfuerzos residuales inducidos en vigas con y sin historia previa que son sometidas a cargas cíclicas. Es muy importante resaltar, que dicha evaluación se realizará utilizando por medios experimentales el *CCM*. La metodología a seguir en esta investigación se muestra en la diagrama de flujo de la Figura IV.1.

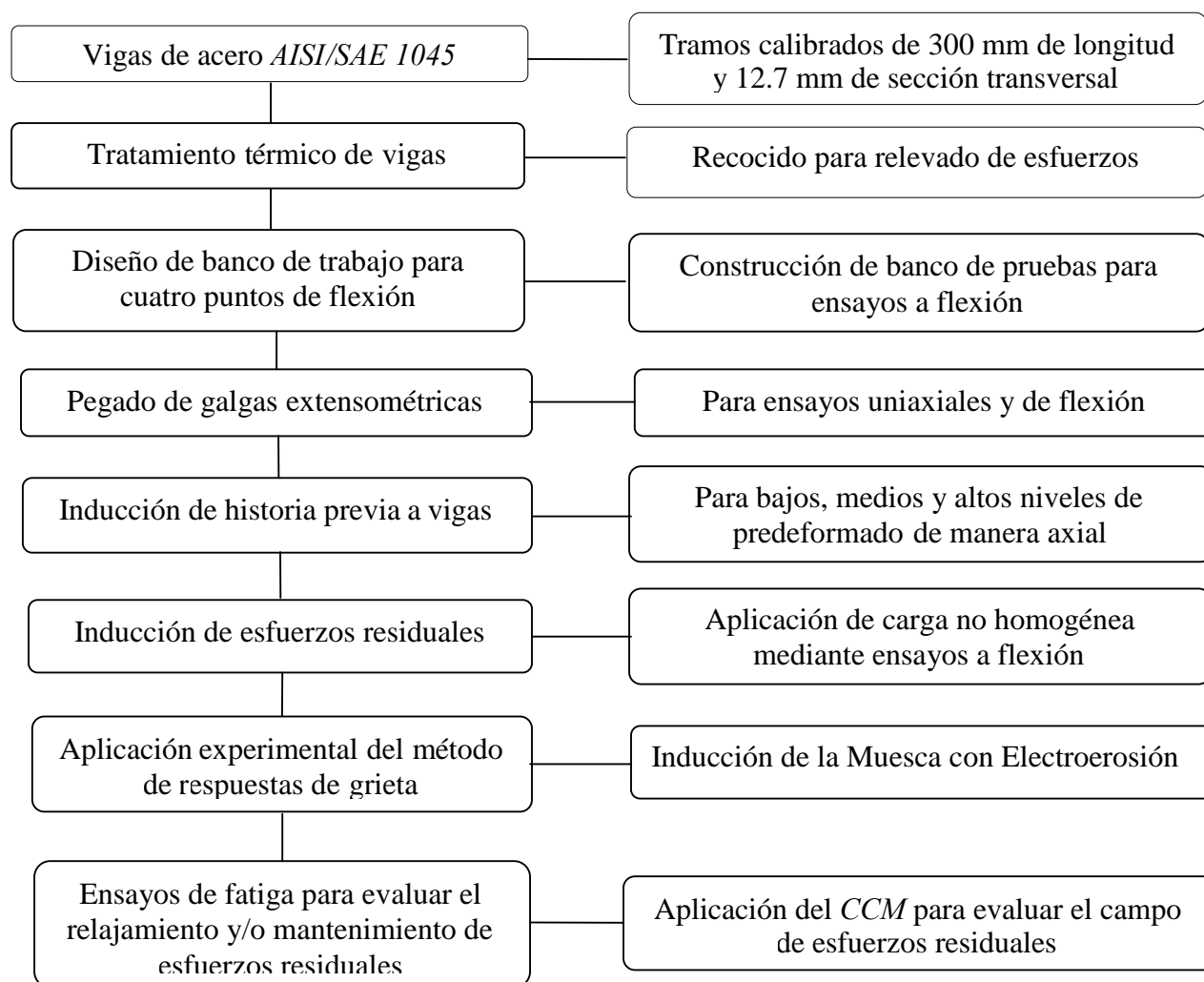


Figura IV.1.- Metodología propuesta para esta investigación

El desarrollo de la metodología establecida se fundamenta en la necesidad de realizar ensayos a flexión en cuatro puntos. Debido a que con este tipo de pruebas, es posible obtener dos condiciones fundamentales para esta investigación, a saber; flexión pura en la parte central de la viga a ensayar y la aplicación de una carga no homogénea (que es la condición necesaria para inducir un campo de esfuerzos residuales). Asimismo, se aprovecha de este ensayo la obtención simultánea en una sola prueba de las curvas esfuerzo-deformación (tensión y compresión). Con lo que es posible caracterizar las propiedades mecánicas del material seleccionado. Lo que servirá, para no tener que evaluar al material de forma axial y determinar su compartimiento a tensión y a compresión.

IV.2.- Selección del material para ensayos a flexión

El material seleccionado para el desarrollo de esta investigación fue un acero *AISI/SAE 1045*. Esta selección, se realizó desde el punto de vista de que este material tiene una gran importancia en la industria automotriz y metal-mecánica.

Algunas de sus aplicaciones incluyen; engranes, flechas, pernos, herramientas, rodillos, así como en la construcción de maquinaria [*ASTM - A108-03, 1992*], Además, las características de este acero son relevantes para poder aplicar el tratamiento térmico de recocido y poder eliminar la historia previa que este material pudiese tener. También cuenta con una respuesta excelente a la inducción de historia previa por medio de ensayos axiales homogéneos, los cuales se pueden desarrollar a bajo, medio y alto nivel.

El acero *AISI/SAE 1045* utilizado en esta investigación es un material manufacturado por extrusión en frío y su composición química se presenta en la Tabla IV.1.

Tabla IV.1.- Análisis químico según norma nacional *NMX B-301 [2008]* (% en peso)

C	Si	Mn	P máx	S máx
0.43-0.50	0.15-0.30	0.60-0.90	0.040	0.050

Para realizar los ensayos a flexión, se seleccionó la forma geométrica de una viga de sección transversal cuadrada con dimensiones de 0.0127 m por lado y 0.3 m de largo (Figura IV.2).

**Figura IV.2.-** Vigas utilizadas en el análisis experimental a flexión

IV.3.- Tratamiento térmico de recocido

Las vigas empleadas en esta investigación se fabrican por el proceso de estirado en frío, lo cual induce un estado de esfuerzos residuales propios del proceso de manufactura. Por lo que fue necesario someter al material a un proceso de recocido para el relevado de esfuerzos y así, eliminar la historia previa que este tenía. Con este procedimiento el material deberá mostrar un

estado ideal sin historia previa, es decir sin esfuerzos o deformaciones previas. Posteriormente, y por medio de la prueba de flexión [Urriolagoitia-Sosa, 2004], es posible determinar las propiedades mecánicas reales de las vigas y asimismo será posible fijar la historia previa (por medio de prueba axial) que se desea aplicar.

Para aplicar el tratamiento térmico de recocido a las vigas, se utilizó un horno de inducción marca *Linderg*, modelo *S891*, el cual se muestra en la Figura IV.4.



Figura IV.4.- Horno empleado para tratamiento térmico

El tratamiento térmico efectuado, consistió en someter al material a una temperatura estable de 660 °C durante una hora [ASM, International, 1991]. Después se dejaron enfriar dentro del horno libremente. Para este proceso, se prepararon tres lotes de 30 vigas cada uno, estos fueron empaquetados especialmente en lámina de acero inoxidable. Esta lámina tiene la función de evitar la carburización y oxidación del material durante el recocido [Knu Foil, 2007 y Apraiz,

1997]. Otra de las ventajas del uso del empaquetamiento es la reducción de la escala de distorsión, evita el agrietamiento de los componentes y elimina el uso de hornos costosos con atmosfera protegida. En la Figura IV.5, se muestran los paquetes de acero inoxidable dentro del horno, después del tratamiento térmico.



Figura IV.5.- Paquetes de vigas después del tratamiento térmico

En la Figura IV.6, se muestran las vigas después del tratamiento térmico. En esta figura, se puede observar el acabado superficial que presentan las vigas (donde se pueden ver sin oxidación, lo que indica que la protección a la descarburización fue favorable), es decir el material conservó íntegra su estructura original [Apraiz, 1997]. La comprobación de la eliminación de la historia previa sobre las vigas tratadas térmicamente, se realizará experimentalmente en el Capítulo V aplicando el *CCM*. Después de aplicar el proceso de recocido a los especímenes, se determinó la dureza superficial en algunas piezas. Se optó por evaluar la dureza por el tipo *Rockwell C*, para lo cual se empleó el durómetro marca *Wilson/Rockwell, Hardeness Tester*, serie 500, modelo B504, serial 94119104. La manera que se realizó la adquisición de las lecturas de dureza en cada una de

las caras de la probeta, fue por medio de que en cada cara se efectuaron una lectura en cada extremo y una tercera lectura en el centro del espécimen. Por lo que se llevaron doce mediciones por probeta y al final se realizó un promedio de dureza por espécimen evaluado.



Figura IV.6.- Vigas después del recocido por relevado de esfuerzos

Además, con los resultados de las lecturas de la dureza de cada probeta, se puede obtener el valor equivalente a la resistencia última del acero *AISI/SAE 1045* [Tabla de durezas, 2008].

Los resultados obtenidos mediante el procedimiento de dureza, servirán de referencia en la comprobación de las propiedades mecánicas que se presentan posteriormente en el Capítulo V. Los resultados de los valores promedio de la dureza *Rockwell C* se presentan en la Tabla IV.2.

Tabla IV.2.- Valores obtenidos de dureza para cada probeta

Probeta No.	1a	1b	1c	1d	2a	2b	2c	2d	3a	3b	3c	3d
H_{Rc}	19	18	23	22.6	21.6	22.6	22.3	20.66	20.33	22.66	18.33	24.33
H_V	234	230	254	253	245	253	250	240	239	253	231	261
Esfuerzo último MPa	732	730	805	805	775	805	790	765	760	805	730	825
H_{Rc} Promedio	21				22				21			
H_V promedio	242				247				245			
Esfuerzo último promedio MPa	770				785				770			

IV.4.- Diseño del banco de trabajo para ensayos a flexión

Para realizar la fase experimental de la inducción de esfuerzos residuales de esta investigación, se diseñó y desarrolló un banco de trabajo para pruebas de flexión en cuatro puntos. El banco de trabajo se construyó especialmente para la inducción de esfuerzos y deformaciones en vigas. Por lo que se diseñó para utilizarse en cualquier máquina de ensayo uniaxial y para soportar una carga máxima de 125 kN . Debido a estas condiciones, el material empleado para su construcción es acero para maquinaria *AISI 4140* tratado. El banco de trabajo consta de dos placas soporte, superior e inferior, sobre las cuales se montan dos apoyos en cada una de ellas y en estos se ensamblan un rodillo en cada apoyo, para montar sobre ellos las vigas de sección cuadrada y cuando se efectuó el proceso de flexión no se estanque en el soporte. Cada uno de los cuatro

rodillos gira sobre baleros (insertados en los apoyos) radiales, tipo aguja, los cuales se seleccionaron para soportar la carga requerida (Figura IV.7).



Figura IV.7.- Banco de trabajo para pruebas de cuatro puntos de flexión

En ambas placas de soporte se maquinaron ranuras en las caras laterales en extremos opuestos y en dirección longitudinal para servir de guías de los soportes verticales. Las placas soportes, además cuentan con guías longitudinales en las caras de apoyo, sobre las cuales se desplazan

cada uno de los apoyos. Las guías colocadas en las placas de soporte, tienen la función de servir como elementos mecánicos para evitar desplazamientos y rotaciones no deseados cuando el dispositivo se utilice en la experimentación. Las placas principales están diseñadas de tal manera que es posible montarlas en cualquier tipo de mordaza. También, cuentan con dos barras guía que mantiene alineadas la placa superior y la placa inferior, permitiendo que los apoyos superiores e inferiores mantengan su posición durante el ensayo (Figura IV.7).

IV.5.- Preparación de las vigas

En la primera fase de esta investigación fue necesario comprobar experimentalmente que las vigas a utilizar realmente se encontraran libres de esfuerzos residuales después del tratamiento térmico. Para verificarlo, se aplicó experimentalmente el *Método de Respuesta de Grieta (CCM)* a las vigas ya recocidas. Por lo que a las vigas les fueron implementadas galgas extensométricas en dos de sus caras y en la parte central de estas [*Vishay Micro – Measurements, 2005*].

El procedimiento de implementación de galgas extensométricas es similar para todos los casos donde este fue requerido (pruebas axiales, flexión y *CCM*), con la única diferencia que para las pruebas de *CCM* fue necesario aislar a las galgas por medio de recubrimientos epóxicos. Primero el M-COAT-A, AIR-DRYING, POULYURETHANE COATING y posteriormente después de secar el M-COAT-B NITRILE RUBER COATING. Los cuales se aplican en ese orden y por separado, dejándose secar cada uno a intervalos de 24 horas. Ambos recubrimientos son resistentes al fluido dieléctrico por lo que el sello de la galga está garantizado, tal como se muestra en la Figura IV.8.



Figura IV.8.- Implementación y recubrimiento de galga extensométrica en la probeta

IV. 6.- Equipo de electro erosión para la inducción de la muesca

Para la determinación del campo de esfuerzos residuales en vigas utilizando el *CCM*, es necesario la inducción de la ranura [Milan, Tarpani, y Bose-Filho, 2005]. En todos los casos de análisis, se utilizó un equipo de electro-erosión del tipo inmersión, marca ONA ELECTROEROSION, modelo ONA/BA-180 (Figura IV.9). Esta máquina puede producir una corriente máxima de salida de 30 A y consume una potencia de 5.2 kW. Por otra parte, después de inducir la muesca y por medio de la implementación de la galga extensométrica para el registro de las lecturas de las deformaciones unitarias, que produce el relajamiento de esfuerzos producido por cada corte, se utilizó el puente de Wheatstone modelo P-3500 que también se muestra en el arreglo de la Figura IV.9.



Figura IV.9.- Electroerosionadora por inmersión [ONA, 2008]

El electrodo que utiliza este tipo máquina para producir el arco eléctrico, y que es apropiado para inducir la muesca, es de Cobre de 50 mm de lado y 0.56 mm de espesor. El electrodo empleado, montado en el portaherramientas se muestra en la Figura IV.10. Además, es importante resaltar que se deben considerar algún tipo de tolerancia, ya que la placa también sufrirá de los efectos de erosión al producir la inducción de la ranura. En este caso, fue seleccionada una tolerancia de 0.2 mm para cada corte, que es en promedio lo que se erosiona la placa de corte. De la misma manera para la profundidad del corte se tiene una tolerancia de 0.8 mm, lo que indica que para cada etapa de corte se debe compensar la lectura del indicador. En la Figura IV.11 se muestra el efecto de la erosión por el corte, sobre la placa de Cobre, la cual se utiliza para un total de nueve cortes por electroerosión.

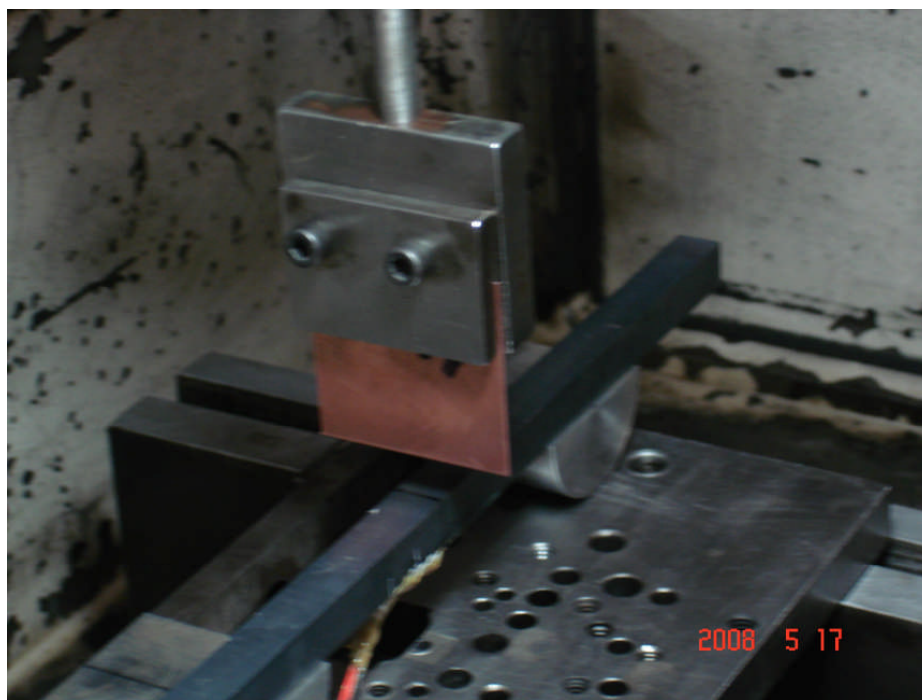


Figura IV.10.- Electrodo para inducción de la muesca en las vigas

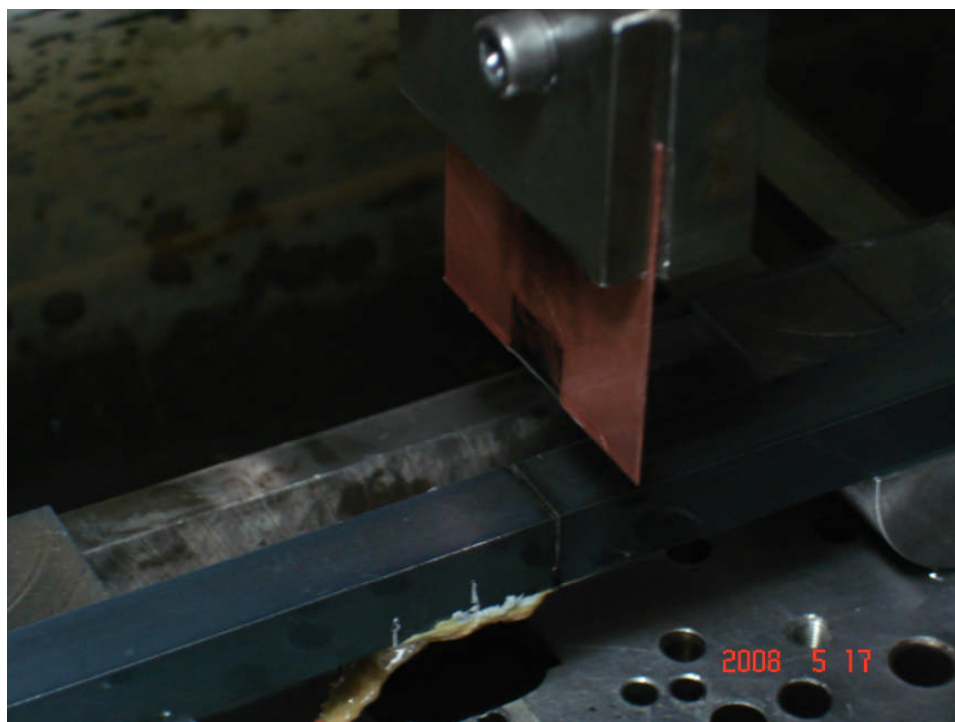


Figura IV.11.- Electrodo erosionado después del desarrollo de la inducción de la muesca

IV.7.- Soporte para la inducción de grieta [Urriolagoitia-Sosa, 2005]

Se ha resaltado en los Capítulos II y III que la inducción de la muesca relaja el campo de esfuerzos residuales en la vigas, se ha mencionado también que el análisis se desarrolla en la zona sometida a flexión pura, que se obtiene por una configuración de cuatro puntos de flexión. Por lo que es fundamental que al inducir la muesca, las mediciones del relajamiento de la deformación puedan registrarse con precisión. El relajamiento del campo de esfuerzos residuales y debido a su condición de auto-equilibrantes, implica el movimiento longitudinal de la viga conforme la muesca crece, debiéndose evitar cualquier factor que obstruya su libre movimiento. En ese sentido distintos autores [Nowell *et. al.* 2000, Prime 2003, Urriolagoitia-Sosa 2005] han propuesto la manera de sujetar la viga mientras se induce la muesca.

En esta investigación se utilizará el sistema de soporte propuesto por Urriolagoitia-Sosa 2005, dado que para justificar su diseño hace las siguientes consideraciones: Se supone la longitud de la viga como $2L$ y que w (N/m) es el peso uniformemente distribuido de la viga, con lo que se mantiene la simetría de la viga, los dos soportes se ubican a una distancia a de los dos extremos de la vigas, por lo que se encuentra balanceada, tal como se muestra en la Figura IV.12.

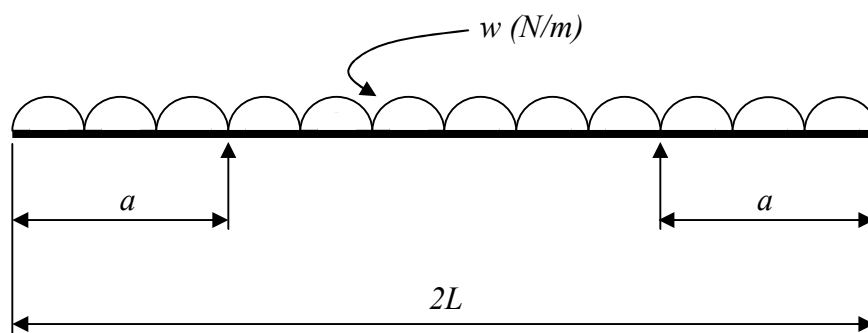


Figura IV.12.- Consideración para el diseño del soporte de las vigas [Urriolagoitia-Sosa 2005]

El momento flexionante para el centro de la viga, que es donde se ubicarán las galgas extensométricas está dado por:

$$M_{(x=L)} = wL\left(\frac{L}{2} - a\right) \quad \text{IV.1}$$

En este análisis se considera que si a es igual a $L / 2$, puede verse en la Ecuación IV.1 que el momento en el centro de la viga será igual a *cero*. De este razonamiento se puede decir que no se inducirán deformaciones en el centro de la viga, debido a que el peso de la mitad de la viga no provocará flexión, pero aunque hubiese alguna lectura inicial, es posible calibrar a cero la galga extensométrica. La lectura de las deformaciones ocurre y el segundo momento de área I cambia conforme se desarrolla el corte. Los soportes se ubican a una distancia $a = L / 2$, tal como se observa en la Figura IV.13, consisten de dos piezas semicilíndricas que permiten a las vigas rotar libremente conforme se relaja el esfuerzo y no permite que el peso de cada parte tenga influencia en la lectura de la deformación.

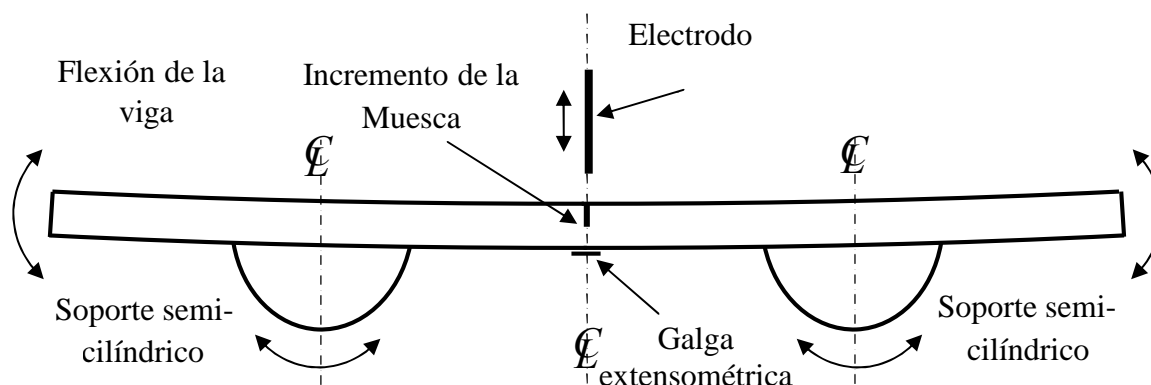


Figura IV.13.- Soporte de la viga para desarrollar el proceso de corte [Urriolagoitia-Sosa 2005]

Es importante resaltar que derivado de estas consideraciones, se tienen también las siguientes ventajas: La posición de la viga se ubica de tal manera que el centro de gravedad de cada una de las partes (la mitad de cada viga) pasa a través del centro de gravedad de los dos soportes semi-cilíndricos (Figura IV.13). La rotación de los soportes permite también que la muesca se mantenga en el mismo plano durante el proceso de corte. Se supone también que las rotaciones debido al relajamiento del campo de esfuerzos no cambia la distribución de momentos de manera significativa.

IV.7.1.- Manufactura de los soportes de las vigas

La manufactura de los soportes está en función de las consideraciones de la sección IV.7, es decir es necesario fabricar dos secciones semi-cilíndricas, las cuales deben mantener firme y a la vez permitir el libre movimiento de la viga, al relajarse el campo de esfuerzos residuales. Debe además permitirse el libre posicionamiento de de la viga, de tal manera que no se obstruya la ubicación de la galga extensométrica ya que existen cables que se conectan hacia el puente de Wheatstone permita

En función de lo anteriormente expuesto, se seleccionó una barra cilíndrica sólida de 25.4 mm de diámetro y 25.4 mm de longitud, de acero *AISI 1010*, se calibró por torneado la altura y el diámetro exterior, posteriormente el cilindro se cortó por el centro y longitudinalmente con sierra vertical. Por último, se calibró con rectificadora la altura total de cada una de las dos partes, quedando así la geometría y las dimensiones finales de las medias lunas. En la Figura IV.14 se muestran los soportes ya en posición dentro del recipiente de la máquina para electroerosión.

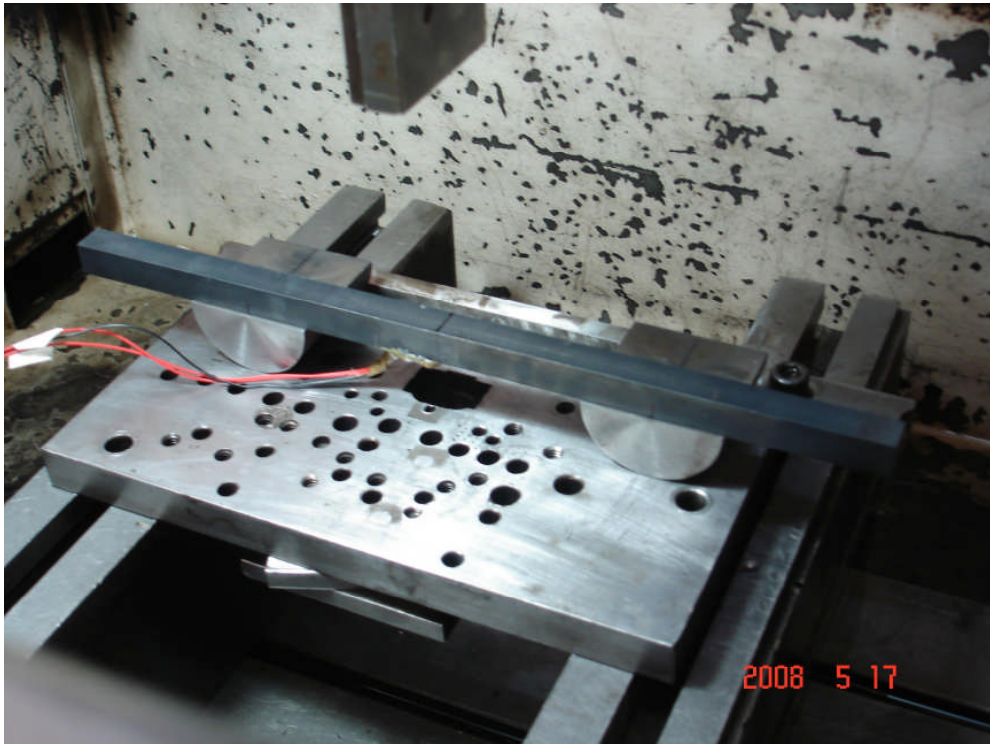


Figura IV.14.- Soportes para la viga y aplicación del *CCM*

IV.8.- Equipo para ensayos de flexión y predeformado

Por las características de los ensayos mecánicos que son necesarios realizar en esta investigación (axial y flexión en cuatro puntos) es necesario el uso de una máquina servo-hidráulica de ensayos mecánicos. En esta investigación se utilizó la máquina que se muestra en la Figura IV.15, la cual tiene las siguientes características; Sistema Universal Hidráulico de Ensayos Estáticos, marca Instron DX-600, Modelo: 600XD -SLP-C4-G1A, Tipo: UTM-HYD, Capacidad de carga: 600 kN, Serie: 600DXQ6882.



Figura IV.15.- Máquina utilizada para flexión y predeformados

IV.9.- Sistema de adquisición de datos

Para todos los casos de estudio se utilizó el sistema de adquisición de datos *System 6000* [Measurements Group, 2008], mediante el cual es posible tomar las lecturas que generan las galgas extensométricas debido a las cargas aplicadas durante el desarrollo de la prueba. Este sistema es capaz de tomar lecturas de hasta 10 000 muestras por segundo, que en este caso son 10 000 lecturas de deformación unitaria por segundo (Figura IV.17). Es posible tomar lecturas de sensores de temperatura, *LVDT's*, termocoples, potenciómetros, sensores piezoeléctricos, entre otros. Este sistema de adquisición de datos se conecta con un *CPU* el cual tiene ya instalada una tarjeta *PCI* y el software *strain smart 4.1*, los datos generados se pueden observar y registrar en el monitor de salida, tal como se muestra en la Figura IV.16.

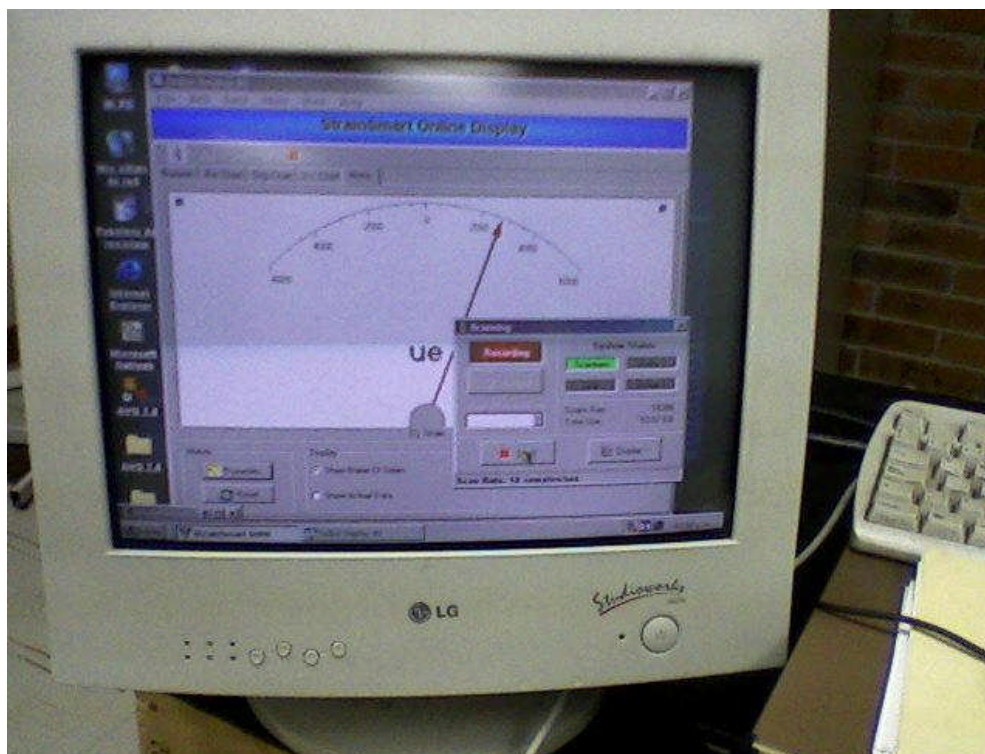


Figura IV.16.- Programa *Strain Smart 4.1*

IV.10.- Equipo utilizado para Pruebas de Fatiga

Para el mantenimiento y relajamiento de esfuerzos residuales se utilizó una máquina servo-hidráulica marca INSTRON, modelo 8502, con una capacidad de 250 kN, con número de serie C0285. En ella es posible realizar pruebas axiales en tensión y en compresión, pruebas de flexión en tres y cuatro puntos, y principalmente ensayos de fatiga a bajos y altos ciclos, a una frecuencia de 10 Hz. En la Figura IV.18 se ilustra esta máquina con el banco de pruebas ya montado, en ella se evaluarán campos de esfuerzos residuales en vigas sin historia previa y en vigas que fueron predeformadas $2\varepsilon_Y$ y $5\varepsilon_Y$.



Figura IV.17.- Máquina empleada para ensayos de fatiga

IV.11.- Sumario

En este capítulo se planteó la metodología del desarrollo experimental, la cual se aplicará para el desarrollo del Capítulo V y por medio del cual será posible la evaluación del mantenimiento y relajamiento de esfuerzos residuales. Se describen cada uno de los equipos utilizados, como son; hornos para tratamientos térmicos (así como el procedimiento que se siguió para realizarlo), del equipo que se utilizó para la inducción de historia previa (también, para la inducción de esfuerzos residuales).

Asimismo se muestra el banco de trabajo diseñado para realizar los ensayos a flexión en cuatro puntos. Se describen sus componentes y sus características. Se menciona el uso de las galgas

extensométricas, además del uso del recubrimiento que se aplica para sumergirlas en el líquido dieléctrico. En ese sentido se describe también la máquina de electroerosión que se empleó para aplicar experimentalmente el *CCM*.

Se muestran también los equipos para la adquisición de datos, como es el Puente de Wheatstone y el sistema de adquisición de datos; *System 6000*. Además de la máquina para ensayos de fatiga. En siguiente capítulo se desarrolla la fase experimental de esta investigación, la cual está enfocada a la evaluación del mantenimiento y relajamiento de esfuerzos residuales en vigas con y sin historia previa sometidas a cargas cíclicas.

V.1.- Generalidades

En el área ingenieril, por lo general se induce un campo de esfuerzos residuales en la superficie de un componente, cuando se requiere prolongar su vida útil. Siendo favorable el campo de esfuerzos residuales cuando su valor es negativo, es decir cuando se tienen esfuerzos residuales de compresión, los cuales inhiben el peligro latente de la activación de cualquier microdefecto o de una grieta. En este sentido la importancia del análisis que se presenta en esta tesis, radica en determinar el efecto que causa la aplicación de cargas cíclicas, en una configuración de flexión en cuatro puntos sobre una viga, en la que se ha inducido un campo de esfuerzos residuales. Lo que se resume, en el efecto que puede tener fatiga sobre el mantenimiento o relajamiento de los mismos esfuerzos. Por lo que una vez que se planteó la metodología experimental en el Capítulo IV, se desarrolla en ésta sección la parte experimental de este trabajo de investigación.

V.2.- Evaluación del campo de esfuerzos residuales en vigas con tratamiento térmico

Antes de aplicar el predeformado axial a las vigas seleccionadas y con objeto de asegurar que los especímenes se encuentren sin historia previa, se realizó un tratamiento térmico de recocido. Lo anterior se ejecutó como se mencionó en el Capítulo IV.

Para confirmar que las vigas con tratamiento térmico de recocido efectivamente se encuentran libres de esfuerzos residuales y/o historia previa, se aplicó experimentalmente el *Método de Respuesta de Grieta*. Lo anterior consiste en la inducción de una ranura de profundidad incremental en un componente, que por lo regular es un componente con un estado de esfuerzos residuales, sin embargo en este caso el especímenes se encuentra sin historia previa. Al inducir cada milímetro de corte, es posible medir el relajamiento de la deformación unitaria con una galga extensométrica, ubicada en el eje de crecimiento del corte y en la cara opuesta al inicio del

mismo. Además, cada lectura de la galga se registra utilizando el puente de Wheatstone. El corte se induce con una máquina de electroerosión por inmersión, para lo cual la vigas deben estar soportadas de tal manera que los esfuerzos residuales se relajen libremente (Figura V.1) [Urriolagoitia-Sosa, 2005]. El método propuesto, que a diferencia de los propuestos por *Prime* [2003] y *Nowell* [2000] se considera el más apropiado, debido a que permite el libre movimiento de la viga para cada incremento de la muesca y de acuerdo al valor del esfuerzo residual en ese punto.

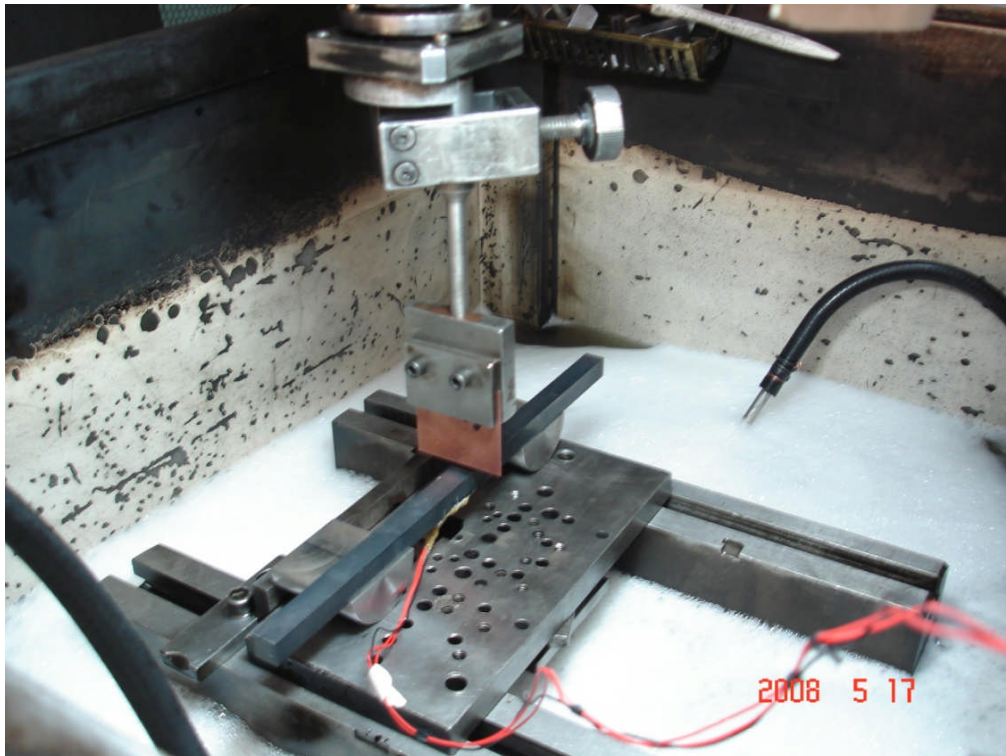


Figura V.1.- Soporte de las vigas antes del corte

Para el procedimiento de corte por electroerosión, se utilizó como electrodo una placa de Cobre de 0.56 mm de espesor 50 mm de ancho y 50 mm de largo. Es importante mencionar que al

penetrar el electrodo en la viga, se corta en exceso 0.2 mm por lado, lo que da un total de 0.96 mm, que es el ancho final de la ranura. De la misma manera debido a la erosión del electrodo, es importante compensar la altura del corte en cada etapa, para que la profundidad final de cada corte sea exactamente de 1 mm. En la Figura V.2 se muestra el electrodo montado en el portaherramientas, se observa la marca de la erosión que se produce al cortar la viga.

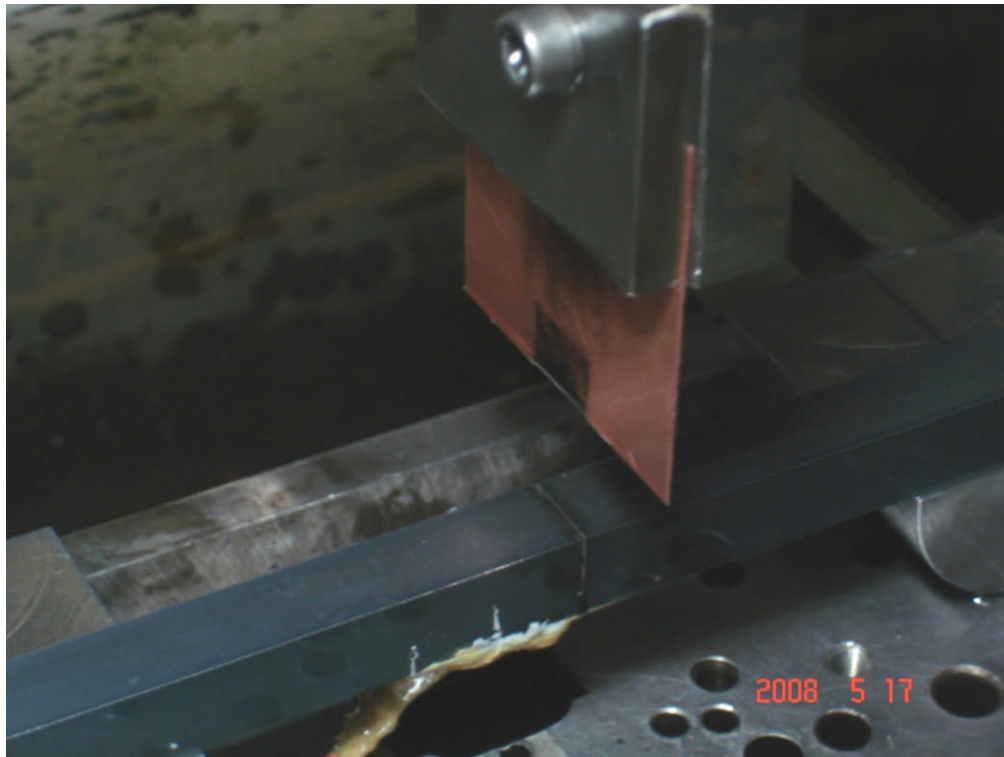


Figura V.2.- Inducción de la muesca por electroerosión

Otra característica importante que se muestra en la figura anterior, es el recubrimiento sobre la galga extensométrica, el cual queda sumergido durante 45 minutos en el líquido dieléctrico, que es el tiempo que tarda el proceso. Este recubrimiento protege perfectamente a la galga del ataque

del fluido dieléctrico, lo que descarta cualquier corto-circuito y por lo tanto cualquier alteración de la lectura del relajamiento de la deformación que se toma de la galga extensométrica.

Los resultados de los valores del relajamiento de la deformación unitaria, obtenidos por la aplicación del *CCM* a cada una de las vigas sin historia previa y que posteriormente fueron registrados por el puente de Wheatstone se muestran en la Tabla V.I.

Tabla V.1.- Resultados de la microdeformación obtenida para cada probeta

No. de Corte	Lectura en $\mu\varepsilon$ Para lote No. 1	Lectura en $\mu\varepsilon$ Para lote No. 2	Lectura en $\mu\varepsilon$ Para lote No. 3
0	-2	0	1
1	17	-4	2
2	18	-2	13
3	15	-2	-7
4	13	-3	-10
5	10	-6	-11
6	10	-4	-9
7	8	-3	-5
8	7	2	-2
9	27	17	12

Los resultados derivados de los valores obtenidos en la Tabla V.1 muestran que el proceso de recocido se aplicó correctamente y que las vigas se encuentran libres de historia previa. Por lo que las investigaciones experimentales subsecuentes en este trabajo de tesis, podrán realizarse con la seguridad de la falta de historia previa.

Con los resultados obtenidos del relajamiento de deformación obtenidas por la aplicación experimental del *CCM*, de acuerdo con el procedimiento descrito en el Capítulo III, se grafica en

las Figuras V.3, a, V.8, el campo de esfuerzos residuales existentes en las vigas después del recocido por relevado de esfuerzos. Es importante resaltar que de acuerdo a las lecturas de los valores obtenidos en la Tabla V.1, que los valores de las microdeformaciones son extremadamente pequeños, por lo que se puede visualizar desde esta etapa que el valor de los esfuerzos residuales en las vigas recocidas puede considerarse como despreciable o que los datos obtenidos por las galgas son deformaciones propias del proceso de corte.

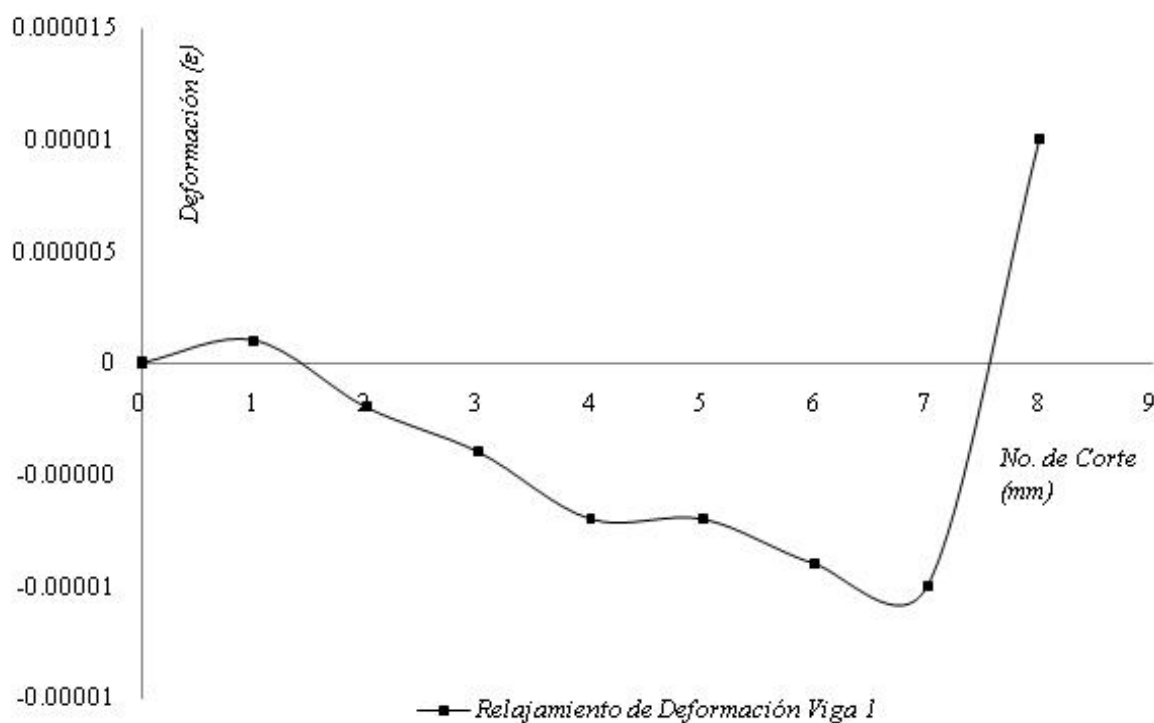


Figura V.3.- Lectura del relajamiento de la deformación en viga recocida No. 1

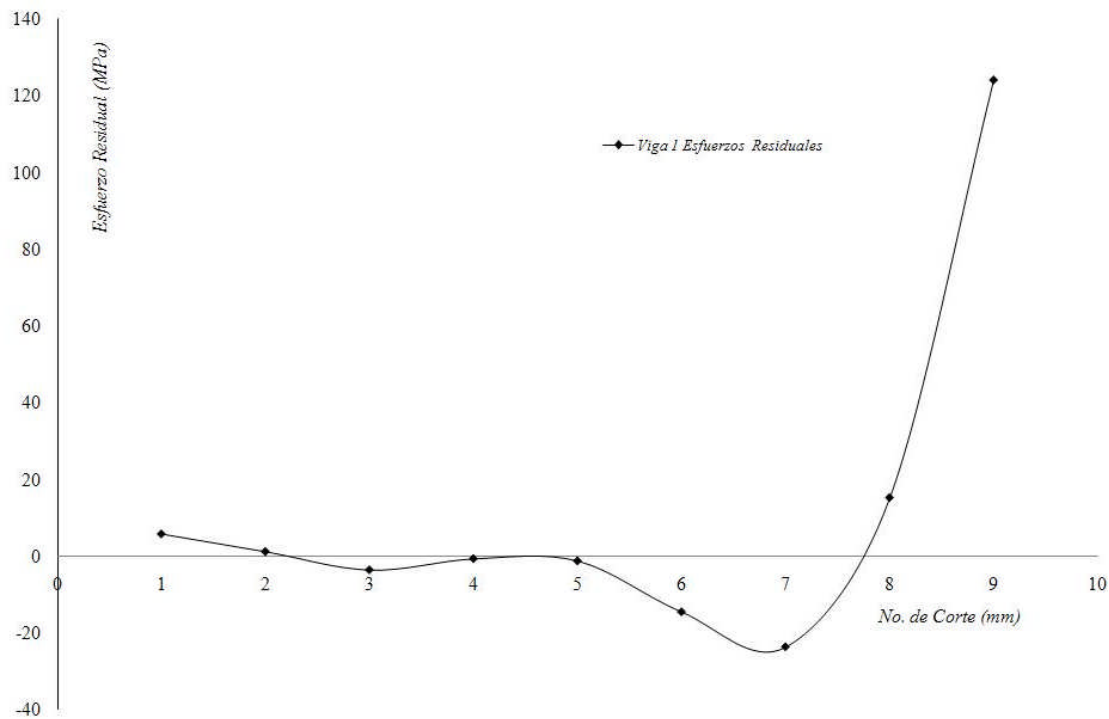


Figura V.4.- Campo de esfuerzos residuales en viga recocida No. 1

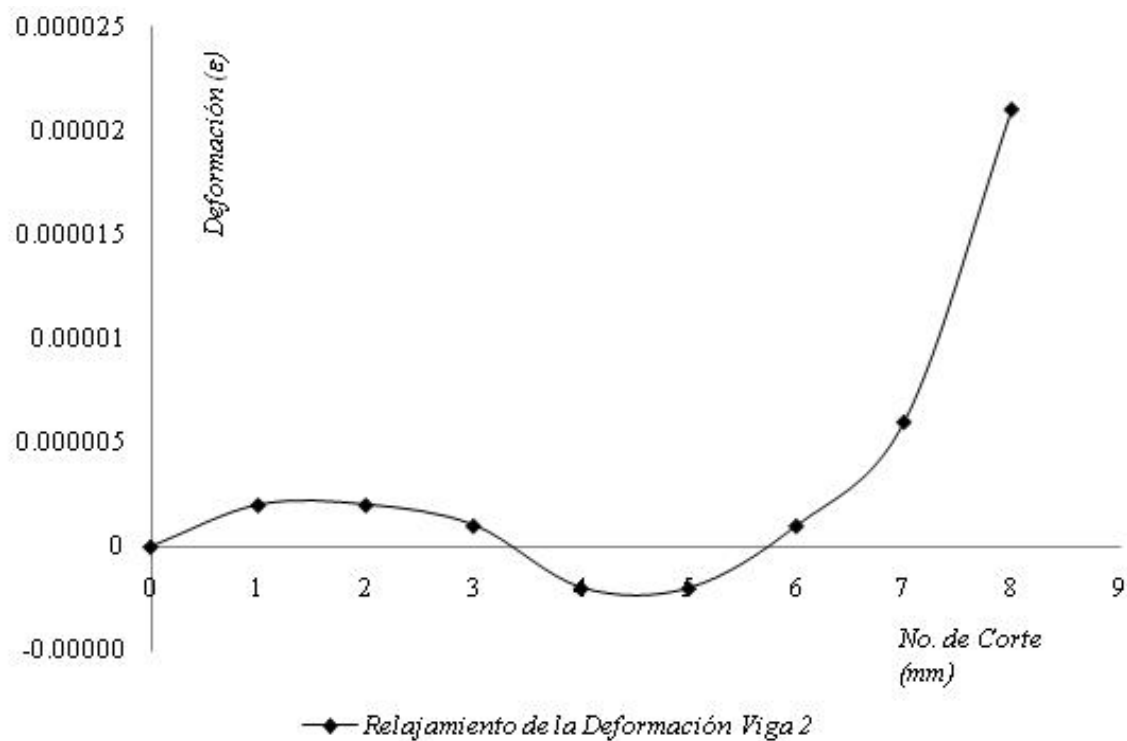


Figura V.5.- Lectura del relajamiento de la deformación en viga recocida No. 2

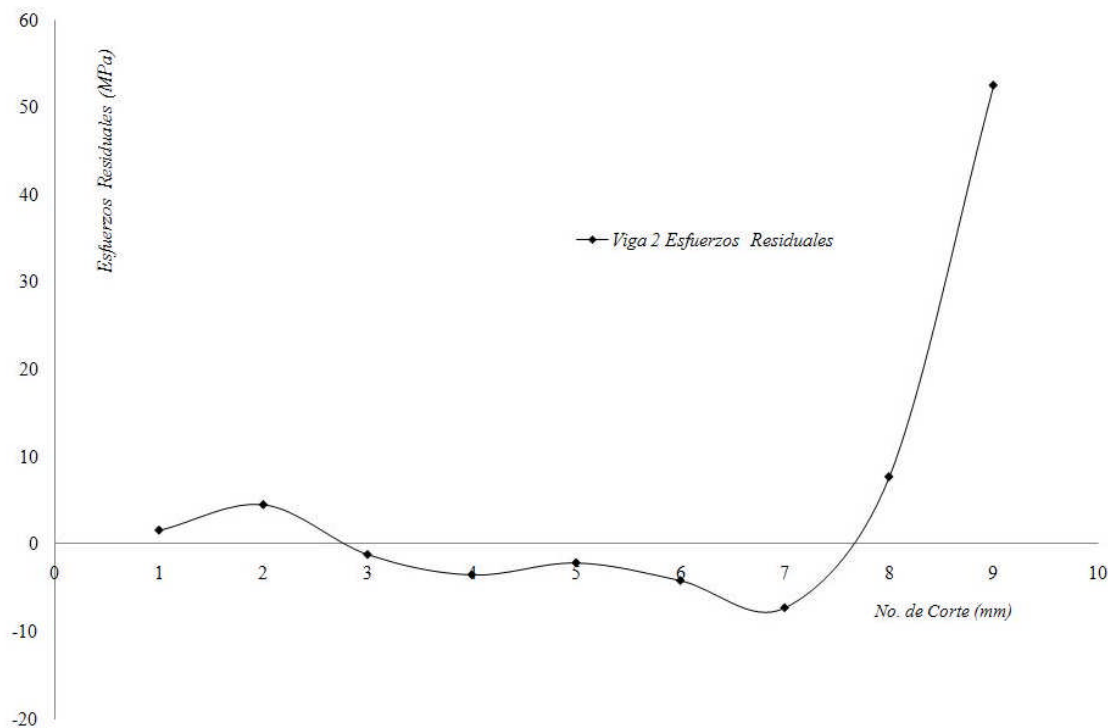


Figura V.6.- Campo de esfuerzos residuales en viga recocida No. 2

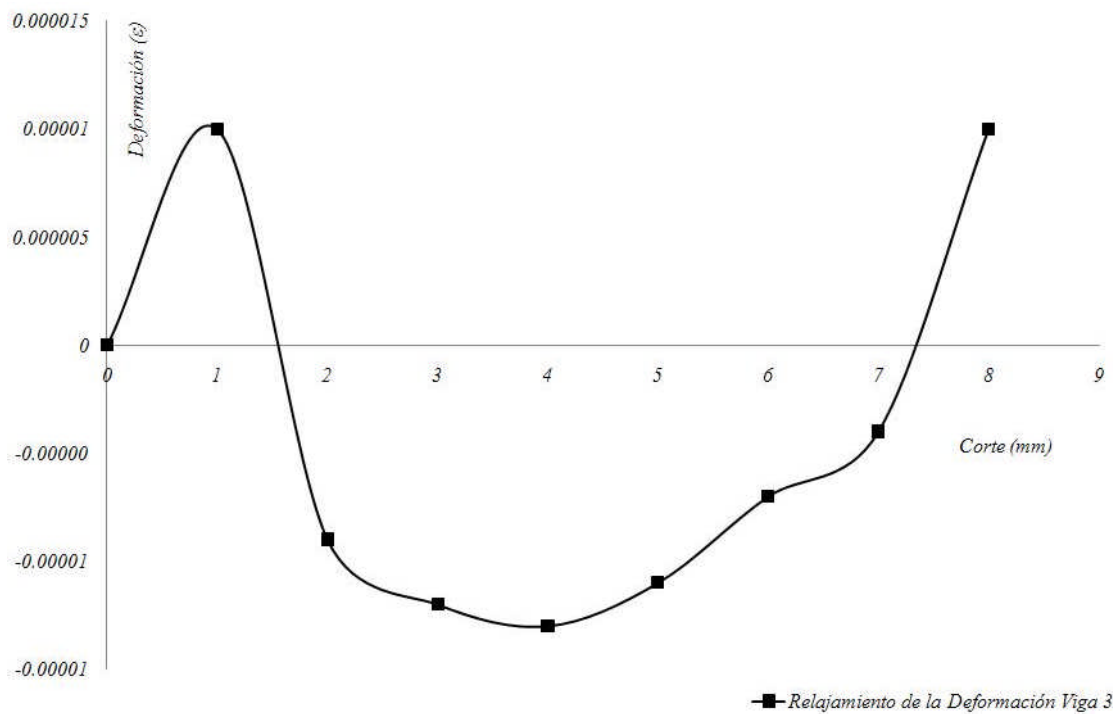


Figura V.7.- Lectura del relajamiento de la deformación en viga recocida No. 3

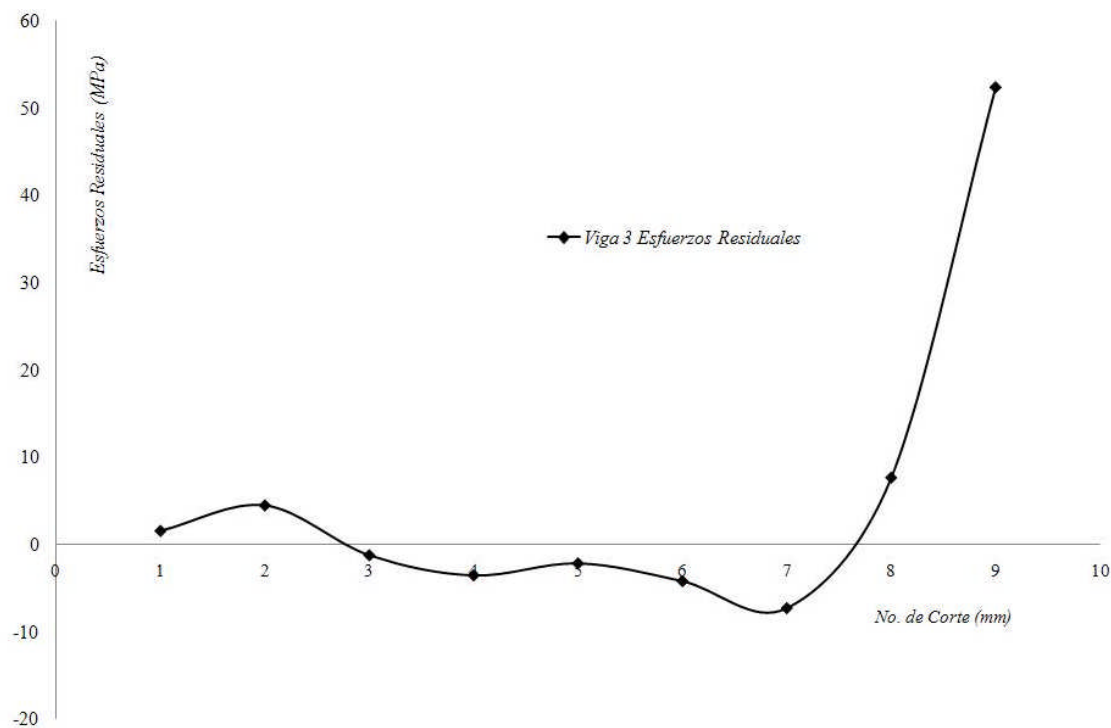


Figura V.8.- Campo de esfuerzos residuales en viga recocida No. 3

De las Figuras V.4, V.6, V.8, que representan los campos de esfuerzos residuales en las vigas recocidas, se puede decir que estos son mínimos y que tienen correspondencia con los datos del relajamiento de la deformación de la Tabla V.1. Lo que indica que las vigas y debido al proceso de recocido se aplicó, quedaron libres de esfuerzos previos.

V.3.- Caracterización de las propiedades mecánicas

El término caracterización significa obtención de los datos particulares que componen a un elemento. Lo anterior si se aplica en mecánica, significa que se requiere conocer las propiedades mecánicas del elemento en cuestión. En esta investigación se aplican ensayos de tensión y de compresión a las vigas, mediante un solo ensayo de flexión, para obtener las curvas esfuerzo-deformación del material, que determinan su comportamiento mecánico. Tal como se planteó en

los objetivos particulares de este trabajo, en lo referente a la caracterización del material [Urriolagoitia-Sosa, 2005]. En la Figura V.9, se muestra una viga en la cual se implementaron galgas extensométricas en caras opuestas y fueron sometidas a una carga de flexión pura, con lo cual es posible obtener la curva esfuerzo-deformación del material.



Figura V.9.- Viga sometida a cuatro puntos de flexión

De los ensayos a flexión y por medio de las lecturas obtenidas con las galgas extensométricas, se presentan en la grafica de la Figura V.10 los datos de las deformaciones unitarias que, se obtuvieron en tensión y en compresión ($15\ 919\ \mu\epsilon$ y $-14\ 495\ \mu\epsilon$, respectivamente) para cada superficie de la viga.

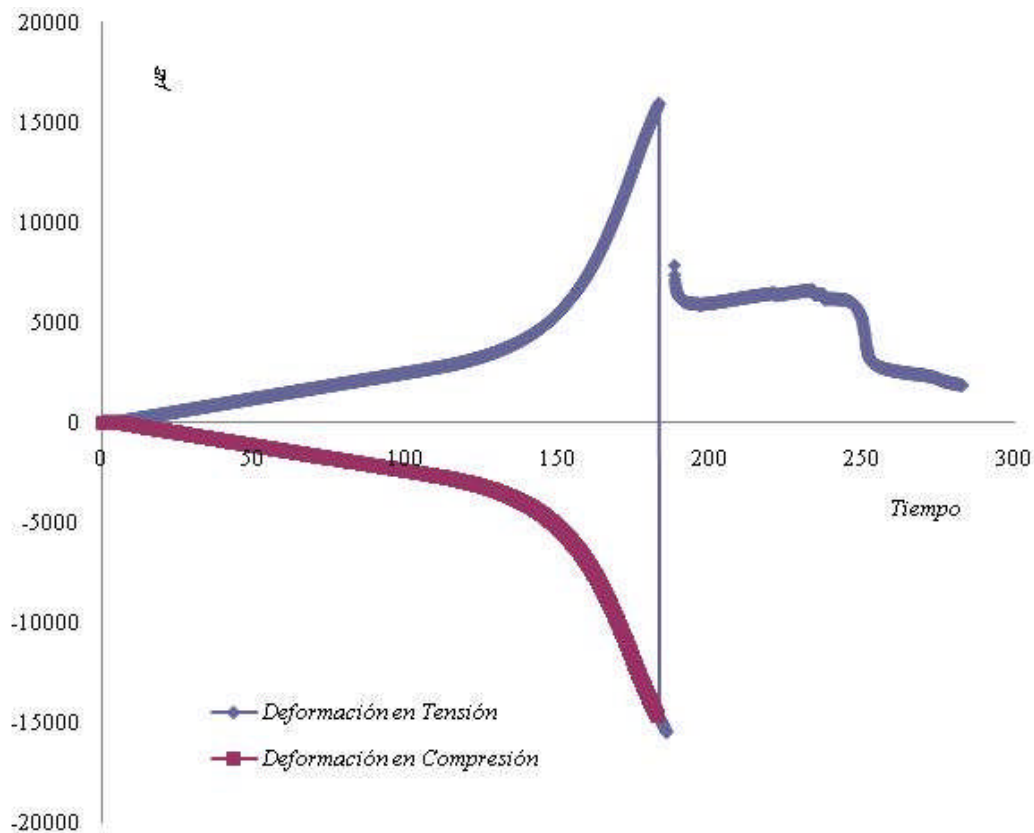


Figura V.10.- Deformaciones unitarias obtenidas por el ensayo a flexión

Mediante el desarrollo de este ensayo es posible determinar las propiedades mecánicas de material. Con una sola prueba es posible determinar las características del material en tensión y compresión al mismo tiempo [Marin, 1962]. En la Figura V.11 se muestra la prueba de cuatro puntos de flexión donde se superponen ambas curvas en un sólo cuadrante.

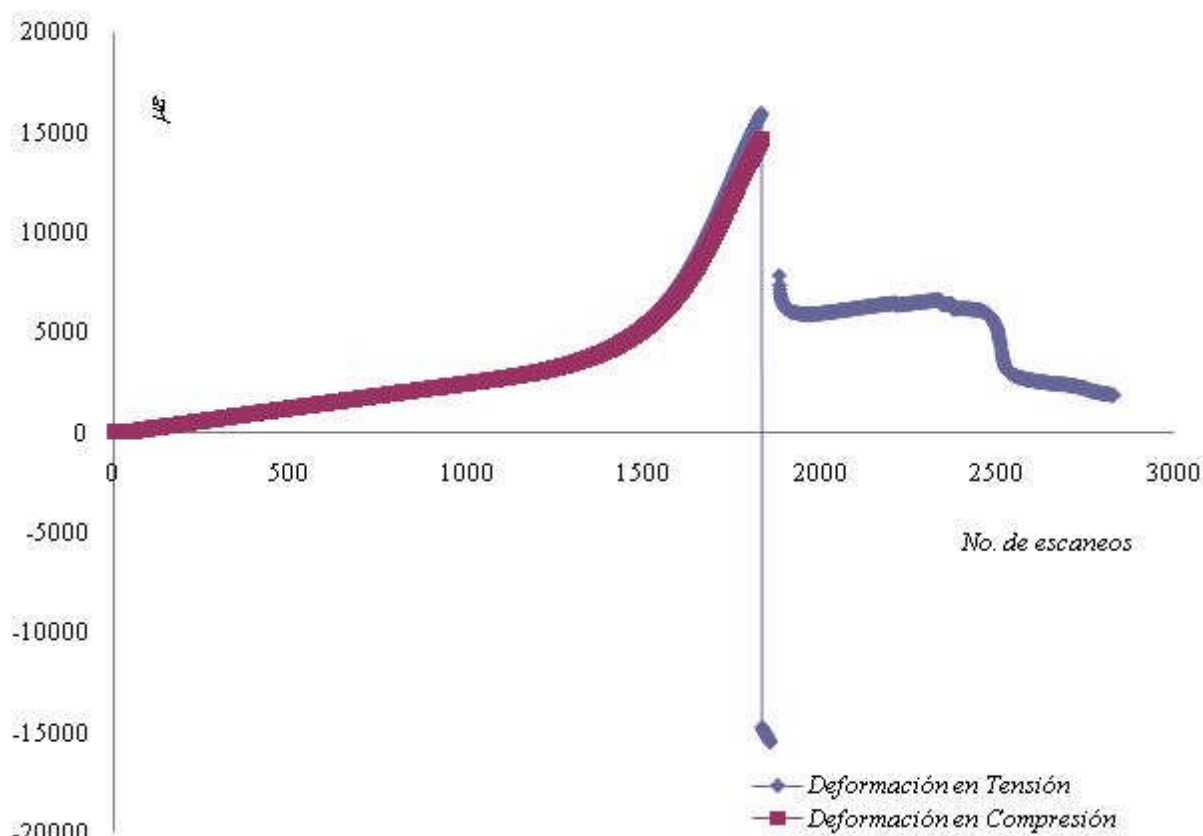


Figura V.11.- Superposición de las curvas obtenidas en tensión y en compresión

Se observa en estas figuras que ambas curvas concuerdan perfectamente, aunque en los puntos superiores extremos existe una ligera discordancia, esta se debe a que la flexión de la viga fue excesiva y se llegó a un punto en que la galga extensométrica, en la zona de tensión, perdió su capacidad de registrar la deformación producida.

Con los datos obtenidos y de acuerdo al procedimiento desarrollado por *Urriolagoitia-Sosa* [2004] se obtienen las siguientes curvas esfuerzo-deformación para el estado en tensión y en compresión (Figura V.12).

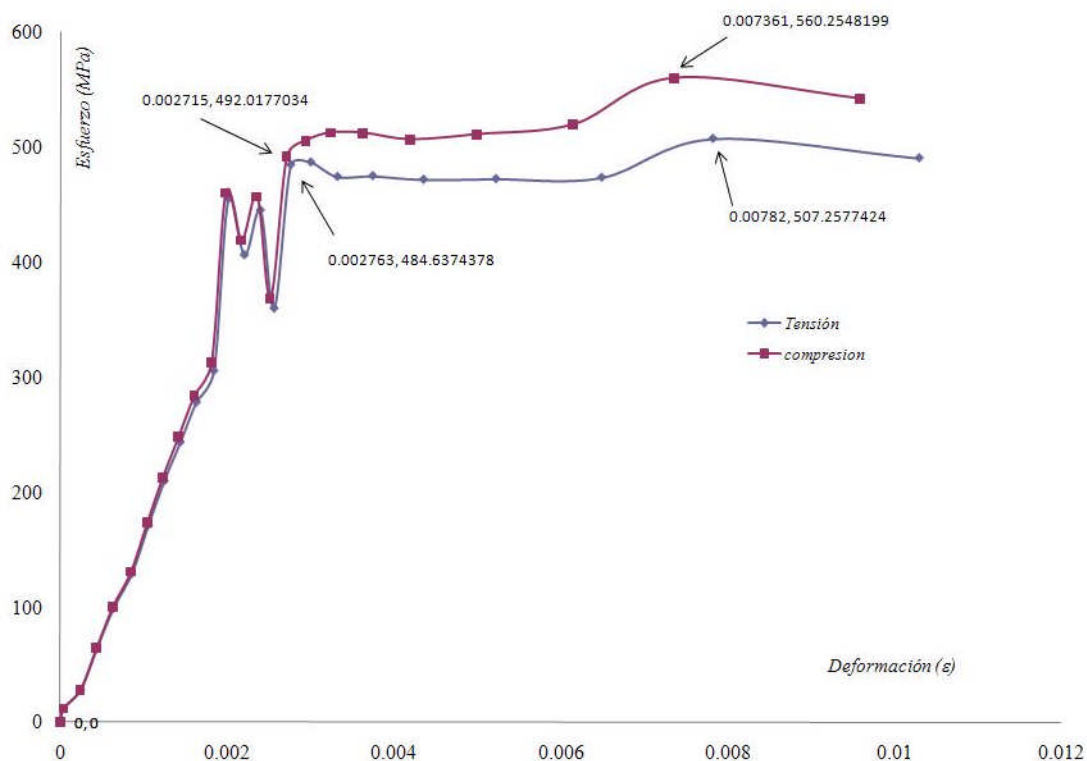


Figura V.12.- Caracterización de las vigas

De las curvas de la Figura V.12 se deduce que el valor de la deformación de cedencia ε_Y es de 0.0028 deformaciones o $2800 \mu\varepsilon$. A lo cual corresponde un esfuerzo de cedencia (σ_Y) de 492 MPa y un módulo elástico de 182 GPa. Estos valores son sumamente importantes ya que son la base para realizar la experimentación e inducción de esfuerzos residuales propuesta en los objetivos de esta tesis.

V.4.- Evaluación de campo de esfuerzos residuales en las vigas sin historia previa, sometidas a flexión pura

A las vigas empleadas en la sección V.3, se les aplicó experimentalmente el *CCM*, estas vigas se flexionaron hasta alcanzar un valor de $15\ 919$ y $-14\ 495\ \mu\epsilon$, como se describe en la sección V.3. Para este desarrollo se sigue el procedimiento descrito en el Capítulo IV. En la Figura V.13 se muestra la aplicación experimental del *CCM* a estas vigas.

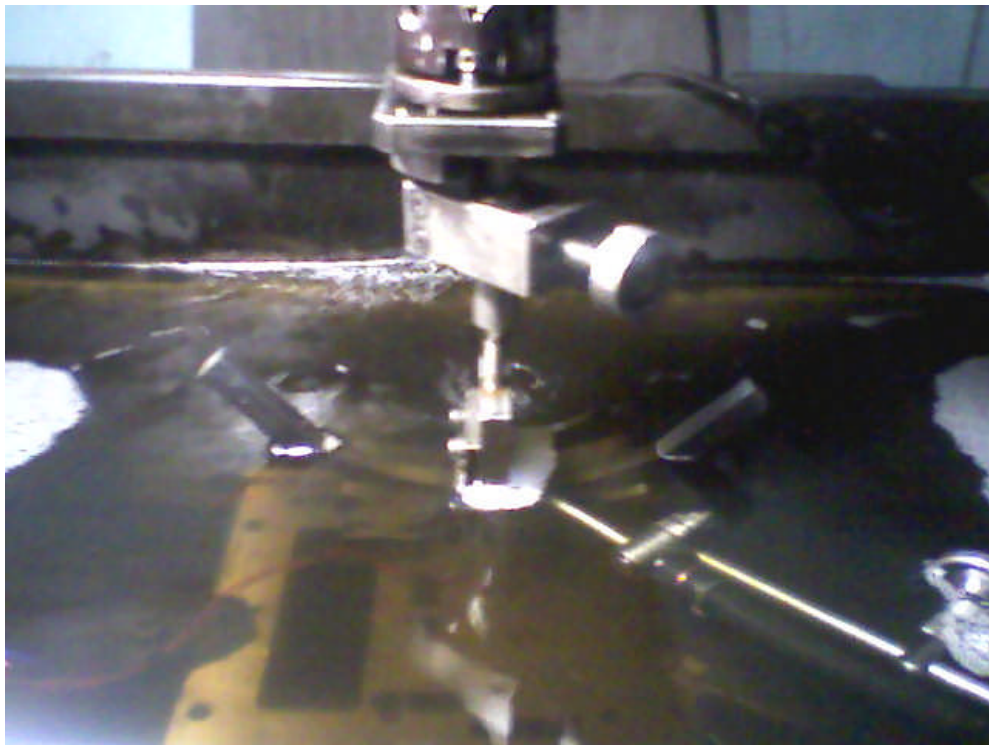


Figura V.13.- Aplicación del CCM en vigas sin historia previa

Con los valores de la deformación unitaria que se registraron con el puente de Wheatstone, por la aplicación experimental del *CCM*, se muestran en las Figuras V.14, V.15, V.16, los campos de esfuerzos residuales que se obtuvieron para estos casos. Por lo que se observa, en las tres gráficas

los valores de esfuerzo residual tienden a ser positivos o de tensión en las fibras extremas, manteniendo su auto-equilibrio, también se observa el desplazamiento del eje neutro de la viga. Además los campos de esfuerzos residuales obtenidos en las tres vigas, muestran un comportamiento diferente al que presentan los casos de vigas sin historia previa y con una carga por flexión que sólo rebase el esfuerzo de cedencia. Probablemente esta discrepancia con lo esperado analíticamente se debe a que la prueba de flexión fue excesiva y se tiene un jalón axial también en la prueba. Por lo que el efecto es una acción combinada de dos situaciones de carga.

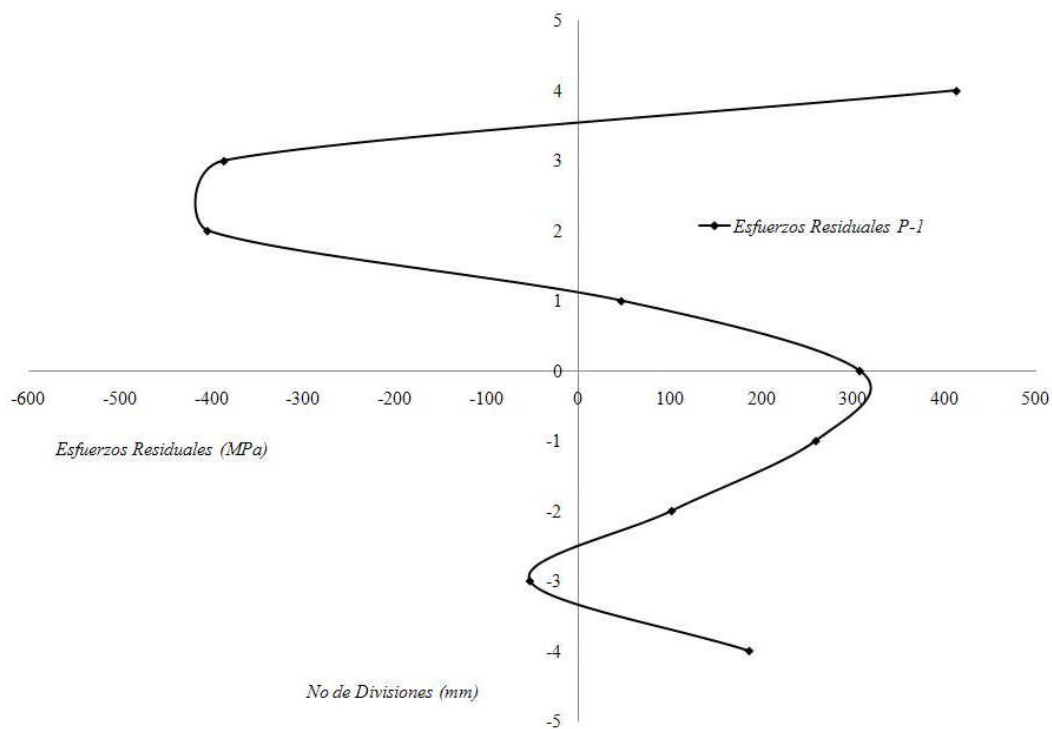


Figura V.14.- Campo de esfuerzos residuales viga-1

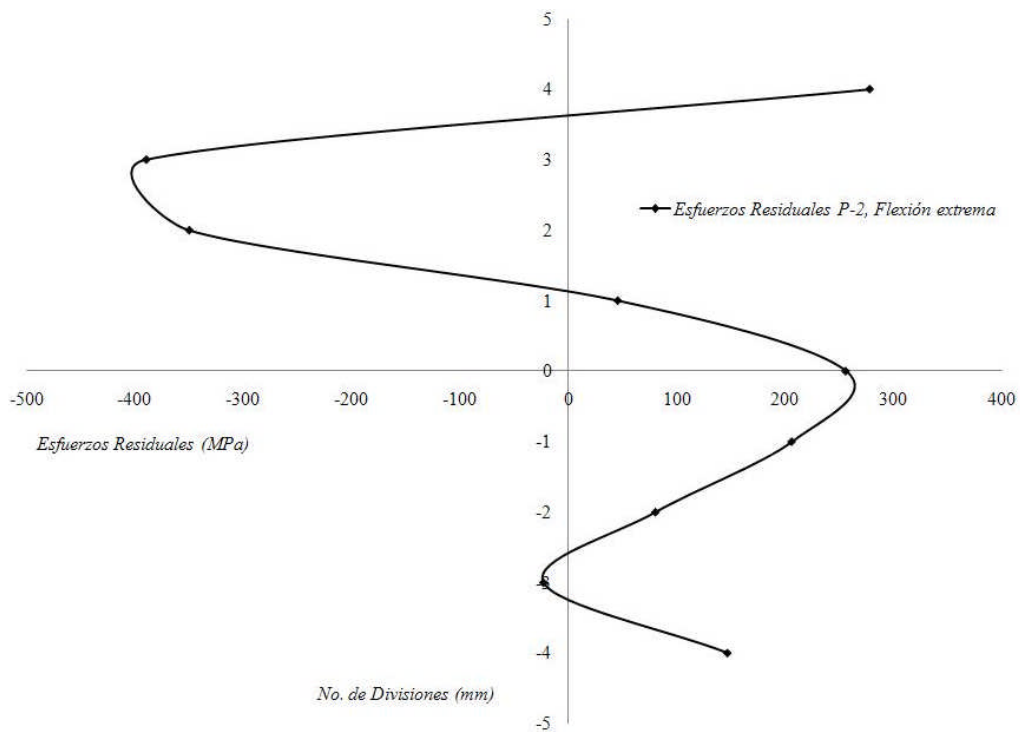


Figura V.15.- Campo de esfuerzos residuales viga-2

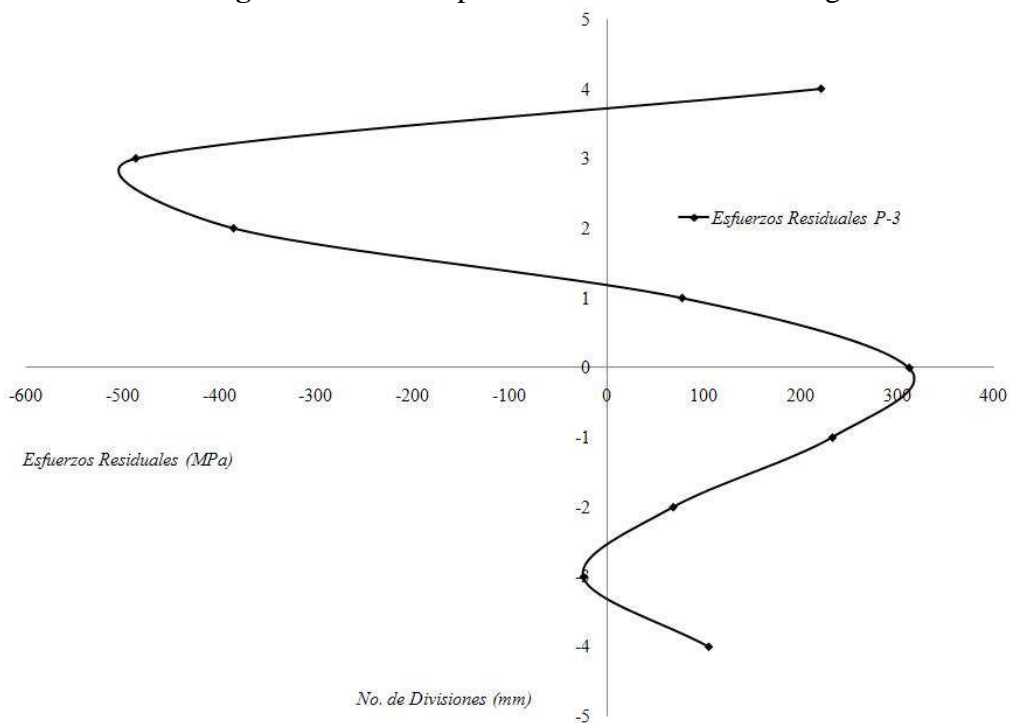


Figura V.16.- Campo de esfuerzos residuales en viga 3

V.5.- Evaluación del campo de esfuerzos residuales en las vigas sin historia previa, sometidas a flexión de $6000 \mu\epsilon$

En esta sección se aplicará experimentalmente el *CCM* a las vigas sin historia previa, las cuales se someten a flexión pura hasta alcanzar la lectura en el *System 6000* de $6000 \mu\epsilon$. Este es un valor que rebasa el esfuerzo cedencia, con lo que la viga queda inducida por un campo de esfuerzos residuales. Posteriormente se evaluará el campo de esfuerzos residuales existente para este caso y se hará la comparación correspondiente con el método analítico de superposición. En la Figura V.17, se muestra una de estas vigas, se ilustran también los cables de cada una de las galgas extensométricas en los lados correspondientes.

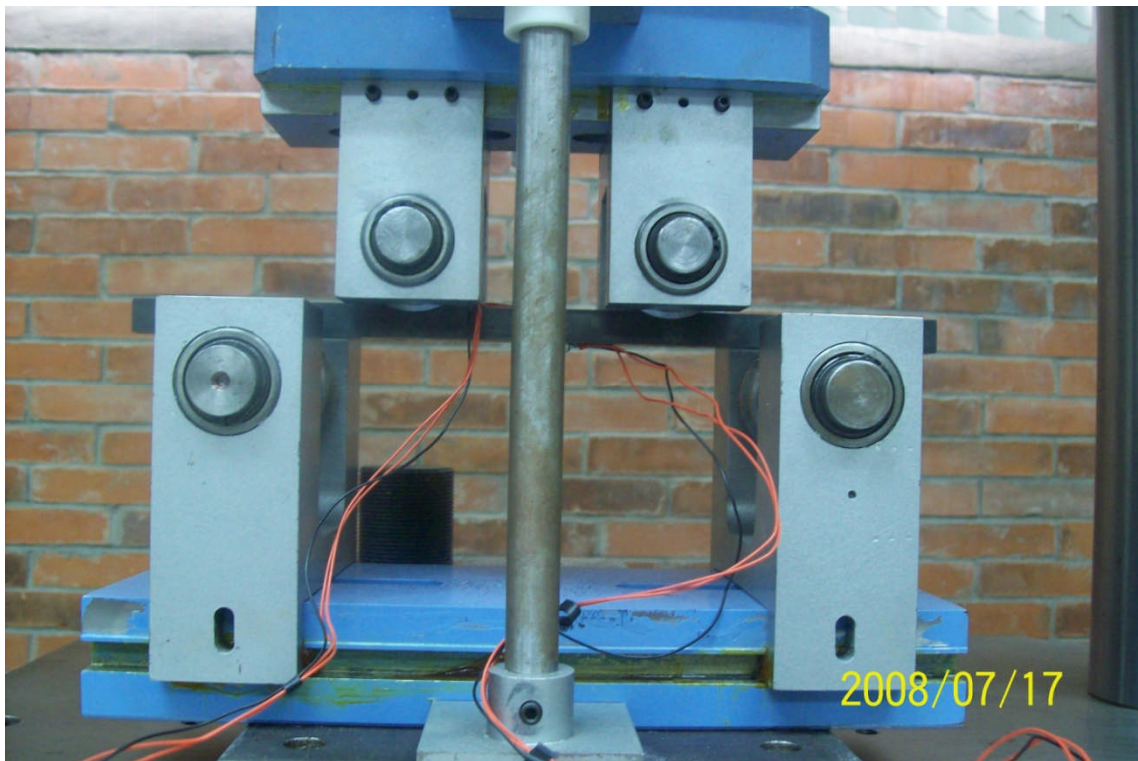


Figura V.17.- Viga sin historia previa sometida a flexión pura, $6000 \mu\epsilon$

En las Figuras V.18, V.19, V.20 se muestran la evaluación de los campos de esfuerzos residuales de las vigas sin historia previa (en tres diferentes especímenes). Se observa en todos los casos que se conserva el comportamiento axisimétrico. Es decir, que los campos de esfuerzos residuales tienen valores similares a ambos lados del eje neutro, es de observarse también que se mantiene el auto-equilibrio del campo de esfuerzos residuales. Estos resultados muestran excelente concordancia con los obtenidos en el Capítulo III, para el caso de vigas sin historia previa.

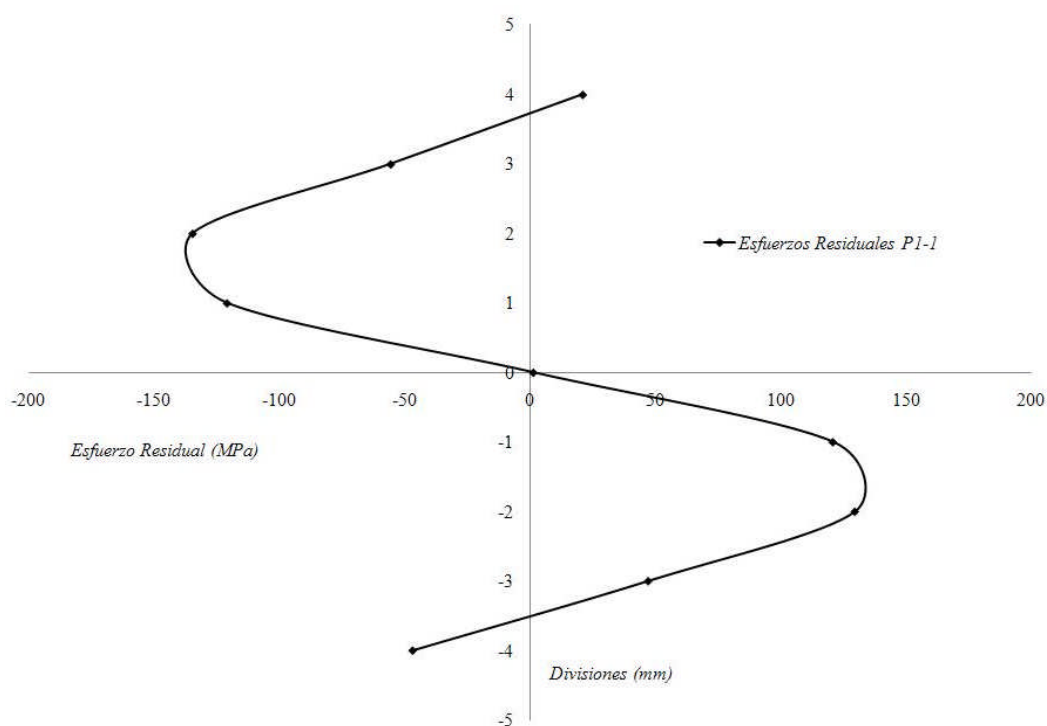


Figura V.18.- Campo de esfuerzos residuales en vigas sin historia previa, P-1

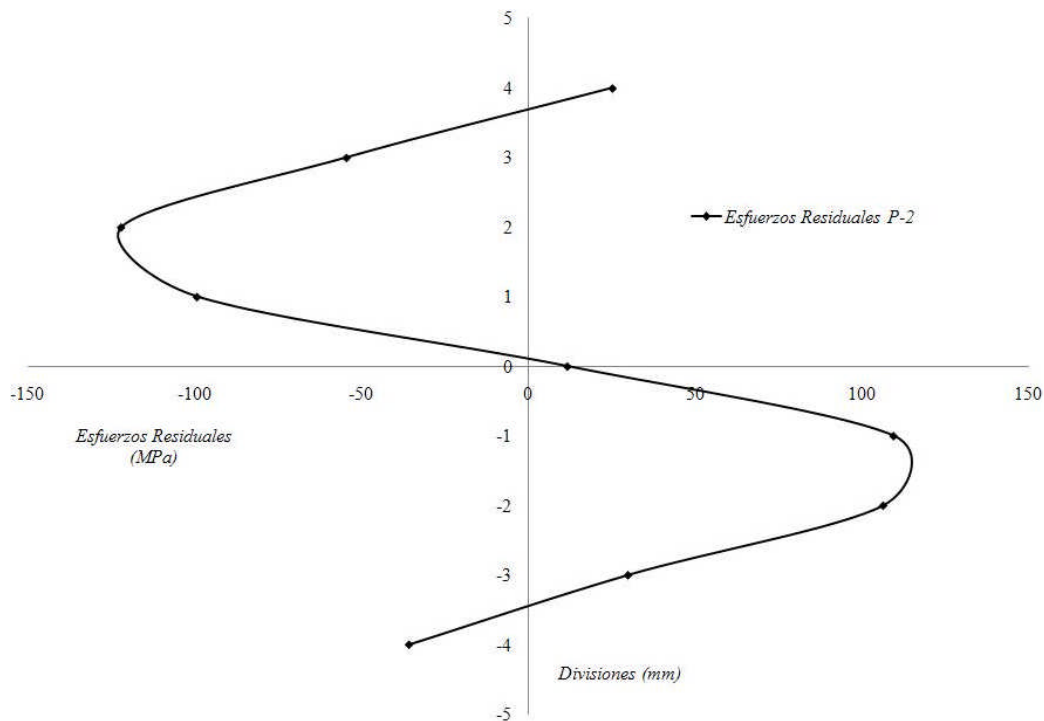


Figura V.19.- Campo de esfuerzos residuales en vigas sin historia previa, P-2

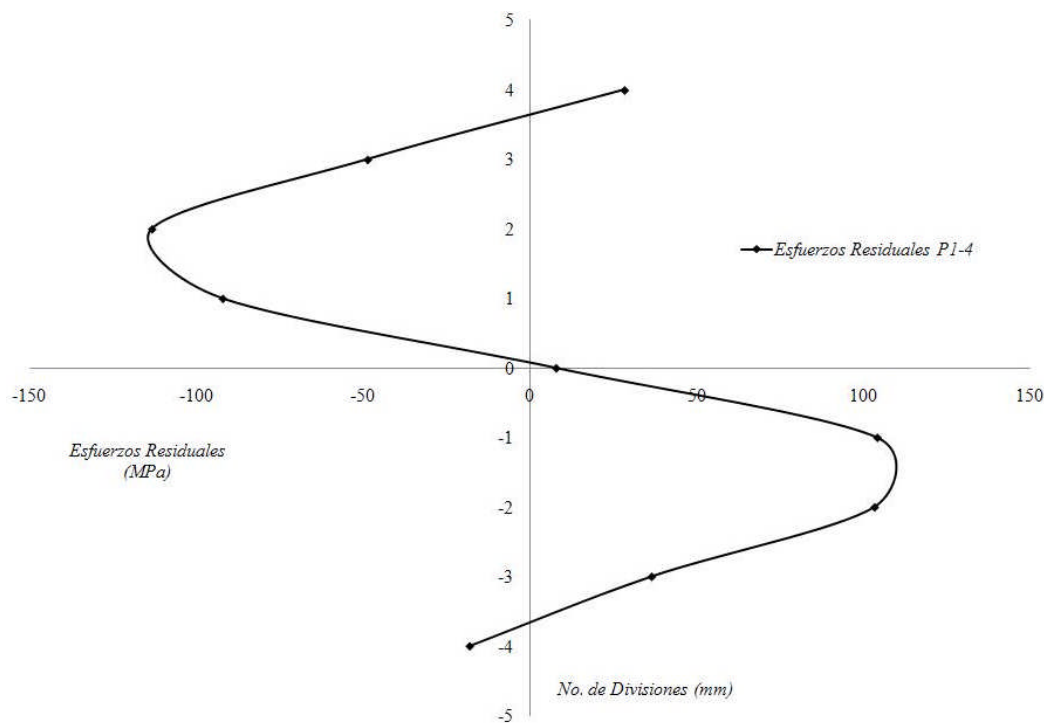


Figura V.20.- Campo de esfuerzos residuales en vigas sin historia previa, P-4

V.5.1.- Análisis comparativo de resultados para vigas sin historia previa

En la Figura V.21 se muestran superpuestas las gráficas correspondientes a los resultados obtenidos de la evaluación del campo de esfuerzos residuales en vigas sin historia previa. Los métodos de evaluación son tales como; el analítico, el numérico (*MEF*) y el experimental (*CCM*).

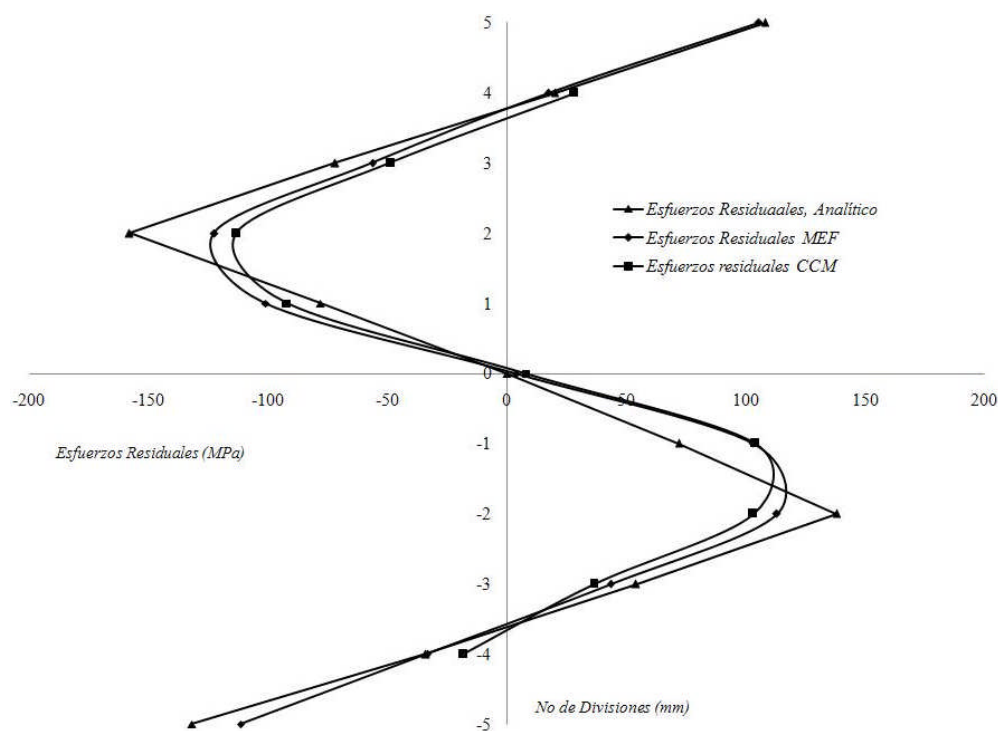


Figura V.21.- Comparación entre los resultados para vigas sin historia previa

Los resultados muestran excelente similitud en cuanto a la tendencia del comportamiento del campo de esfuerzos. Además mantienen su axisimetría con respecto al eje neutro, el cual mantiene su posición original, lo que es característico de las vigas sin historia previa.

V.6.- Evaluación de campo de esfuerzos residuales en las vigas con historia previa de $2\varepsilon_Y$

En esta sección se evalúa el campo de esfuerzos residuales en las vigas que han sido sometidas a un predeformado homogéneo, que ha rebasado dos veces el esfuerzo de cedencia. Es decir, sufrieron un prejalado de $5\ 600\ \mu\varepsilon$. En la Figura V.22 se muestra la viga montada en posición axial, en la máquina para ensayos a tensión. Los datos obtenidos se registraron en el sistema de adquisición de datos (*System 6000*).



Figura V.22.- Vigas sometidas a prejalado de $2\ \varepsilon_Y$

Posterior al predeformado, se procede a la inducción de esfuerzos residuales, para lo cual como ya se describió y de la misma manera que en el análisis numérico, se aplica una configuración de

flexión en cuatro puntos. Los datos de la deformación que se adquieren por las galgas extensométricas, se registran en el sistema de adquisición de datos (System 6000). De acuerdo a la teoría descrita en el Capítulo III, se aplicó la carga por flexión hasta alcanzar un valor de deformación $6000 \mu\epsilon$, siendo este un valor que rebasa el esfuerzo de cedencia y que no llega al esfuerzo último. En la Figura V.23 se ilustra el equipo completo, además del banco de trabajo para ensayos a flexión en cuatro puntos y la viga montada en posición horizontal.



Figura V.23.- Vigas prejaladas sometidas a flexión

La Figura V.24 presenta una de las vigas ya con historia previa y con esfuerzos residuales inducidos, se observa una ligera flexión en la viga. En esta figura también se muestra la muesca inducida para la aplicación del *CCM*.



Figura V.24.- Vigas con esfuerzos residuales inducidos

En la Figura V.25, se muestran las curvas obtenidas para los campos de esfuerzos residuales en las vigas bajo esas condiciones. Debe observarse que su comportamiento es similar a los resultados obtenidos por el análisis numérico del Método de Respuesta de Grieta, para un prejalado de $2 \varepsilon_y$, del Capítulo III.

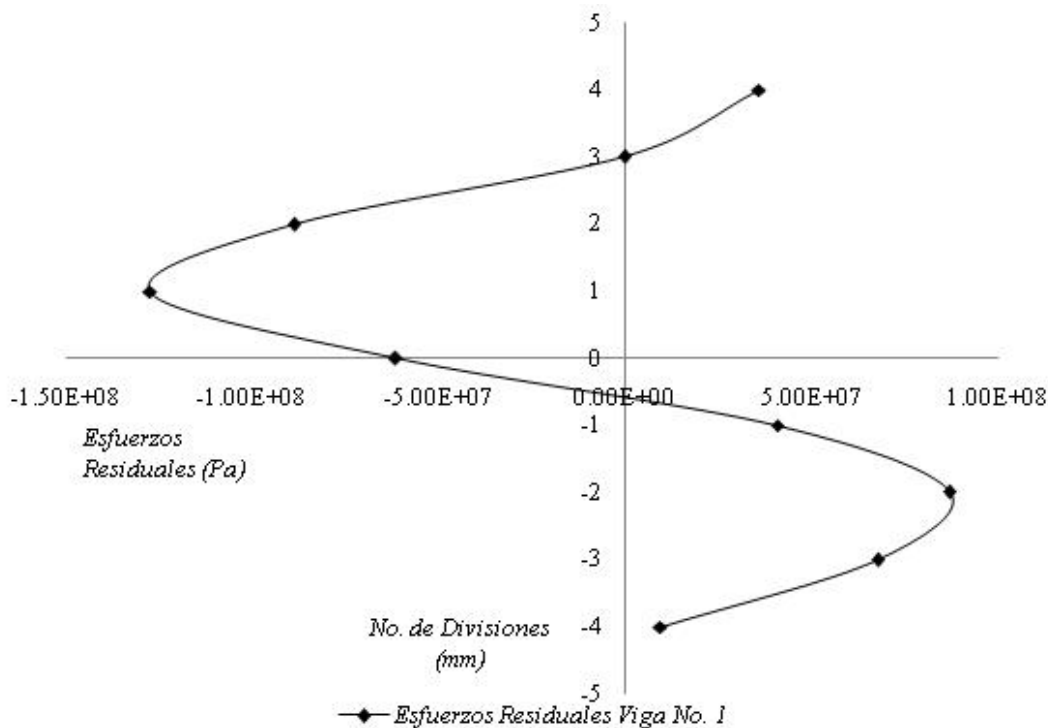


Figura V.25.- Campo de esfuerzos residuales de la viga 1 sometida a prejalado de $2 \varepsilon_{\gamma}$

En las Figura V.25 el comportamiento del campo de esfuerzos resulta anisotrópico, es decir presenta un comportamiento que no es axisimétrico con respecto al eje neutro de la viga.

V.6.1.- Análisis comparativo de resultados en vigas con $2 \varepsilon_{\gamma}$

En esta sección se muestran en la Figura V.26, los resultados obtenidos de la aplicación de los tres métodos de evaluación que se han empleado en esta investigación, estos son; el experimental, el analítico, y el Método del Elemento Finito. Todo esto para el caso de vigas con historia previa de $2 \varepsilon_{\gamma}$.

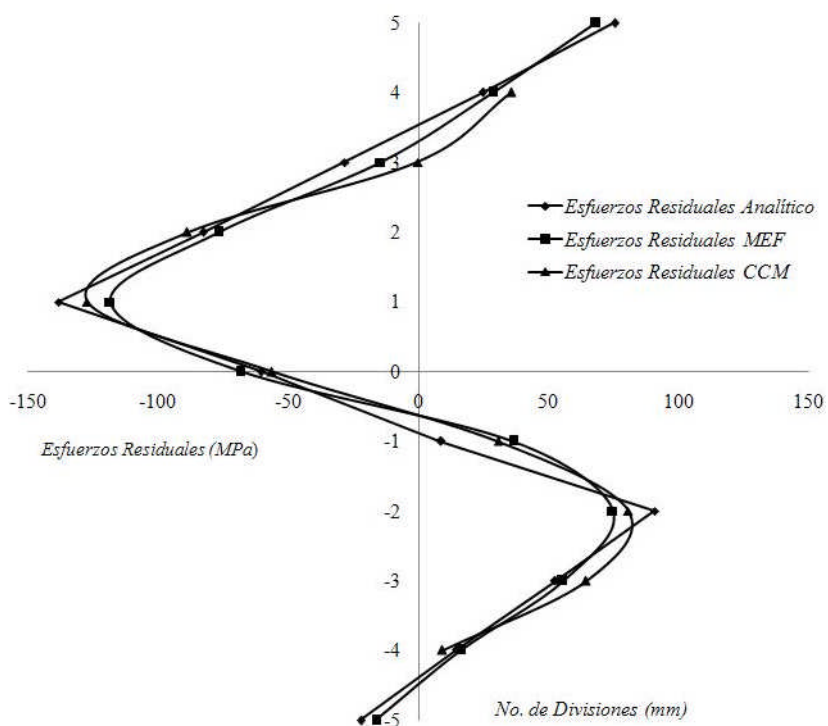


Figura V.26.- Análisis comparativo de los resultados para $2\varepsilon_Y$.

En esta figura nuevamente se observa para este caso de análisis, excelente concordancia entre los tres métodos de evaluación aplicados, lo que indica que las vigas están correctamente inducidas con el predeformado y con el campo de esfuerzos residuales requerido para análisis posteriores.

V.7.- Evaluación de campo de esfuerzos residuales en las vigas con historia previa de $5 \varepsilon_Y$

Similar a la sección anterior, se evalúa el campo de esfuerzos residuales en las vigas que han sido sometidas de la misma manera a un predeformado homogéneo. La deformación unitaria alcanzada ha rebasado en cinco veces el esfuerzo de cedencia. Es decir, estas vigas sufrieron un

proceso de endurecimiento por deformación de $14\ 000\ \mu\epsilon$. En la Figura V.27, se muestra después de haber aplicado experimentalmente el Método de Respuesta de Grieta, la evaluación del campo de esfuerzos residuales en estas vigas.

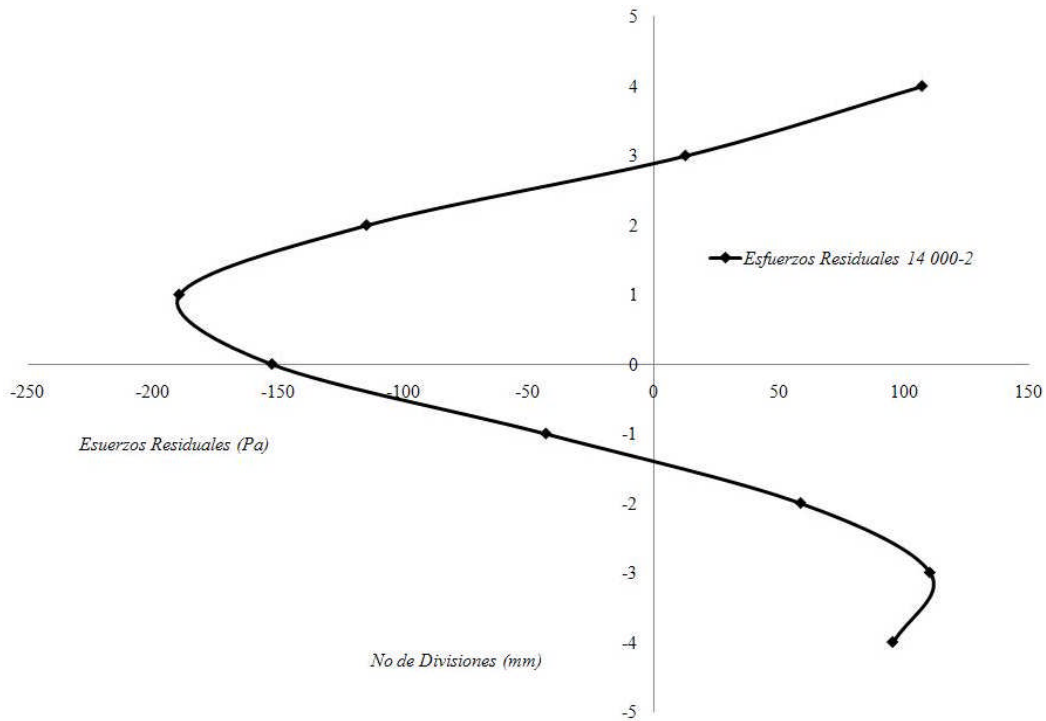


Figura V.27.- Campo de esfuerzos residuales de la viga 2 sometida a prejalado de $5\epsilon_\gamma$

V.7.1.- Análisis comparativo entre los tres métodos de evaluación para $5\epsilon_\gamma$

En estas vigas se aplicó un nivel alto de endurecimiento por deformación, lo que da como resultado que el campo de esfuerzos presente un comportamiento completamente anisotrópico. En estas gráficas, el campo de esfuerzos residuales que debería estar a compresión en la zona sometida a tensión tiende a desaparecer. Se muestran en la Figura V.28, los campos de esfuerzos residuales obtenidos por la aplicación de los tres métodos de evaluación, a saber; el analítico, el experimental y el numérico.

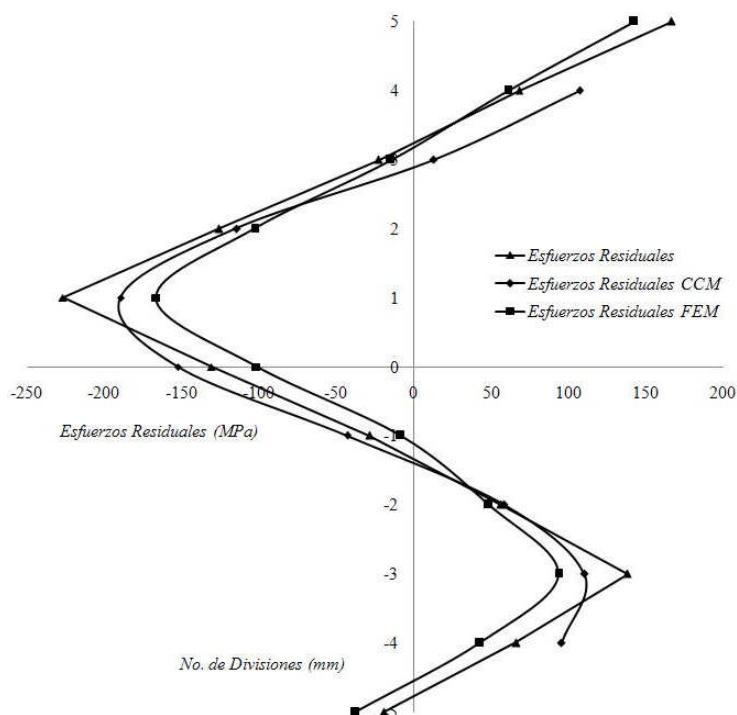


Figura V.28.- Análisis Comparativo de los resultados para $5 \varepsilon_y$

Se aplicó un predeformado a otro lote de vigas, cuyo valor fue de $19\ 600 \mu\varepsilon$, aunque el valor máximo alcanzado de predeformado fue de $16\ 000 \mu\varepsilon$. Dado que es un valor cercano al analizado en la sección anterior se decidió no realizar el análisis del campo de esfuerzos. Debe observarse que este valor de deformación es similar al obtenido por la flexión máxima de las vigas de la sección V.4.

V.8.- Evaluación del mantenimiento o relajamiento del campo de esfuerzos residuales bajo cargas cíclicas

En esta sección se someten las vigas sin y con historia previa de $2 \varepsilon_y$ e inducidos con esfuerzos residuales al efecto de cargas cíclicas. Su evaluación radica en el efecto que tienen los esfuerzos residuales en un componente, dado que pueden inhibir o estimular el crecimiento de grieta en un componente. En ese sentido en la Figura V.29 se muestra el resultado obtenido por la deformación unitaria determinada por una de las galgas (las galgas presentan resultados muy similares, pero en sentidos contrarios dependiendo si están en compresión o tensión) contra el número de ciclos, y donde se aplica la carga por fatiga con un valor igual al 50 % del valor inicial del momento flexionante, que indujo el campo de esfuerzos residuales.

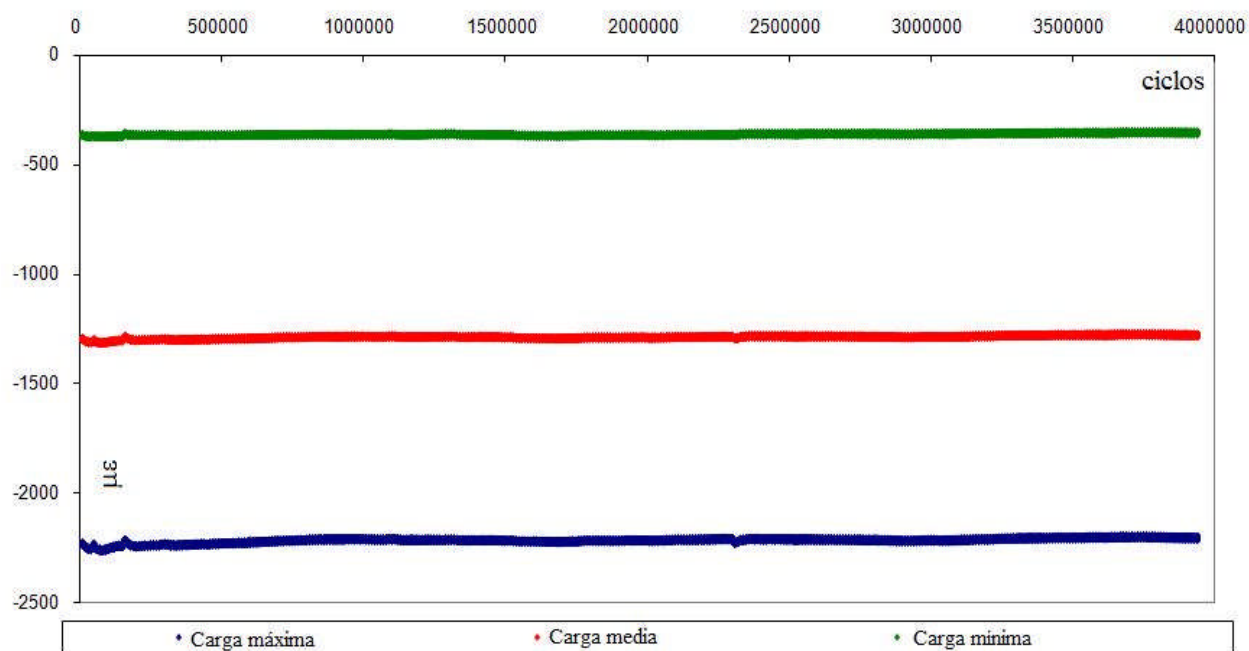


Figura V.29.- Prueba de fatiga a 50 % de la carga de inducción de esfuerzos residuales en un espécimen sin esfuerzos residuales

La aplicación de las pruebas de fatiga se realizó en la máquina servo-hidráulica, mostrada en la Figura IV.17. Se aplicó una onda senoidal con una frecuencia de 10 Hz. En la Figura V.29, se observa que el espécimen muestra vida infinita, lo cual también presenta un elemento mecánico apto, si es seleccionado, para este tipo de servicio. Además el espécimen no presenta esfuerzos residuales y se puede observar una vida a la fatiga muy cercana a 4 000 000 de ciclos.

En la Figura V.30, se presenta otra prueba de fatiga que se realizó de la misma manera que la anterior, pero sólo se incrementó la carga fluctuante un 10 % más. Así la carga por fatiga tuvo un valor igual al 60 % del valor inicial del momento flexionante, que indujo el campo de esfuerzos residuales

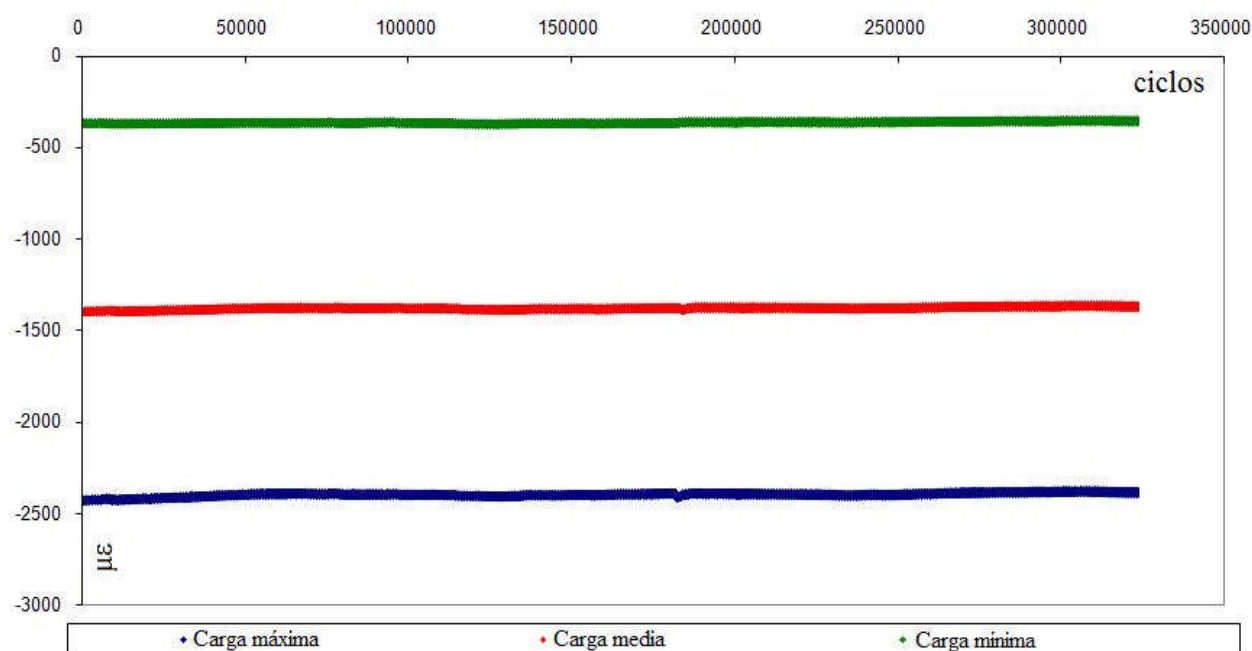


Figura V.30.- Prueba de fatiga a 60 % de la carga de inducción de esfuerzos residuales en un espécimen sin esfuerzos residuales

En la figura anterior se puede observar que el incremento de la carga, con tan sólo un 10 %, redujo sustancialmente la vida útil del material (aproximadamente 330 000 ciclos). Se continuaron realizando análisis de fatiga de este tipo con carga de 70 % y 90 % (Figura V.31 y V.32) para determinar las cargas a utilizar en componentes inducidos con esfuerzos residuales.

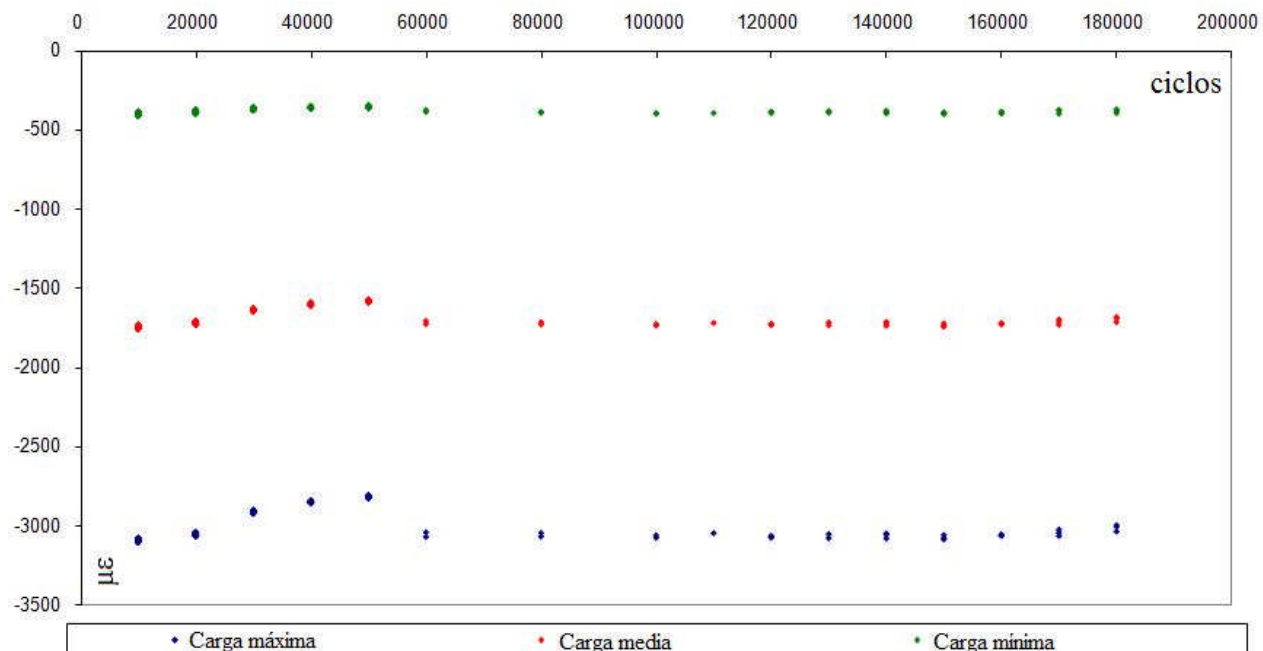


Figura V.31.- Prueba de fatiga a 70 % de la carga de inducción de esfuerzos residuales en un espécimen sin esfuerzos residuales

En las Figuras V.29 a V.32, se puede observar claramente el deterioro de la vida útil del material y como decrecen los ciclos de aplicación de la carga de flexión. Mientras que la Figura V.29 muestra una vida infinita, las siguientes tres figuras muestran como el cambio en la magnitud produce un deterioro sustancial en el material.

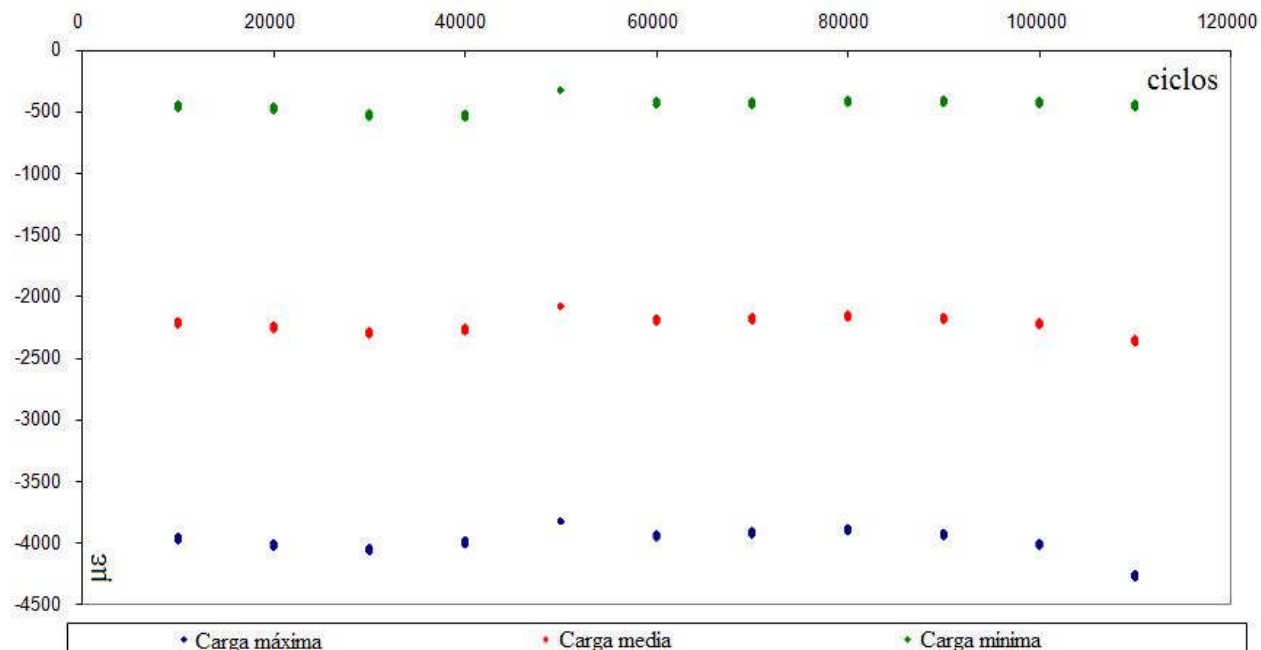


Figura V.32.- Prueba de fatiga a 90 % de la carga de inducción de esfuerzos residuales en un espécimen sin esfuerzos residuales

La siguiente evaluación se realizó con espécimen inducido con esfuerzos residuales. Donde se aplicó una carga igual al 60 % del momento flexionante que indujo el campo de esfuerzos residuales. Se muestra también en la Figura V.33 la máxima y la mínima carga flexionante, la cual se mantuvo durante el ciclo completo de la prueba. Se puede observar que el campo de esfuerzos residuales incrementa la vida útil del material. Se podría decir que en el material, el efecto del campo del esfuerzo residual, provoca la vida infinita de este componente. En la Figura V.34 se ilustran los datos de deformación de la parte superior e inferior de las superficies de las vigas contra el número de ciclos de la prueba. De estas figuras se puede observar que no existe relajación del campo de esfuerzos residuales, ya que no se puede ver un cambio en la tendencia del comportamiento de la deformación.

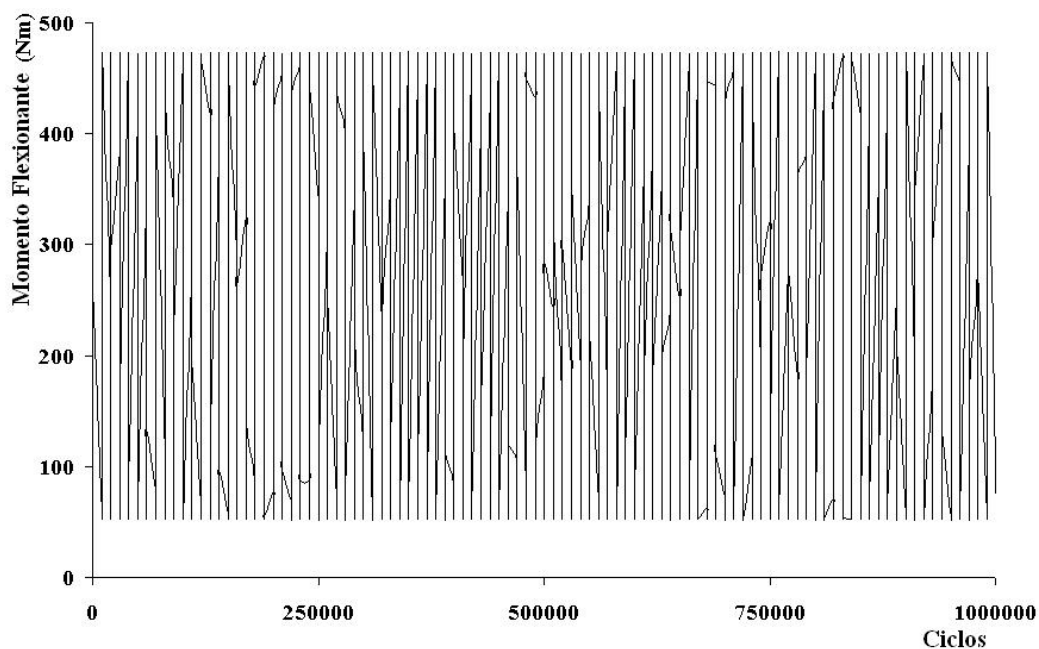


Figura V.33.- Ploteo del momento flexionante contra el número de ciclos

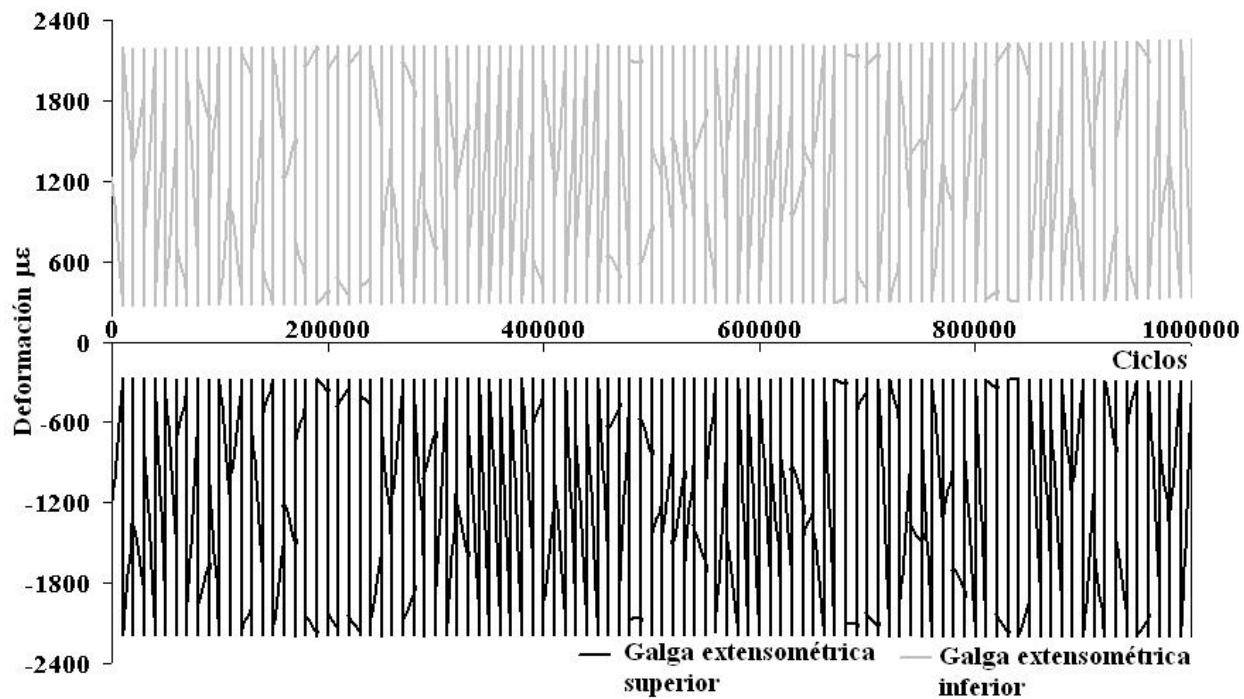


Figura V.34.- Ploteo de deformación contra número de ciclos en una prueba de fatiga

La Figura V.34 muestra que la magnitud de los valores de deformación para los máximos y mínimos niveles de carga, fueron consistentes sobre 2380 y 280 microdeformaciones, respectivamente. La prueba de fatiga se detuvo después de 1 000 000 ciclos, el cual es la vida infinita para estos aceros. A las vigas utilizadas que se presentan en la Figura V.34, se les aplicó el CCM, de los resultados obtenidos se pudo observar mantenimiento del campo de esfuerzos residuales y se presenta el campo obtenido en la Figura V.35.

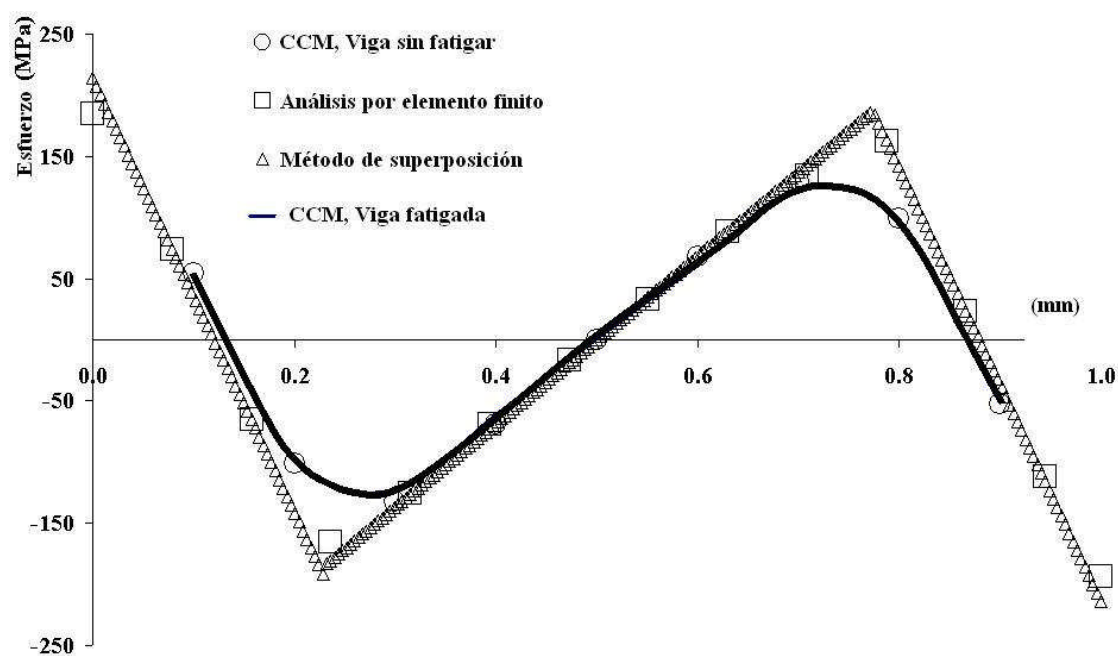


Figura V.35.- Mantenimiento del campo de esfuerzos residuales para las vigas de acero 1045

De las figuras anteriores, se puede decir que los resultados obtenidos muestran en general excelente concordancia. Se observa que no existe o que no ha ocurrido el relajamiento del campo de esfuerzos residuales. Los resultados de la evaluación de los campos de esfuerzos residuales en ambos especímenes los cuales fueron cíclicamente cargados y descargados, fueron virtualmente

los mismos y concuerdan con el campo de esfuerzos esperado, que se determinaron usando el Método de Superposición y el Método del Elemento Finito.

V.9.- Sumario

Se desarrolló en este capítulo la fase experimental de esta investigación, se inició con la verificación de la campo de esfuerzos residuales en las vigas recocidas, de esta evaluación se encontró que efectivamente las vigas se encontraban libres de esfuerzos residuales propios del proceso de manufactura. Posteriormente se caracterizó el material de las vigas con lo que se obtuvieron sus propiedades mecánicas. Con los valores obtenidos se procedió a aplicar los predeformados o inducción de historia previa a las vigas para inducir después por flexión en cuatro puntos, los campos de esfuerzos residuales y proceder a su evaluación, determinando así su comportamiento. También se evaluó el campo de esfuerzos residuales a las vigas sin historia previa. Con los resultados obtenidos es posible conocer su comportamiento bajo diferentes condiciones.

Las vigas se sometieron a cargas cíclicas, después de lo cual se evaluó el campo de esfuerzos residuales. Los resultados obtenidos muestran que no hubo cambios en el valor del campo de esfuerzos.

El trabajo de investigación se finaliza conclusiones, discusiones y referencias, que se presentan a continuación.

DISCUSIONES

Los resultados numéricos y experimentales que se desarrollaron en esta investigación, se plantean en los Capítulos III, IV y V. En el Capítulo III se evalúa numéricamente el Método de Respuesta de Grieta, que es uno de los métodos destructivos usados para la evaluación del campo esfuerzos residuales. Esta evaluación se realiza dado que este método sólo había sido aplicado experimentalmente, por lo que no se tiene conocimiento de su exactitud. De la misma manera se evalúan los procedimientos que se emplean para la inducción de la muesca, así como los registros de la toma de la lectura de la relajación de la deformación. Para la evaluación numérica del CCM se aplicó el Método del Elemento Finito, resuelto por el paquete ANSYS 10.0. Para esto, se modeló una viga de sección transversal rectangular de 1 mm de ancho por 10 mm de alto.

Para utilizar el paquete ANSYS 10.0 se aplicaron condiciones del comportamiento plástico. Por lo que se aplicaron diferentes reglas de endurecimiento, tales como la plástica-perfecta, la isotrópica y la cinemática, la cual tiene implícito el efecto Bauschinger, considerándose el modelo bajo condiciones de esfuerzo plano. El nivel de predeformado en este análisis fue de 2, 5 y 7 veces el valor del esfuerzo de cedencia.

Se graficaron los resultados obtenidos, los cuales se describen a continuación. En las Figuras III.10, III.11 y III.12, se localiza la óptima posición de la galga extensométrica, determinándose que es en línea con la ranura, en la parte inferior de la viga en donde se obtienen las mejores lecturas del relajamiento de la deformación. De otra manera, cualquier otra posición de la galga arrojaría resultados erróneos. En las Figuras III.13 – III.16, se evalúa el CCM bajo condiciones plásticas perfectas, los resultados se comparan con obtenidos por el MEF, encontrándose

excelente similitud. Estas gráficas se comparan con los datos analíticos publicados en el Primer Congreso Científico Tecnológico de la Carrera de IME, 2006, de la FES-UNAM Cuautitlán con referencia del artículo IM 107, los resultados entre los tres métodos concuerdan extraordinariamente. Aunque esos resultados no aparecen en el texto de la tesis, puede consultarse el anexo 1.

En las Figuras III.17 - III.22, el análisis de la evaluación del CCM, se realiza bajo la regla de endurecimiento isotrópica, en vigas sin y con historia previa. Para el análisis con historia previa se aplica un predeformado homogéneo de 2, 5 y 7 ϵ_y , como se muestra en la Figura III.17. En la Figura III.18 se grafican los datos correspondientes al relajamiento de la deformación elástica, en esas figuras es notorio su cambio a medida que se aplica un predeformado mayor. En las Figuras III.19, III.20 y III.21 se grafican superpuestas los campos de esfuerzos residuales que se obtienen por el FEM y por el CCM, en estas figuras, por la regla de endurecimiento isotrópico, el campo de esfuerzos residuales en tensión y en compresión es simétrico con respecto al eje neutro, aunque los valores del campo de esfuerzos residuales son mayores en el nivel de predeformado más bajo y menores en el nivel de predeformado mas alto. Este comportamiento puede ser debido a que el nivel mayor de predeformado se encuentra cerca del esfuerzo último.

Se continúa en las Figuras III.23 – III.27 con la evaluación numérica del CCM, aplicando ahora la regla de endurecimiento cinemática, la cual considera el efecto Bauschinger. Para este caso es completamente notorio el cambio del comportamiento del campo de esfuerzos, ya que en la viga sin historia previa el campo de esfuerzos residuales es completamente simétrico con respecto al eje neutro. No es así en los casos donde hubo diferentes niveles de predeformado, donde se

observa que el campo de esfuerzos residuales a tensión es mayor conforme aumenta el nivel de predeformado, disminuyendo su comportamiento a compresión, lo que demuestra que las vigas están bajo el efecto Bauschinger. De los resultados obtenidos en esa sección para la evaluación numérica del CCM y que se compararon con los obtenidos por el MEF, se puede concluir que la aplicación experimental del CCM y los procedimientos que se implican, son viables para aplicarse en este trabajo de tesis.

En este capítulo se realizó también la simulación numérica del relajamiento de esfuerzos residuales en las zonas contiguas paralelas a la muesca, por la aplicación numérica del Método de Respuesta de Grieta, con estos análisis se demuestra que el campo de esfuerzos residuales es homogéneo en la zona de la viga sometida a flexión pura y que sufre relajamiento solamente en las zonas muy cercanas (3 mm) a la inducción de la muesca, además el campo de esfuerzos residuales tiende a recuperarse después de 8 mm de la muesca, por lo que mantiene su comportamiento homogéneo.

Por otra parte en el Capítulo IV, se plantea el desarrollo de la metodología experimental, con la cual se realizará la fase final de esta investigación. Se menciona el tipo y dimensiones de las vigas de acero, el equipo utilizado para el tratamiento térmico de recocido, el diseño y construcción del banco de trabajo para aplicar la flexión en cuatro puntos, con lo que se indujeron campos de esfuerzos residuales. El pegado de galgas extensométricas y el recubrimiento aplicado sobre las mismas para sumergirlas en el fluido dieléctrico de la máquina de electroerosión. Se describe cómo y en qué tipo de máquina se indujo el predeformado a las vigas, además del sistema de adquisición de datos para el registro de las lecturas de la deformación requerida.

Finalmente en el Capítulo V, se desarrolla la fase experimental de esta investigación. En esta, se evalúan experimentalmente los campos de esfuerzos residuales en vigas con y sin historia previa, además con diferentes niveles de predeformado. Primeramente en las Figuras V.1 a V.8 se grafican los resultados obtenidos del análisis hecho a un lote de vigas con tratamiento térmico de recocido, a estas se les aplicó el CCM para evaluar su campo de esfuerzos residuales y verificar que efectivamente se encontraban sin historia previa. Los resultados de las gráficas V.4, V.6 y V.8 demostraron que efectivamente las vigas quedaron libres de la historia previa que adquirieron por el proceso de manufactura. Para continuar con esta fase experimental fue necesaria la caracterización de las vigas, a ese respecto se hicieron ensayos a flexión en cuatro puntos, con lo que se obtuvieron las curvas esfuerzo – deformación unitaria, en tensión y en compresión. Con esos datos se obtuvieron las propiedades elásticas de las vigas, tales como esfuerzo de cedencia (σ_y), deformación de cedencia (ε_y), módulo de Young o módulo elástico (E). Ya con estos datos fue posible determinar el valor correcto de los diferentes niveles de predeformado, que fueron de $5\ 600\ \mu\varepsilon$, $14\ 000\ \mu\varepsilon$, y $19\ 600\ \mu\varepsilon$.

Solamente se graficaron en las Figuras V.17 – V.24, los resultados de la evaluación del campo de esfuerzos residuales de las vigas sometidas a bajos y medios niveles de predeformado. Esto debido a que el predeformado a $7\varepsilon_y$ ($19\ 600\ \mu\varepsilon$) no se fue posible obtenerlo, ya que la deformación unitaria máxima alcanzada fue de $16\ 000\ \mu\varepsilon$, lo que indica que la viga llegó a su valor de esfuerzo último. Por lo que al ser un valor cercano a $5\ \mu\varepsilon$ se decidió no llevarlo a cabo.

De los resultados obtenidos en estas figuras, se observa que a mayor nivel de predeformado, el valor de campo de esfuerzos residual a tensión se mantiene y tiende a elevarse, no así en el campo de esfuerzos residuales a compresión que tiende a desaparecer y convertirse en esfuerzos residuales a tensión, donde en una viga sin historia previa deberían ser a compresión.

Los resultados de la aplicación de las cargas cíclicas muestran la prolongación de la vida útil de las vigas, cuando estas se encuentran inducidos por campos de esfuerzos residuales, a diferencia de las vigas sin historia previa en las que al aumentar la carga fluctuante el número de ciclos que soportaron se redujo considerablemente. Por lo que se puede decir que la inducción de esfuerzos residuales es benéfico para un componente, al cual se requiera prolongar su vida útil.

CONCLUSIONES

Es sumamente importante en el diseño mecánico de componentes, considerar e investigar sobre los diversos factores que actúan en un material, los cuales modifican su capacidad para soportar cargas. En este sentido, en este trabajo se lleva a cabo una investigación referente al los esfuerzos residuales, y endurecimiento por deformación (lo que implica efecto Bauschinger). Además de tratar de descifrar el mecanismo del mantenimiento y relajamiento de esfuerzos residuales sometidos a cargas cíclicas. Los tópicos mencionados anteriormente, por lo regular son desprecian cuando se desarrolla el diseño mecánico de un componente. Sin embargo, juegan un papel muy importante en el resultante de su vida útil.

Para sentar las bases teóricas de esta investigación, se desarrolló la revisión bibliográfica correspondiente a los trabajos más relevantes en estas áreas. Donde se logró establecer el estado del arte sobre el problema a resolver, y se adquirieron los conocimientos necesarios para culminar satisfactoriamente este proyecto.

Como complemento de los conceptos antes mencionados, en esta investigación se emplea la teoría de vigas. De esta, se aprovecha la condición de flexión pura que se obtiene por la configuración de carga que presenta la flexión en cuatro puntos. Que se utiliza para inducir campos de esfuerzos residuales en componentes que son muy sencillos de calcular analíticamente, dado que se tienen condiciones de simetría en tensión y compresión en una sola configuración de carga.

En una primera etapa del proyecto, fue necesario comprender perfectamente el concepto de esfuerzos residuales, así como su clasificación, su origen y los tipos de esfuerzos residuales que existen. Otro aspecto importante fue conocer los métodos de evaluación del campo de esfuerzos residuales para conocer las características de las técnicas existentes. En esta investigación se utiliza el Método de Respuesta de Grieta (CCM), que es un método experimental desarrollado recientemente. Otra ventaja de la utilización del CCM es que para su aplicación experimental, el equipo que se utiliza está disponible en el Instituto Politécnico Nacional. Además el desarrollo experimental de esta técnica es relativamente sencillo y barato.

En este proyecto, fue indispensable evaluar numéricamente el CCM, dado que hasta ahora sólo ha sido aplicado experimentalmente y no se sabe de una evaluación numérica. Para evaluar el CCM se aplicó el Método del Elemento Finito, dado que de esta manera se pueden reproducir en forma óptima e ideal las condiciones en que se desarrolla experimentalmente. La evaluación numérica del CCM se realizó bajo diferentes condiciones del comportamiento mecánico de la viga, es decir, se aplicaron diferentes reglas de endurecimiento, diferentes niveles de predeformado homogéneo en una viga y campos de esfuerzos residuales inducidos. En todos los casos el campo de esfuerzos residuales resultante por la aplicación del CCM fue similar al campo de esfuerzos residuales obtenido por superposición con el MEF.

Con esta evaluación fue posible determinar la óptima ubicación del punto de medición, el cual es un dato requerido para aplicar el CCM. Con los resultados obtenidos de la evaluación numérica del CCM se ha logrado comprobar la sensibilidad y exactitud de este. Además de ratificar los

puntos finos a considerar en un análisis experimental y poder certificar un buen desarrollo experimental.

Con estos resultados se realizó la fase experimental de esta investigación. Es decir se utilizaron las condiciones iniciales, las mismas configuraciones de carga y de frontera para diferentes niveles de predeformado de una viga, para la evaluación de campos de esfuerzos residuales. Por otra parte, se aprovechan en esta investigación los resultados obtenidos por Urriolagoitia-Sosa [2005], relacionados con el método desarrollado para la obtención de las curvas esfuerzo-deformación unitaria, así como el óptimo sistema de sujeción de la viga, que se utiliza para la inducción de la muesca en un campo de esfuerzos residuales inducidos.

La parte complementaria de este trabajo de tesis, está relacionada con la determinación del o los mecanismos que permiten el mantenimiento y el relajamiento de los esfuerzos residuales debido a cargas cíclicas. Aunque como se pudo observar de los resultados obtenidos que los campos de esfuerzos residuales se mantienen constantes y que no existe relajación de los mismos, aún bajo cargas cíclicas.

REFERENCIAS

Abdel-Karim, M., Shakedown of complex structures according to various hardening rules, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol. 82, No. 6, pp 427-458, 2005.

Aceros Maquinaria – 1045, Grupo palméxico, <http://www.acerospalmexico.com.mx/1045>, 2008.

Almer, J. D., Cohen, J. B. y Winholtz, R. A., The effects of residual macrostresses and microstresses on fatigue crack propagation, *Metallurgical and Materials Transactions A*, Vol. 29, No. A, pp 2127-2136, 1998.

ANSYS, Version 10.0, *Standard user's manual*, 2005.

Apraiz, B. J., *Tratamientos Térmicos de los aceros*, 9a ed, Madrid, Limusa, pp 69, 1997.

Ashby, M. F., Work hardening of dispersion-hardened crystals, *Philosophic Magazine*, Vol. 14, pp 1157-1178, 1966.

ASM International, Heat treating, Vol. 4, USA: ASM Handbook, 1991.

ASTM - A108-03, *Standard Specification for Steel Bar, Carbon and Alloy, Cold-Finished*, 305-A108-03, ISBN A10803, ASTM, 1992.

Atkinson, J. D., Brown, L. M. y Stobbs, L. M., Work-Hardening of Cu-Silica. Pt. 4. Bauschinger Effect and Plastic Relaxation, *Philosophic Magazine*, Vol. 30, pp 1247-1280, 1974.

Badr, E. A., A modified compact tension specimen for the study of residual stress maintainability, *Experimental Techniques*, A publication for the Practicing Engineer, Vol. 24, No. 3, pp 25-27, The society for experimental mechanics, inc, 2000.

Bader, W. y Lode, W., *Dissertations*, University of Gottingen, 1930.

Bainbridge, A. T., Residual stresses arising from machining and fabrication, *AGARD Conf. Proc. 53, Symposium on Eng. Practice to Avoid SCC*, Istanbul, Turkey, 8-1 to 8-21, Oct, 1969.

Bairstow, L., *Phil. Trans. Roy. Soc.*, A, pp 210–235, 1911.

Bauschinger, J., Changes of the elastic limit and the modulus of elasticity on various metals, *Zivilingenieur*, 27, pp 289-353, 1881.

Bauschinger, J., On the changes of the elastic limit and strength of iron and steel, by drawing out, by heating and cooling, and by repetition of loading, *Mittheilungen aus dem mechanischen technischen laboratoriumder k*, Hochschule in Munchen, pp 463-465, 1886.

Beaney, E. M. y Procter, E., A critical evaluation of the centre hole technique for the measurement of residual stresses, *Strain*, pp 7-14, January, 1974.

Bueckner, H. F., The propagation of cracks and the energy of elastic deformation, *Selected papers on Foundations of Linear Elastic Fracture Mechanics* (A99-25742 06-39), Bethel, CT/Bellingham, WA, Society for Experimental Mechanics/Society of Photo-Optical Instrumentation Engineers (SEM Classic Papers. Vol. CP 1; SPIE Milestone Series. Vol. 137, pp 152-156; Discussion, pp 156-157, 1997.

Canal, J. R., *Investigation of the Bauschinger effect in copper*. MIT Master Thesis, 1960.

Capello, E., Davoli, P., Filippini, M. y Foletti, S., Relaxation of residual stresses induced by turning and shot peening on steels, *Journal Strain Analysis*, Vol. 39, No. 3, pp 285-290, 2004.

Chaboche, J. L. y Jung, O., Application of kinematic hardening viscoplasticity model with thresholds to the residual stress relaxation, *International journal of plasticity*, Vol. 13, No. 10, pp 785-807, 1998.

Chakrabarty, J., *Theory of Plasticity*, Ed. McGraw-Hill, ISBN 0-07-010392-5, pp 1-3, 1962.

Cheng, W. y Finnie, I., Measurement of Residual Hoop Stresses in Cylinders Using the Compliance Method, *Journal of engineering materials and technique*, ASME, Vol. 108, pp 87-92, 1986.

Cheng, W., Finnie, I., Gremaud, M. y Prime, M., Measurement of near surface residual stresses using electric discharge wire machining, *Journal of engineering materials and technology*, Vol. 116, No. 1, pp 1-7, 1994.

Cheng, W. y Finnie, I., An Overview of the Crack Compliance Method for Residual Stress Measurement, *Proc. 4th Int. Conf. Residual Stress*, Baltimore, Maryland, Society for Experimental Mechanics, pp 449-458, 1994.

Cheng, W., Finnie, I. y Prime, M. B., Measurements of Residual Stresses Through the Thickness of a Strip Using the Crack Compliance Method, *Residual Stress III – Science and Technology Proceedings 3rd International Conference of Residual Stress*, Vol. 2, pp 1127-1132, 1997.

Cheng, W., Finnie, I. y Vardar, Ö., Measurement of Residual Stresses Near the Surface Using the Crack Compliance Method, *Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol. 113, pp 199-204, 1991.

DeWald, A. T. y Hill, M. R., Improved data reduction for the deep-hole method of residual stress measurement, *Journal of strain analysis for engineering design*, Vol. 38, No. 1, pp 65-78, 2003.

Dowling, N. E., *Mechanical Behavior of Materials*. Prentice-Hall International, 2da. Edition, pp 172, 560, 1999.

Ezeilo, A. N. y Webster, G. A., Neutron diffraction analysis of the residual stress distribution in a bent bar, *Journal of strain analysis*, Vol. 35, No. 4, pp 235-246, 2000.

Forrest, P. G., *Fatiga de los metales*, Ediciones Urmo, S.A. pp 13-15, 1982.

- Gere, J. M., *Mecánica de materiales*, Thomson, Sexta edición, pp 144-145, pp 647-658, 2006.
- Gould, D. D., Hirsch, P. B. y Humphreys, F. J., The Bauschinger effect, work-hardening and recovery in dispersion-hardened copper crystals, *Philosophic magazine*, pp 1353-1375, 1974.
- Gremaud, M., Cheng, W., Finnie, I. y Prime, M. B., The compliance method for measurement of near surface residual stresses-Analytical Background, *Journal of engineering materials and technology*, Vol. 116, pp 550-555, 1994.
- Gurova, T., Teodosio, J. R., Rabello, J. M. y Monin, V., Model for the variation of the residual stress state during plastic deformation under uniaxial tension, *Journal of Strain Analysis*, Vol. 33, No. 5, pp 367-373, 1998.
- Han, K., Vantyne, C. J. y Levy, B. S., Effect of strain rate on the Bauschinger effect response of three different Steels, *Metalurgical and materials transaction*, Vol. 36, No. A, pp 2379-2384, 2005.
- Hermann, R., Fatigue crack growth in ductile materials under cyclic compressive loading, *Fatigue Fracture Engineering Materials Structures*, Vol. 17, No. 1, pp 93-103, 1994.
- Huang, D. J., Mayo, W. E. y Chen, Y., Residual-stress measurements in time-controlled quenched austenitic stainless steel, *Experimental Mechanics*, pp 359-363, 1987.
- Hutar, P., Stanislav, S., y Knéšl Z., Effect of constraint on fatigue crack propagation near threshold in carbon steel, *Proceedings of the 14th International Workshop on Computational Mechanics of Materials*, [Vol. 37, No. 1-2](#), pp 51-51, 2006.
- James, M. R., The relaxation of residual stresses during fatigue, *Experimental Techniques*, The Soc. for Exp. Mech. Inc, pp 297-314, 1981.
- Kalpakjian, S., *Manufacturing engineering and Technology*. Addison Wesley 3rd ed., pp 74-78, 1995.
- Kandil, F. A., Lord, J. D., Fry, T. A. y Grant, P. V., A review of residual stress measurement methods – A guide to technique selection, *Project CPM 4.5, Measurement of residual stress in components, NPL Report MAT(A) 04*, 2001.
- Kang, K. J., Song, J. H. y Earmme, Y. Y., A method for the measurement of residual stresses using a fracture mechanics approach, *Journal of strain analysis*, Vol. 24, pp 23-30, 1989.
- Keil, S., Experimental determination of residual stresses with the ring core method and on-line measuring system, *Experimental techniques*, The Soc. For Exp. Mech. Inc., pp 17-24, 1992.
- Kelsey, R. A., Measuring non-uniform residual stress by the hole drilling method, in *Proceeding Society experimental stress analysis*, Vol. 4, No. 1, pp 181-194, 1956.
- Knu-Foil Stainless Foil Wrap, <http://www.trademal.com>, 2007.

- Lambrineas, P., Finlayson, T. R., Griffiths, C. J., Howard, C. J. y Smith, T. F., Neutron diffraction residual stress measurement on a thin plate, *NDT International*, Vol. 20, No. 5, pp 285-290, 1987.
- Li, B., Reis, L. y Freitas, M., Simulation of cyclic stress/strain evolutions for multiaxial fatigue life prediction, *International Journal of Fatigue*, Vol. 28, pp 451-458, 2006.
- Lindgren, M. y Lepistö, T., Effect of mean stress on residual stress relaxation in steel specimens, *Materials Science and Technology*, Vol. 18, pp 845-849, 2002.
- Lloyd, D. J., The Bauschinger effect in polycrystalline aluminium containing coarse particles, *Acta Metallurgica*, Vol. 25, pp 459-466, 1977.
- Lu, J., Flavenot, F. y Turbat, A., Prediction of residual stress relaxation during fatigue, Mechanical relaxation of residual stress, *ASTM STP 993*, L. Morfin, Ed., *American Society for Testing and Materials*, Philadelphia, pp 75-90, 1988.
- Macherauch, E. y Kloos, K. H., Origin, measurement and evaluation of residual stresses, *Residual stresses in science and technology*, ISBN-88355-099-X, Vol. 1, pp 3-26, 1986.
- Manjoine, M. J., Stress relaxation characteristics and data utilization, *Proceedings of the twenty-eighth sagamore, Materials Research Conference*, N. Y., pp 519-530, 1982.
- Marin, J., *Mechanical Behavior of Engineering Materials*, Prentice-Hall International, London, pp 10-22, 1962.
- Masubuchi, K., *Analysis of welded structures*, pp. 92-94, 1980.
- McClung, R. C., A literature survey on the stability and significance of residual stress during fatigue, *Journal, Fatigue Fract Engng Mater Struct*, Vol. 30, pp 173-205, 2006.
- Milan, M., Tarpani, J. R. y Bose-Filho, W., Slot machining effects on residual stress measurements using the crack compliance method, *Proceedings of 18th International Congress of Mechanical Engineering*, Nov. 6-11, Ouro Preto, 2005.
- Middleton, J. C., Residual stress and X-ray, *NDT International*, Vol. 20, No. 5, pp 291-294, 1987.
- Moore, H. y Beckinsale, S. J., The removal of internal stress in 70:30 brass by low temperature annealing, *Journal of the institute of metals*, Vol. 23, pp 225-245, 1920.
- Morrow, J., Ross, A. S. y Sinclair, G. M., Relaxation of Residual Stresses due to Fatigue Loading, *SAE Transactions*, Vol. 68, pp 40-48, 1960.
- Nadai, A., *Plasticity*, McGraw-Hill, 1931.
- Neff, P. J., A quantitative evaluation of surface residual stress and its relation to fatigue performance, *American Society for Metals*, pp 119-135, 1981.

- Nisitani, H., y Chen, D. H., Body force method and its applications to numerical and theoretical problems in fracture and damage, *Computational Mechanics*, Vol. 19, No. 6, pp 470-480, 1997.
- Nowell, D., Tochilin, S. y Hills, D. A., Measurement of residual stress in beams and plates using the crack compliance technique, *Journal of strain analysis*, Vol. 35, No. 4, pp 277-285, 2000.
- Noyan, I. C. y Cohen, B. J., The nature of residual stress and its measurement, *Dept. of Materials Science and Engineering*, The technological Institute, Northwestern University, pp 1-15, 1982.
- Ona electroerosion, <http://www.ona-electroerosion.com>.
- Pacyna, J. y Kokosza, A., Residual Stress Measurement in Steel Mill Rolls Using Magnetic Barkhausen Noise Analysis, *The e-Journal of Nondestructive Testing & Ultrasonics*, Vol. 4 No. 8, pp1- 8, 1999.
- Perl, M. y Arone, R., An axisymmetric stress release method for measuring the autofrettage level in thick-walled cylinders. I. Basic concept and numerical simulation, *Journal Pressure Vessel Technology*. (Trans. ASME). Vol. 116, No. 4, pp 384-388. Nov. 1994.
- Prime, M. B., Experimental procedure for crack compliance (slitting) measurements of residual stress, *Los Alamos National Laboratory Report*, LA-UR-03-8629, pp 1-6. (2003)
- Petrucci, G. y Zuccarello B., Effect of plasticity on the residual stress measurement using the groove method, *Strain*, Vol. 32, No. 3, pp 97-103, 1996.
- Press, W. H., Flannery, B. P., Teukolsky, S. A. y Vetterling, W. T., *Numerical recipes*, Cambridge University Press, 1987.
- Prager, W., A new method of analysing stresses and strains in work hardening plastic solids, *Journal of applied mechanics*, Vol. 24, pp 493-496, 1956.
- Prime, M. B., Residual stress measurement by successive extension of a slot: The crack compliance method, *Applied mechanics reviews*, Engineering Sciences and Applications Division, MS P946, Los Alamos National Laboratory, NM, 87545, Vol. 52, No. 2, pp 75-96, 1999.
- Pommier, S. y Bompard, P., Bauschinger effect of alloys and plasticity-induced crack closure: a finite element analysis, *Fatigue Fracture Engineering Material Structure*, Vol. 23, pp 129-139, 2000.
- Ress, D. W. A., Anisotropic hardening theory and the Bauschinger effect, *Journal of strain analysis*, Vol. 16, No. 2, pp 85-95, 1981.
- Ritchie, D. y Leggatt, R. H., The measurement of the distribution of residual stress through the thickness of a welded joint, *Strain*, Vol. 23, No. 2, pp 61-70, 1987.

- Ruud, C. O., Residual Stresses and Their Measurement, *Proceedings of the First International Conference on Quenching & Control of Distortion*, Chicago, Illinois, USA, 22-25 September 1992.
- Sachs, G. y Espey, G., The measurement of residual stress in metal, *The iron age*, pp 63-71, 1941.
- Sarnatski, V. M., Krasnoschekova, N. A., Popov, A. M. y Filev, A. K., Magneto-elastic properties of doped ferrites, *XI Session of the Russian Acoustical Society*, Moscow, November 19-23, pp. 549-552, 2001.
- Schajer, G. S., Measurement of non-uniform residual stress using the hole drilling method, *Journal of engineering materials and technology*, Vol. 110, pp 338-349, 1988.
- Schajer, G. S., Residual Stresses: Measurement by destructive testing, *Encyclopaedia of materials: Science and technology*, Ed. Elsevier, Oxford, pp 8152-8158, 2001.
- Schindler, H. J., Determination of residual stress distribution from measured stress intensity factors, *International Journal of Fracture*, Vol. 74, No. 2, pp 23-30, 1995.
- Schindler, H. J. y Landolt, R., Experimental determination of residual stress and the resulting stress intensity factors in rectangular plates, *Proceedings 4th. European conference on residual stresses*, Cluny, France, pp 509-517, 1996.
- Schindler, H. J., Experimental determination of crack closure by the cut compliance technique, *Advances in fatigue crack closure measurement and analysis, Proceedings of the Symposium*, San Diego, CA; United States; Nov 12-13, pp 175-187, 1997.
- Schindler, H. J., y Bertschinger, P., Some steps toward automation of the crack compliance method to measure residual stress distribution, *The fifth Int Conf on Residual Stress*, Linköping, Sweden, Ericsson, T., et al., Vol. 2, pp 682-687, 1997.
- Schindler, H. J., Cheng, W. y Finnie, I., Experimental determination of stress intensity factors due to residual stress, *Experimental Mechanics*, Vol. 37, No. 3, pp 272-277, 1997.
- Schindler, H. J., Experimental determination of crack closure by the cut compliance technique, *Advances in fatigue crack closure measurement and analysis*, ASTM STP 1343, R.C. McClung and J. C. Newman, Jr., Eds., American Society for Testing and Materials, pp 1-14, 1998.
- Schwaighofer, J., Determination of residual stresses on the surface of structural parts, *Journal of experimental mechanics*, Vol. 4, No. 2, pp 54-56, 1964.
- Sidebottom, O. M. y Chang, C-T., *Influence of the Bauschinger effect on inelastic bending of beams*. University of Illinois, pp 631-639, 1963.
- Stänhlkopf, K. y Egan, R. G., Recent advances in residual stress measurement, *Residual stresses in welded construction and their effects*, pp 321-333, 1979.

Tabla equivalencia de durezas, www.antidesgast.com, 2008

Tada, H., *The Stress Analysis of Cracks Handbook*, Del Research Corporation, Hellertown, Pennsylvania, 1973.

Takeda, T. y Nasu, Y., *Determination of the Bauschinger effect and planar anisotropy from bending test*, Bull. Yamagata Univ. Eng., Vol. 20, No. 2, pp 169-177, January, 1989.

Teh, L. S., Love, A. J. y Brennan F. P., Mode I stress intensity factors for edge cracks emanating from 2-DU-notches using composition of SIF weight functions, *International Journal of Fatigue*, Vol. 28, No. 4, pp 355-365, 2006.

Thakur, A., Nemat-Nasser, S. y Vecchio, K. S., Dynamic Bauschinger effect, *Acta Metallurgica*, Vol. 44, No. 7, pp 2797–2807, 1996.

Tiitto, S., Magnetic methods, *Handbook of Measurement of residual Stresses*, J. Lu, ed., Society for Experimental Mechanics, Inc., pp 179-201, 1996.

Timoshenko, S. P. y Gere, J. M., *Mechanics of materials*, Third SI Edition, Published by Chapman & Hall, pp 13, 1991.

Todhunter, D. I., y Pearson, K., *A history of elasticity and strength of materials*, 1886.

Torres, M. A. y Voorwald, H. J., An evaluation of shot peening, residual stress and stress relaxation on the fatigue life of AISI 4340 steel, *International Journal of Fatigue*, Vol. 24, pp 877-886, 2002.

Treuting, R. G., The nature, origin and effects of residual stresses, *Residual stress measurements*, pp 1– 41, 1952.

Urriolagoitia-Sosa, G., Durodola F. J. y Fellows, N. A., Determination of residual stress in beams under Bauschinger effect using surface strain measurement, *Strain*, ISSN 0039-2103, Vol. 39, No. 4, November, pp 177-185, 2003.

Urriolagoitia-Sosa, G., Durodola, J. F. and Fellows, N. A., Determination of tensile and compressive stress-strain curves from bend tests, *Advances in Experimental Mechanics*, ISBN=0-87849-955-5, *Applied Mechanics and Materials*, Vol. 1-2 ISSN=1660-9336, pp 133-138, 2004.

Urriolagoitia-Sosa, G., *Analysis of prior strain history effect on mechanical properties and residual stress in beams*, Thesis Ph D, Oxford Brooks University, pp129-142, 2005.

Vaidyanathan, S. y Finnie, I., Determination of residual stresses from stress intensity factor measurements, *Journal Basic Engineering*, Vol. 93, pp 242-246, 1971.

Vishay Micro – Measurements, *Surface Preparation for Strain Gage Bonding Application*, Note B-129-8, 2005.

- Vishay, Measurements Group Strain Gauge Instrumentation, System 6000, Strain Smart Data System, <http://www.davidson.com>, 2008
- Wadsley, N., *Residual Stress Analysis*, Thesis BSc, Oxford Brookes, University, pp 12, 1994.
- Wern, H., A new approach to triaxial residual stress evaluation by the hole drilling method, *Strain*, pp 121-125, 1997.
- Wilson, O. V., Magnetic properties, internal strains and the Bauschinger effect in metals, *Nature*, London, Vol. pp 170, 30-31, 1965.
- Willems, N., Easley, J. y Rolfe, S., *Strength of Materials*, McGraw-Hill, Inc. pp 63-65, 1981.
- Withers, P. J. y Bhadeshia, D. H., Residual stress Part 2 – Nature and origins, *Materials Science and Technology*, Vol. 17, pp 366-374, 2001.
- Wu, X. R. y Carlsson, A. J., *Weight Functions and Stress Intensity Factor Solutions*, Pergamon Press, Oxford, 1991.
- Wyatt, J. E. y Berry, T. J., A new technique for the determination of superficial residual stresses associated with machining and other manufacturing processes, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 1, pp132-140, 2005.
- Wylie, R. C., *Matemáticas Superiores para Ingeniería*, Cuarta edición, Mc Graw Hill, pp 488-496, 1986.
- Zhang, X. D., Ginter, T. J., Cornell, B., Evans, D. J. y Fraser, H. L., Effect of stretching on the strength (Bauschinger's effect) of Ti-6Al-2Cr-2Mo-2Sn-2Zr alloy, *Journal of advanced material*, Vol. 32, No. 1, pp 34-38, 2000.
- Zhuang, W. y Halford, G., Investigation of residual stress relaxation under cyclic load, *International Journal of Fatigue*, Vol. 23, pp 31-37, 2001.

TRABAJO FUTUROS

Es importante que esta investigación, la cual se enfoca a la evaluación del mantenimiento y relajamiento de campos de esfuerzos residuales y que en esta investigación se realizó en vigas de sección transversal rectangular sometidas a cuatro puntos de flexión se complemente en trabajos que deberán realizarse a futuro. Entro los cuales se recomienda:

- Aplicar experimentalmente el Método de Respuesta de Grieta en las vigas a las cuales ya se había inducido la muesca. La nueva muesca se aplicará en zonas contiguas y a diferentes distancias de la original, para determinar si el valor original del campo de esfuerzos residuales se mantuvo o se relajó debido a la inducción de la muesca.
- Análisis de la estructura metalográfica, para determinar el comportamiento de la microestructura del acero 1045, que es el material del cual están fabricadas las vigas. Estos análisis deberán realizarse en todos los casos, es decir en vigas con y sin historia previa y en vigas con y sin esfuerzos residuales. Con los resultados que se obtengan en los diferentes casos, se tendrá un panorama más general de su comportamiento.
- Realizar algunos cambios al banco de trabajo. En todos los casos donde se requirió, este dispositivo que se diseñó y fabricó en esta investigación, trabajó perfectamente. A diferencia de otros dispositivos que ya existen en el mercado, en los cuales se *atasca* la probeta al aplicar flexión, o la altura de los apoyos no es suficiente y no es posible flexionar en extremo las probetas. Aún así se recomienda que la a los apoyos superiores se les maquine una ceja y a las placas también superiores, se les fabrique una ranura lateral y longitudinal, con el objeto de que los apoyos se sostengan por si solos. Además se requiere aumentar el espesor de las placas, tanto superior como inferior.

-
- La teoría desarrollada hasta ahora se ha hecho sólo para vigas de sección transversal rectangular, por lo que es conveniente que se aplique a otras geometrías.
 - El método de respuesta de grieta puede considerarse hasta ahora como un método que es posible aplicarlo solamente en laboratorio, por lo que se desaprovechan algunas de sus ventajas. Por lo que es importante que esté método pueda aplicarse en trabajos de campo.
 - Determinar bajo las condiciones del material con y sin historia previa, y con y sin esfuerzos residuales, el comportamiento de los modos de vibración de las vigas utilizadas en este trabajo de tesis.
 - Enfocar el comportamiento de los campos de esfuerzos residuales al área de Biomecánica y determinar si es posible inducir esfuerzos a ese tipo de componentes. Hasta ahora se sabe que se han evaluado campos de esfuerzos residuales en arterias de conejos.

PARTICIPACIÓN EN CONGRESOS NACIONALES E INTERNACIONALES

Derivado de esta investigación se presentan las actividades desarrolladas en los periodos del 2006 al 2008

PERIODO 2006

Febrero 2006. 3er Congreso Internacional de Ingeniería Mecánica. Barranquilla Colombia. Se participa con la ponencia.

- Aplicación de pruebas de flexión para la caracterización de los materiales y agilización de los procesos de manufactura

Marzo de 2006. Segundo Encuentro Institucional de Tutorías. I P N. Se participa con la ponencia

- Importancia de las Tutorías en las asignaturas científico-básicas en el desarrollo profesional de futuros ingenieros

Abril de 2006. 1er Congreso de Ingenierías Mecánica, Eléctrica, Electrónica y Mecatrónica. Se participa con las ponencias:

- Efecto estructural de cargas diversas en un diente de engrane recto
- Efecto de la temperatura en la formación de estructuras duras en un acero inoxidable austenítico tipo 310
- Comportamiento mecánico de una placa cervical anterior curvada bajo la acción de cargas de compresión

Agosto de 2006. International Materials Research Congress. Cancún Quintana Roo, México. Se participa con las ponencias:

- Carbide Effect on the Crack Growth in a 310 Stainless Steel
- Aplicación de la Teoría de flexión Pura en Vigas para Determinar el grado de endurecimiento por deformación en componentes y la caracterización del material
- Retardo del crecimiento de grieta debido al efecto de esfuerzos residuales
- Aplicación del MEF en la Evaluación del Método de la Respuesta de Grieta (CCM) para la determinación de Campos de Esfuerzos Residuales

Septiembre 2006. Se presentaron trabajos para ponencia en el “Primer Congreso Científico y Tecnológico de la Carrera de Ingeniero Mecánico Electricista” con los títulos

- Efecto de los esfuerzos residuales en un ACRO 1045 y su evaluación aplicando métodos analíticos y computacionales
- Propagación y estabilidad de fractura debido a esfuerzos biaxiales
- Control de iluminación con lógica difusa usando el lenguaje gráfico de programación
- Utilización de aleaciones de INCONEL 600 y STELLITE como material de recubrimiento para componentes mecánicos

-
-
- Efecto del temple y revenido en el acero por herramientas para el conformado en frío

Septiembre 2006. Sociedad Mexicana de Ingeniería Mecánica. Se presentó la ponencia

- Efectos micro-estructural en un Acero Inoxidable tipo 310

Noviembre 2006. 2do Congreso Internacional en Matemáticas Aplicadas. Se participa como moderador.

Noviembre 2006. 6° Congreso de Metalurgia y Materiales. Santiago de Chile. Se participa con la ponencia

- Evaluación del endurecimiento por deformación y consecuencias en la inducción de esfuerzos residuales en elementos a flexión

Noviembre de 2006. 9° Congreso Nacional de Ingeniería Electromecánica y de Sistemas. Se participa con la ponencia

- Determinación de la estabilidad de propagación de grieta utilizando la serie de Williams.

PERIODO 2007

PARTICIPACIÓN EN CONGRESOS NACIONALES E INTERNACIONALES

Febrero de 2007. Se presentó artículo para ponencia en “La Asociación Mexicana de Metodología de la Ciencia y de la Investigación A. C. y el Instituto Campechano

- Importancia de la inversión de recursos económicos por parte de la iniciativa privada para el desarrollo de la investigación

Mayo-Junio de 2007. Se presentaron en el CIMEEM, UAM-AZCAPOTZALCO las siguientes ponencias

- Aplicación del Método del Elemento Finito en el diseño de componentes de grúa puente
- Diseño de una silla de ruedas con asiento elevador
- Factores que influyen en la soldabilidad de aceros inoxidable

Julio de 2007. III Seminario Internacional RIEI y del XXVII Congreso Nacional COPEI “Educación y competitividad de Ingenieros en el Siglo XXI” con la ponencia

- Investigación e iniciativa privada, necesidades de inversión.

Agosto de 2007. Se presentó ponencia en el 5° Congreso Internacional en Innovación y Desarrollo Tecnológico, IEEE, con el título:

-
-
- “Determinación del factor de esfuerzos Dinámicos en placas agrietadas mediante técnicas numéricas y experimentales”.

Agosto de 2007. Se presentó ponencia en el XVI Internacional Materials Research Congreso, con el Título:

- Diverse Techniques comparison for the evaluation of cracked cylinders structural integrity.

Agosto del 2007. Se presentó trabajo para ponencia en el XXVI Coloquio de investigación “Los estilos de la tutoría en Psicología y su proyección hacia el nuevo plan de estudios”, se presentó ponencia:

- Cursos en línea como estrategia tutorial. FES-IZTACALA-UNAM, 28-30

Septiembre de 2007. Se presentaron cinco artículos en conjunto con profesores y estudiantes de posgrado y licenciatura para ponencia en 2do congreso científico y tecnológico IME, FES-Cuautitlan-UNAM.

- Estudio sobre mecánica de la fractura
- Evaluación del método del elemento finito para el caso de deflexión de vigas elásticas y elastoplásticas
- Evaluación del efecto de embutido en las propiedades mecánicas del aluminio
- Evaluación del campo de esfuerzos residuales en una viga rectangular bajo el efecto Bauschinger aplicando métodos analíticos y computacionales
- “Conceptualización básica sobre la preparación de muestras metalográficas

Septiembre 2007. Se presentó como ponencia artículo a la SOMIM 07 sobre

- Efecto de endurecimiento superficial de un ojillo de remolque de arrastre vaciado por gravedad de un acero 4340”

Septiembre 2007. Se publicó en este periodo un artículo para la revista Científica de la ESIME, cuyo título es

- Análisis de fatiga térmica en una boquilla de enfriamiento de un reactor BWR, por el método del elemento finito

Octubre 2007. Asistencia al Tercer congreso internacional en matemáticas aplicadas, “Appliedmath III, como moderador

Octubre 2007. Se presentó ponencia en Segundo Congreso Internacional de la Didáctica de las matemáticas en la Ingeniería, CIDIMI – 2007, con el título:

-
-
- Nuevo planteamiento para facilitar la enseñanza del conocimiento matemático.

Octubre de 2007. Se presentaron dos ponencias cuyo título es:

- Determinación analítica y numérica del campo de esfuerzos residuales en una viga rectangular bajo el Efecto Bauschinger
- Evaluación de la correcta ubicación de la Galga Extensométrica utilizada en el Método de Respuesta de Grieta aplicando el MEF

10° Congreso Nacional en Ingeniería Electromecánica y de Sistemas” 26 al 30 de Octubre de 2007

Publicaciones en Revista Científica

- Abril – Junio de 2007.- Reseña de los proyectos de investigación realizados en el Departamento de Ingeniería Mecánica de la SEPI- ESIME
- Julio – Septiembre de 2007.- Thermal fatigue Análisis a fan Emergency Core Cooling Sistem Nozzle of a BWR Reactor, by the Finite Element Method.

PERIODO 2008

Mayo 2008. 3er Congreso Nacional de Ingeniería Mecánica, Eléctrica, Electrónica y Mecatrónica. Se participó con la ponencia:

- Generalidades sobre las aleaciones con memoria de forma

Agosto 2008. Simposio 6 “Materials Characterization” dentro del XVII International Materials Research Congress. Se participó con la ponencia:

- Experimental application of the crack compliance method in Beams with hardened surfaces

Septiembre 2008. Tercer congreso científico tecnológico de la carrera de IME de la Facultad de Estudios Superiores Cuautitlán. Se participó con las ponencias:

- El impacto de la manufactura esbelta y la automatización dentro de las organizaciones
- Metodología propuesta para el estudio de factibilidad de un taxi híbrido para la ciudad de México
- Simulación del campo de esfuerzos residuales inducido por medio del proceso de granallado utilizando el MEF
- Aplicaciones tecnológicas del material de memoria de forma
- Materiales empleados en la construcción de articulaciones artificiales
- El panorama de la manufactura en México para los próximos quince años

Septiembre 2008. Se presentó el artículo para el 6th BSSM International Conference on Advances in Experimental Mechanics, The National Physical Laboratory (Npl), London, UK, cuyo título es:

- Numerical evaluation of the crack compliance method (CCM) in beams with and without prior history

Noviembre 2008. IV Congreso Nacional Estudiantil de Investigación Congreso Politécnico de Investigación IV Jornadas Politécnicas de Investigación 2008. Se participó con las ponencias:

- Diseño de un nuevo ensayo mecánico para determinar las propiedades de los materiales
- Diseño mecánico y evaluación numérica de una boquilla de salida variable empleada en el proceso de limpieza de rodillos con arena metálica

Noviembre 2008. 5° Congreso Internacional de Ingeniería Electromecánica y de Sistemas. Se participó con las ponencias:

- Análisis de esfuerzos en tuberías enterradas utilizadas para transporte de gasolina
- Assessment of the crack compliance method and the introduction of residual stresses by shot peening using the element method
- Simulación numérica del relajamiento de esfuerzos residuales debido a la aplicación del método de respuesta de grieta.

TESIS DIRIGIDAS

Una Tesis de maestría

Tres tesis de licenciatura

Numerical Evaluation of the Crack Compliance Method (CCM) in Beams With and Without Prior History

G. Urriolagoitia-Sosa^{1a}, G. Urriolagoitia-Calderón^{2b},
J. M. Sandoval-Pineda^{1c}, L. H. Hernández-Gómez^{2d},
E. A. Merchán-Cruz^{1e}, R. G. Rodríguez-Cañizo^{1f}
and J. A. Beltrán-Fernández^{2g}

¹INSTITUTO POLITECNICO NACIONAL

Sección de Estudios de Posgrado e Investigación (SEPI), Escuela Superior de Ingeniería Mecánica y Eléctrica (ESIME). Unidad profesional, AZCAPOTZALCO,
Av. de las Granjas No. 682, Col. Sta. Catarina Azcapotzalco, C.P. 02550, México
a guiurri@hotmail.com, c jsandovalp@ipn.mx, e eamerchan@ipn.mx, d rgrodriguez@ipn.mx

²INSTITUTO POLITECNICO NACIONAL

Sección de Estudios de Posgrado e Investigación (SEPI), Escuela Superior de Ingeniería Mecánica y Eléctrica (ESIME). Edificio 5. 2do Piso, Unidad Profesional Adolfo López Mateos "Zacatenco"
Col. Lindavista, C.P. 07738, México, D.F. México
b urrio332@hotmail.com, d luishector56@hotmail.com

Key words: Prior Straining History, Residual Stresses, Crack Compliance Method, Finite Element Method.

Abstract.- This work assesses the Crack Compliance Method (CCM), which has been extensively used for the experimental evaluation of residual stresses, by the Finite Element Method (FEM) to validate its experimental applicability through numerical evaluation. The CCM is a very powerful method that is based on Fracture Mechanics theory, but its experimental application and set up has not been totally scientifically validated. In this paper, a numerical evaluation is presented on the basic applications of the CCM. The assessment of the CCM is performed on bending beams with and without prior straining history. To determine the best position and orientation of the strain gages, as well as the optimum number of readings, a number of numerical simulations were also performed for the correct performance of the experimental evaluation of the CCM. The prior straining history condition, in the analyzed components, is induced by an axial pulling before the beam is bent. Three levels of preloading are considered: low, medium and high (which are related to the yield strain of the simulated material); Isotropic and Kinematic hardening rules are also considered. After the residual stress field is induced by bending, a slot cutting is simulated and the strain relaxation produced is captured, which is used later in the CCM program for the quantification of the original residual stress field. The results obtained in this work, provide a quantitative demonstration of the effect of hardening strain on the distribution of the residual stress in beams. In the same manner, the theoretical formulation of the CCM has been evaluated validating the application of this method for the determination of residual stress fields in mechanical components.

Introduction

The Crack Compliance Method (CCM) is based on the cutting of a thin slot of increasing depth into a specimen and measuring the nearby distortion produced using strain gauges [1]. It is assumed that the stresses do not vary along the length of the slot and that linear-elastic stress relaxation occurs

during the cutting process. In this way, the direct residual stresses normal to the slot and, in some cases, the shear residual stresses parallel to the specimen surface, can usually be determined throughout the cut depth.

The CCM is used worldwide and it has been applied to various geometries. The most common specimens examined are beams and cylinders [2-4], which can be either solid or hollow [5]. Other geometries that can be tested include rectangular bars and brackets welded to a plate [6-8].

The reported advantages of the CCM over other destructive measurement methods include; a simple and rapid experimental implementation, since only a single growing slot is required for a test; greater accuracy due to the reduced degree of machining, as repetitive processes can accumulate errors and even more new stress are introduced; and, a superior performance in measuring the localised residual stresses which result from any kind of manufacturing process [9].

The two main disadvantages of the method arise from the apparent difficulty in determining the appropriate crack compliance and the manner in which the slot is induced into a component. For the crack compliance, the solution obtained analytically can involve quite considerable mathematics; whilst those calculated using FEM analysis require a new model for each depth increment [10].

When a slot is induced into the specimen, there are several issues about the correct manner to support the specimen before the cut is performed and the optimum location to place the strain gauge. This work focuses in these two issues and will suggest some solutions. In this paper, the numerical evaluation of the CCM has been presented. Until now, the CCM it has been only applied and assessed experimentally. In the opinion of the authors, there is deficient information about the correct manner of performing the experimental procedure and to be convinced that the results obtained are the optimum ones. Perhaps, numerical analysis performed by FEM could give the answers referent of all these issues concerning the CCM, because applying a numerical evaluation will not introduce external factors that can affect the recalled strain data needed to perform it.

The global polynomial residual stress field inverse method

Consider a strip specimen of depth t and unit thickness, (Figure 1) [11].

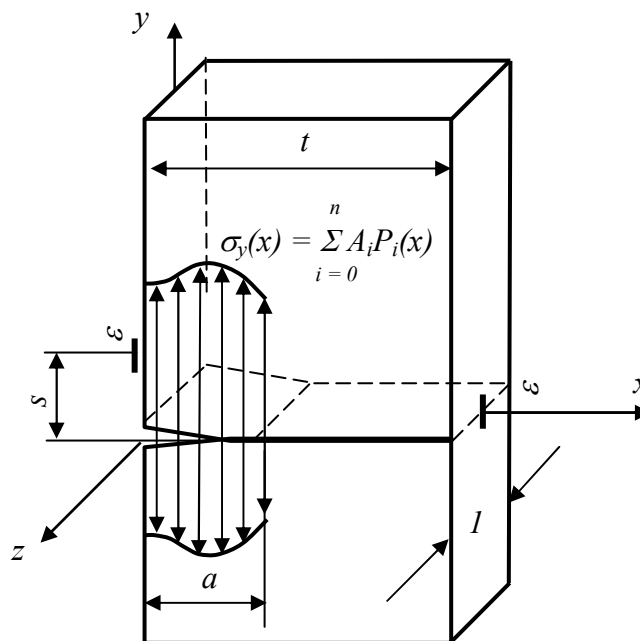


Figure 1.- Measurement of strains near the cut or on the back face [11]

The surface traction $\sigma_y(x)$ is the unknown residual stress that has to be deduced from measurement of the strain ε at some location (for example $x = 0, y = s$ or at $x = t, y = 0$). Furthermore, let the unknown residual stress distribution in the beam to be represented as an n^{th} order polynomial series [11]:

$$\sigma_y(x) = \sum_{i=0}^n A_i P_i(x) \tag{1}$$

where A_i are the coefficients that have to be obtained and P_i are a power series, $x^0, x^1, x^2, \dots, x^n$ etc., Legendre polynomials are also used. However, the crack compliance method includes a step which assumes that a stress distribution, $\sigma_y(x) = P_i(x)$, interacting with the crack is known. This known stress field is used to obtain the crack compliance function C by using Castigliano's approach.

To illustrate the determination of the compliance functions, a strip of unit thickness and unit width in the z direction with an edge crack of length a (Figure 2), is considered. In order to obtain the horizontal displacement u at (l, s) , a pair of virtual forces F are introduced at that location in the horizontal direction. The forces may be located at either the top or bottom surface. The change in the strain energy due to the presence of the crack and the virtual force is given by [3]. (where K are the stress intensity factors due to the surface tractions K_I and the virtual force K_{IF}):

$$U = \frac{1}{E'} \int_0^a (K_I + K_{IF})^2 da \tag{2}$$

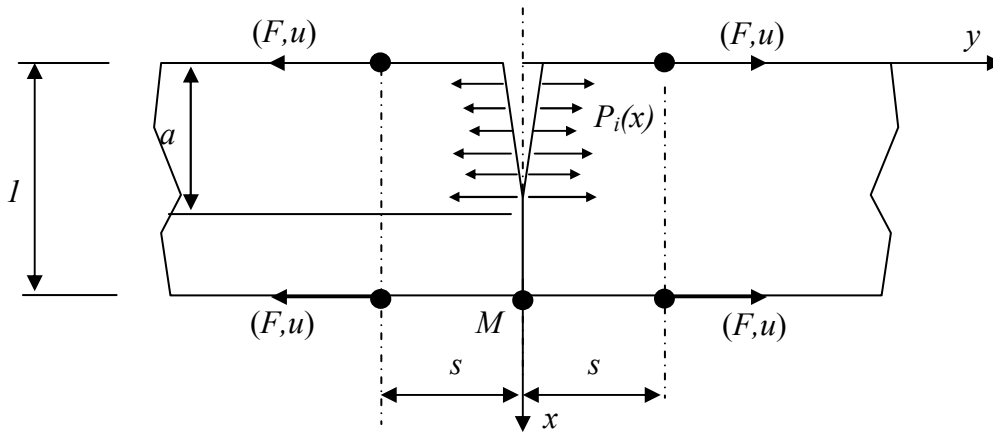


Figure 2.- Edge-Cracked strip subjected to surface loading and virtual force [3]

Applying Castigliano's theorem, the displacement $u(a,s)$ can be determined by taking a derivative of the strain energy with respect to the virtual force, as [11]:

$$u(a,s) = \frac{1}{2} \frac{\partial U}{\partial F} \Big|_{F=0} = \frac{1}{E'} \int_0^a K_I \frac{\partial K_{IF}(a,s)}{\partial F} da \Big|_{F=0} \tag{3}$$

Differentiating now with respect to the distance s [11]:

$$\varepsilon(a_j,s) = \frac{1}{E'} \int_0^a K_I(a) \frac{\partial^2 K_{IF}(a,s)}{\partial F \partial s} da \tag{4}$$

This strain $\varepsilon(a,s)$ due to the stress $P_i(x)$ is known as the compliance function $C_i(a,s)$ so that;

$$C_i(a_j,s) = \frac{1}{E'} \int_0^{a_j} K_I(a) \frac{\partial^2 K_{IF}(a,s)}{\partial F \partial s} da \tag{5}$$

Due to the linearity of K_{IF} with F , the second term under the integral in Equation 5 is the same as $Z(a)$ in $Z(a) = \frac{B}{F} \left(\frac{\partial K_{IF}}{\partial s} \Big|_{s=0} \right)$ with $B = l$, Therefore, it can be written as:

$$C_i(a_j, s) = \frac{1}{E'} \int_0^{a_j} K_I(a) Z(a) da \quad (6)$$

By following the approach in *Schindler et al.* [12] and *Kang et al.* [13], for the case of a beam having the strain measurement point M at the base, $K_I(a)$ and $Z(a)$ can be expressed as:

$$K_I(a) = \int_0^a h(x, a) \sigma_y(x) dx \quad (7)$$

$$Z(a) = 4.283 \int_0^a h(x, a) (1 - 2x) dx \quad (8)$$

where $\sigma_y(x) = P_i(x)$ and $h(x, a)$ is known as the weight function [14]. The reference contains tabulated values of $h(x, a)$ for given values of a and x . Therefore, $C_i(a_j, s)$ can be determined from Equation 8 by numerically integrating this expression. Once the $C_i(a, s)$ solutions have been obtained, the expected strain due to the stress components in Equation 1 can be determined as [11]:

$$\varepsilon(a_j, s) = \sum_{i=0}^n A_i C_i(a_j, s) \quad 9$$

The unknown terms A_i have to be determined so that the strains given by Equation 9 match those strains measured in the experiment. To minimise the average error over all data points for the n^{th} order approximation, the method of least square is used to obtain the A_i values. Therefore, the number of cutting increments, m , is often chosen to be greater than the order of the polynomials P_i i.e. $m > n$. Typically $m = n + 1$ is used [11]. This work used $n = 8$ and $m = 9$, the least square solution is obtained by minimising the square of the error relative to the unknown constant A_i , i.e. as in Equation 10 [11]:

$$\frac{\partial}{\partial A_i} \sum_{j=1}^m \left[\varepsilon(a, s)_{\text{actual}} - \sum_{k=0}^n A_k C_k(a_j, s) \right]^2 = 0 \quad i = 0, \dots, n \quad (10)$$

This leads to

$$[H]\{A\} = \{J\} \quad (11)$$

where $[H] = [C]^T [C]$ and $\{J\} = [C]^T \{\varepsilon_j\}_{\text{actual}}$ [15]. Equation 11 gives a simple set of simultaneous linear equations. For the problems considered in this work, $[H]$ is a 8×8 matrix. The numerical procedure was implemented in a FORTRAN program using the Compac Visual FORTRAN package. Therefore, equation 11 was solved using the LU Decompositor (LUDCMP) and Backsubstitution (LUBKSB) routines [16]. The actual residual stress distribution was then determined by using Equation 1.

Numerical modelling of the beam

The numerical evaluation of the CCM presented in this work is based on the residual stress induction applying pure bending. The beams are modelled in 2D, in order to allow variations in stresses and strains through the depth to be determined. Quadratic order elements were used, in order to obtain smooth variations of stress and strain through the depth of the beams.

The beam was loaded (in all the cases) in a four-point bend configuration with the force located on two separate nodes, as illustrated in Figure 3a. The maximum value of the moment applied in each case was 9 Nm. Plastic deformation was obtained in all cases (without and with prior history).

Boundary conditions were applied at the extreme end nodes at the bottom (Figure 3b). Care was taken to produce small elements (1 mm by 0.5 mm) in the middle section of the beam, where the slot was simulated by deleting elements and the relaxed strain data was obtained for the numerical evaluation of the CCM. Ten divisions were used across the depth of the beam, to simulate 9 progressive cuts, leaving 1 element so that structural integrity would prevail.

Plane stress analysis was carried out and the loading was applied in a total of 100 sequentially increasing increments. The resulting strain in the x direction, produced by the action of the bending loading was recorded for each loading increment.

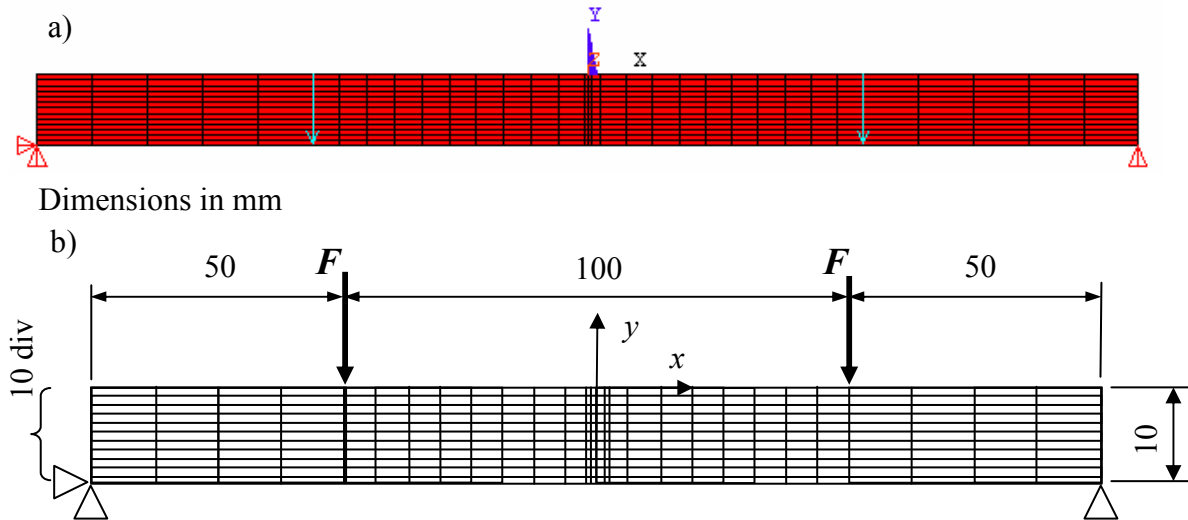


Figure 3.- Four-point bending beam model
a) FEA model b) schematic representation of the FEA model

The induction of prior history was done by pre-pulling the beam. For this purpose, three levels with respect to the yield strain were considered; light, medium and heavy. These correspond to a displacement in the direction x of 0.8 mm, 2.0 mm and 2.8 mm respectively. The maximum total strains were 2, 5 and 7 times the value of the yield strain. A general material model consisting of a non-linear kinematic hardening and isotropic hardening components, as given in Equations 12 and 13 respectively [16], were used for the analyses.

$$d\alpha = C \frac{1}{\sigma_o} (\sigma - \alpha) d\bar{\varepsilon}^{pl} - \gamma \alpha d\bar{\varepsilon}^{pl} \quad (12)$$

$$\sigma_o = \sigma|_o + Q_\infty (1 - e^{-\bar{\varepsilon}^{pl} b}) \quad (13)$$

where $\bar{\varepsilon}^{pl}$ is the equivalent plastic strain, α is the back-stress, C is the initial kinematic hardening modulus, γ determines the rate at which kinematic modulus decreases with plastic deformation, σ_o is the current yield stress, $\sigma|_o$ is the initial yield stress, Q_∞ is the maximum change in the size of the yield surface and b defines the rate at which the size of the yield surface changes as plastic straining develops. Equation 12 describes the translation of the yield surface in the stress space due to the back-stress, α , while Equation 13 describes the change of the equivalent stress defining the size of the yield surface, σ_o , as a function of plastic deformation.

Numerical evaluation of the CCM

In this section the numerical evaluation of the CCM is developed. For all cases (with and without prior history) the same model of Figure 4 was considered.

Initially, CCM was simulated in a beam without a prior history. On the other hand, for the cases where prior history was considered, a homogenous pre-strain of the beam was applied before conducting the operation of bending. Moreover, in the considered cases, different hardening rules were applied, such as the isotropic hardening rule and the kinematics hardening rule, with which the mechanical behavior of the component is determined. The applied load and the boundary conditions are constant in each case of study. The mechanical properties established as input data are: $E = 210$ GPa, $\sigma_y = 420$ MPa and $\nu = 0.29$.

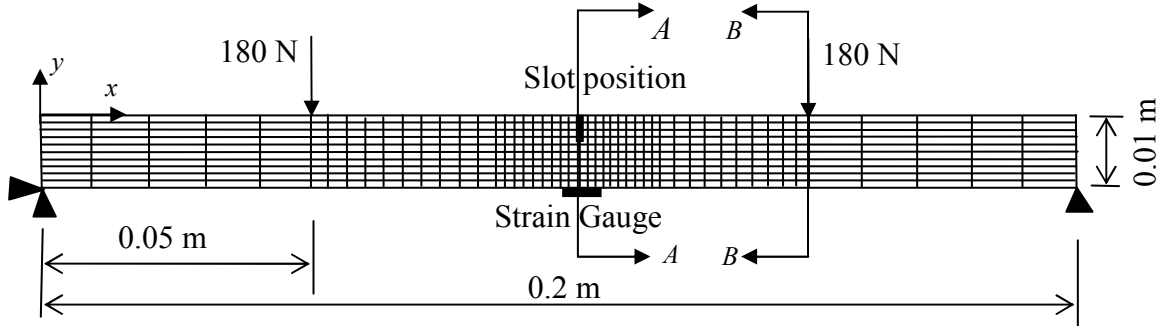


Figure 4. - Schematic representation of the model applied in the Finite Element Method

Determination of the ideal position of the strain gauge in the beam

For the experimental development of the CCM, it is important to find the ideal position of the strain gauge, because the accuracy of the measurement directly depends on this position. Therefore, the reading point in different positions with respect to the crack was simulated. Ten points at 1 mm increments were taken into account. The first one is at the crack plane (Figure 5).

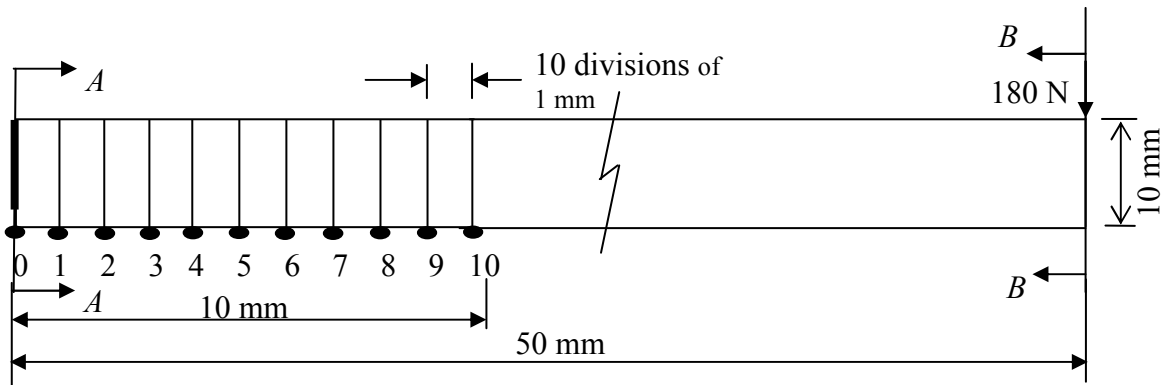


Figure 5.- Schematic localization of the reading points

The numerical results of the stress relaxation induced by the cut are shown in Figure 6. This analysis was performed in a beam without prior history and under the isotropic hardening rule. Figure 7 shows the residual stress field obtained from the readings of Figure 6. The residual stress fields obtained by the CCM are compared against those derived from the application of the FEM.

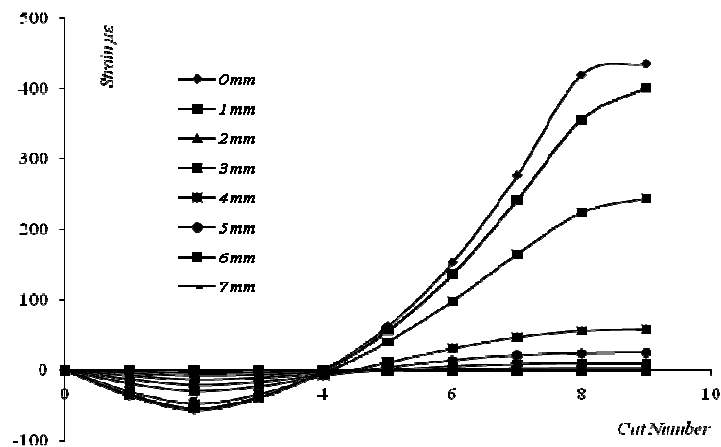


Figure 6. – Strain relaxation obtained at different positions along the beam

It is important to indicate that the both numerical evaluations are close. It can also be concluded, that the optimum location of the gauge it is in the same plane of the crack and that it is possible to obtain the residual stress profile by using only one relaxed strain reading.

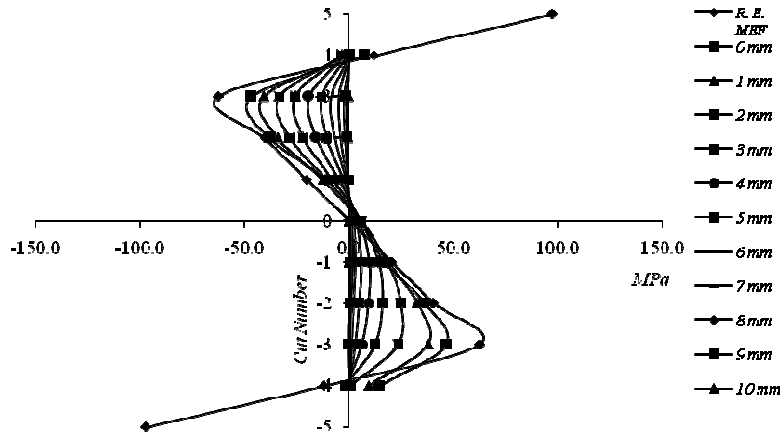


Figure 7. - Residual stress fields at different locations on the beam

Numerical evaluation of the CCM under Isotropic hardening rule

Figures 8 show the curves that represent the residual stress fields applying the CCM. These curves are superposed against the curves obtained by the FEM considering both prior history at different levels and no prior history. For all of these cases, the analysis was performed under the isotropic hardening rule.

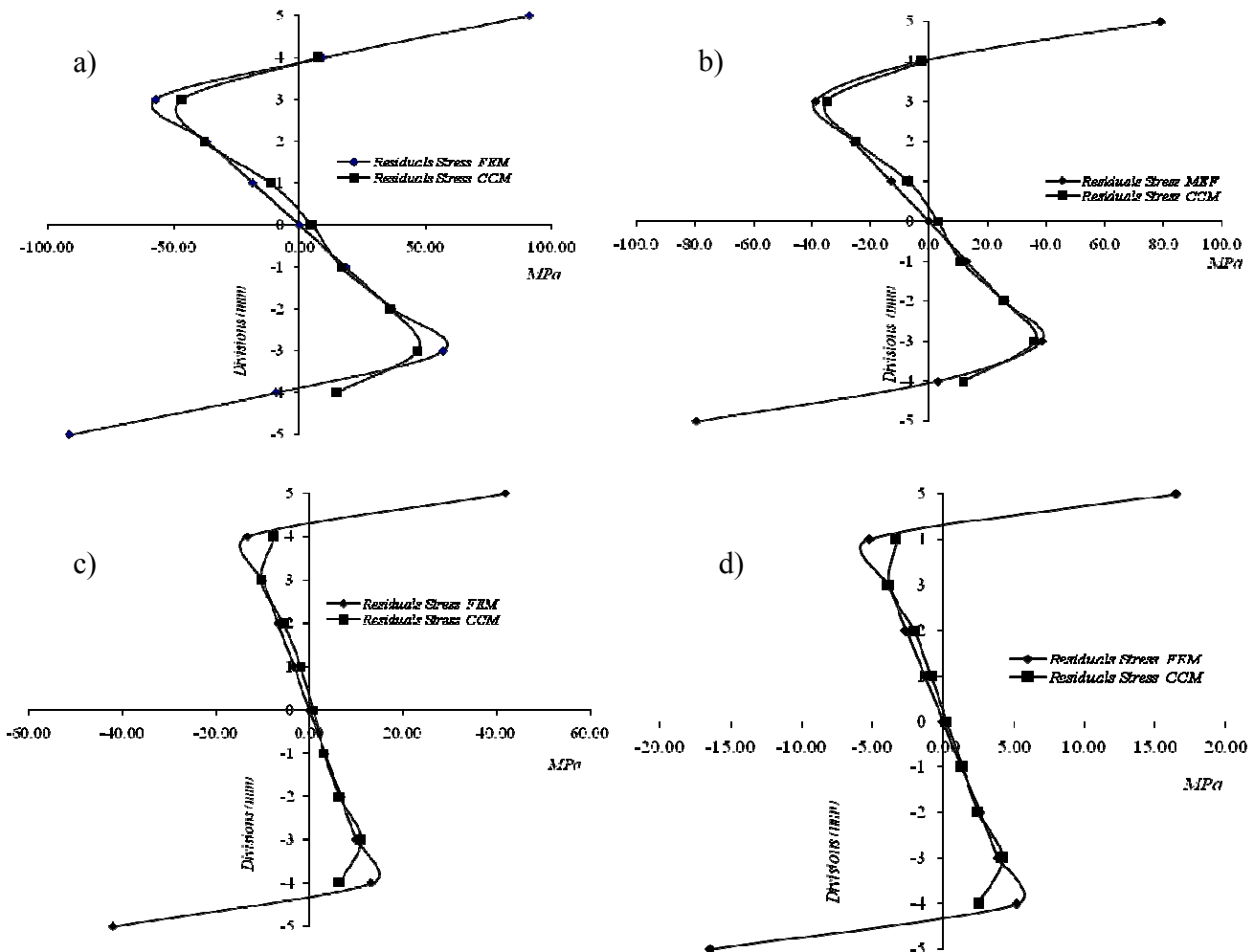


Figure 8.- Residual stress fields, isotropic hardening rule. a) Without prior history. b) Prior history of $2\epsilon_y$. c) Prior history of $5\epsilon_y$. d) Prior history of $7\epsilon_y$.

Numerical evaluation of the CCM under Kinematic hardening rule

In Figures 9 there are shown the residual stress results obtained from the measurement of the relaxation of the strain by introducing a cut and applying the CCM. They are compared with the numerical results, which are obtained with the kinematic hardening rule (without and with prior history), also considering strain hardening and Bauschinger effect as well [1].

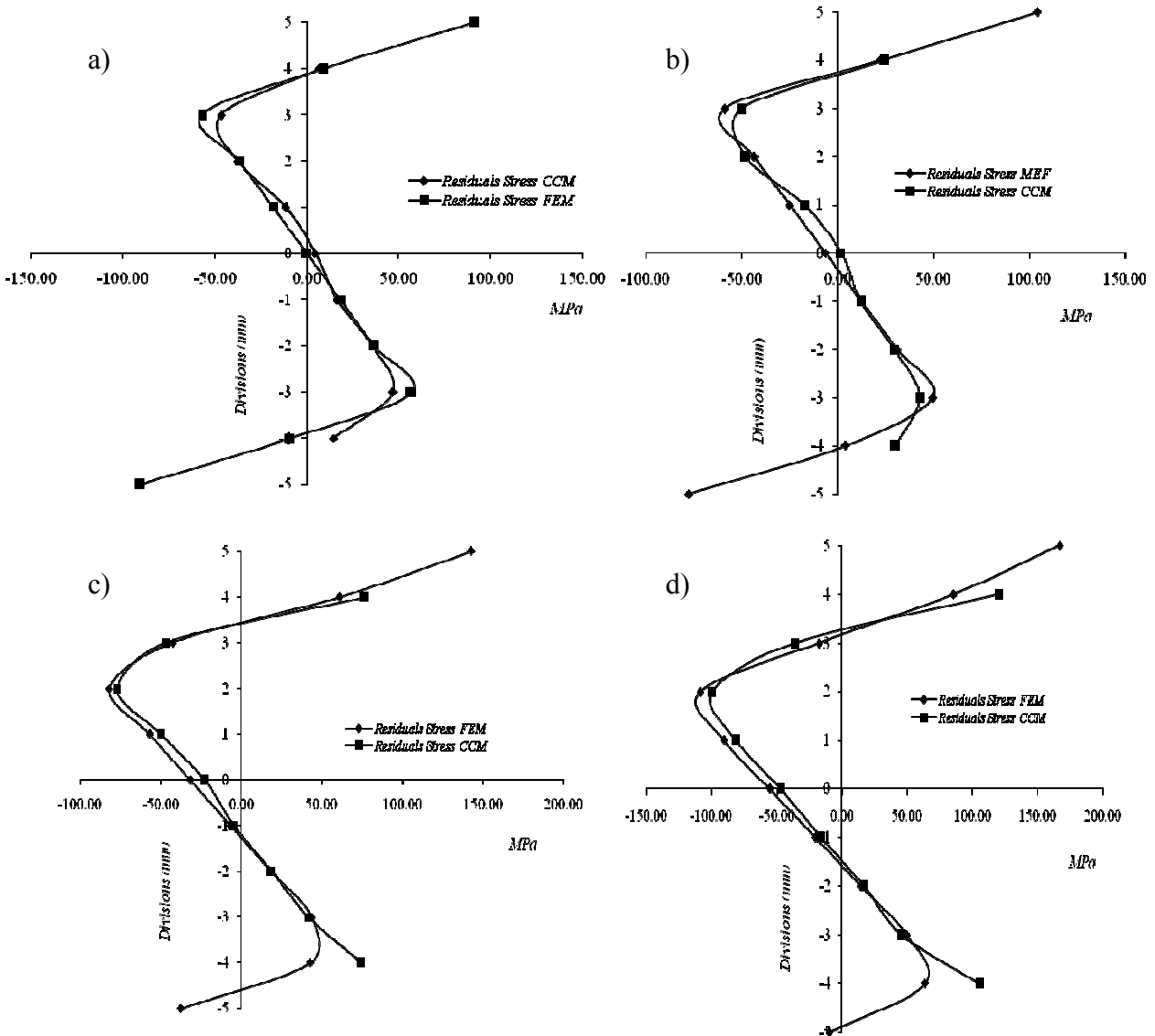


Figure 9.- Residual stress fields, kinematic hardening rule. a) Without prior history. b) Prior history of $2\epsilon_y$. c) Prior history of $5\epsilon_y$. d) Prior history of $7\epsilon_y$.

Discussions and conclusions

In this paper, the numerical evaluation of the CCM has been presented. Until now, the CCM it has been only applied and assessed experimentally. In that sense, in the opinion of the authors, there is deficient information about the correct manner of performing the experimental procedure and to be convinced that the results obtained are the optimum ones. It is considered that, FEM could be the best option for the evaluation of the CCM, because there are not external factors that can affect the recalled strain data needed to perform it. Also, since the FEM simulation of the induction of the crack will not incorporate more stress into the component, due to the cutting process.

On the other hand, Prime [17] and Nowell, *et al*, [6] have experimentally practice the introduction of the slot into the component by clamping one side of the specimen. But FEM results presented from this work, suggest that the experimental procedure on the beam or strip should be better completed if the component is free to relax (as much as possible). Urriolagoitia-Sosa [18] has developed a new and simple supporting system. This consists of two semi-cylindrical pieces upon which the beams analysed were placed. The pieces were simply placed on a smooth flat surface in the EDM cutting machine. The centres of the pieces were located at quarter distances from the two ends of a beam should be fully parted in two halves. Each one is capable of being supported by a semi cylindrical piece. The cylindrical shape of the pieces also allow them to rock as the beam is being cut and the internal residual stress relieved causes movement.

The numerical evaluation of the CCM will contribute in the selection of optimal location for the strain gauges and that it is possible to use only one strain reading to calculate the entire residual stress field. This will reduce the cost and time to develop and perform the experiment.

This evaluation was made by applying different hardening rules and different levels from prior history, to a rectangular beam under four points bending, onto which later fields of residual stress were induced.

The paper has presented the numerical evaluation and application of the CCM developed for the study of residual stresses in beams that were pre-strained before residual stresses were mechanically induced through bending. The results obtained from the CCM agree closely with those obtained using the FEM of superposition of loading and unloading stresses. As expected, residual stresses developed in beams with prior straining, shows asymmetry in magnitude of the stresses on the tensile and compressive sides.

Acknowledgment

The authors gratefully acknowledge the financial support from the Mexican government by de Consejo Nacional de Ciencia y Tecnología and the Instituto Politécnico Nacional.

References

- [1] Urriolagoitia-Sosa, G, *Analysis of prior strain history effect on mechanical properties and residual stress in beams*, Thesis Ph D, Oxford Brooks University, pp 129-142. (2005)
- [2] Cheng, W. and Finnie, I., A method for measurement of axisymmetric residual stresses in circumferentially welded thin-walled cylinders, *J of Engineering Materials and Technology*, Vol. 107, pp 181-185. (1985)
- [3] Cheng. W., Prime, M., B. and Finnie, I., Measurements of residual stresses through the thickness of a strip using the crack compliance method, *Residual Stress III – Science and Technology Proceedings 3rd International Conference of Residual Stress*, Vol. 2, pp 1127–1132. (1997)
- [4] Schindler, H. J. and Landolt, R., Experimental determination of residual stress and the resulting stress intensity factors in rectangular plates, 4th. *European conference on residual stresses*, Cluny, France, pp 509-517. (1997)
- [5] Cheng, W. and Finnie, I., Measurement of residual hoop stress in cylinders using the compliance method, *Journal of engineering materials and technology*, Vol.108, pp 87–92, (1986)
- [6] Nowell, D., Tochilin, S. and Hills, D. A., Measurement of residual stress in beams and plates using the crack compliance technique, *Journal Strain Analysis*, Vol. 35, No. 4, pp 277–285, (2000)
- [7] Schindler, J. H., Residual stress measurement in cracked components: Capabilities and limitations of the cut compliance method, *Materials science forum*, Vols 347–349, pp 150–155. (2000)

- [8] Urriolagoitia-Sosa, G., Durodola, J. F. and Fellows, N. A., Determination of residual stress in beams under Bauschinger effect using surface strain measurements, *Strain*, Vol. 39, No. 4, Nov, pp 177-185, (2003)
- [9] Prime, M. B., Residual stress measurement by successive extension of a slot: The crack compliance method, *Applied mechanics reviews*, Vol. 52, No. 2, pp 75–96. (1999)
- [10] Prime, M. B., Rangaswamy, P. and Bourke, M. A. M., Measuring spatial variation of residual stresses in a MMC using crack compliance, *7th International Conference on Composites Engineering*, pp. 711–712. (2000)
- [11] Cheng, W. and Finnie. I., An overview of the crack compliance method for residual stress measurement, *Proc. 4th Int. Conf. Residual Stress*, Baltimore, Maryland, Society for Experimental Mechanics, pp 449–458. (1994)
- [12] Schindler, H. J., Cheng, W. and Finnie, I., Experimental determination of stress intensity factors due to residual stresses, *Journal of experimental mechanics*, Vol. 37, No. 3, pp 272–277. (1997)
- [13] Kang, K. J., Song, J. H. and Earmme, Y. Y., A method for the measurement of residual stresses using a fracture mechanics approach, *Journal of strain analysis*, Vol. 24, 23–30. (1989)
- [14] Wu, X. R. and Carlsson, A. J., *Weight function and stress intensity factor solutions*. Pergamon Press, Oxford, England, (1991)
- [15] Press, W. H., Flannery, B. P., Teukolsky, S. A. and Vetterling, W. T., *Numerical recipes*, Cambridge University Press. (1987)
- [16] ABAQUS, Version 6.3, *Standard user's manual*, Vol. II. (2002)
- [17] Prime, M. B., Experimental procedure for crack compliance (slitting) measurements of residual stress, *Los Alamos National Laboratory Report*, LA-UR-03-8629, pp 1-6. (2003)
- [18] Urriolagoitia-Sosa, G., Durodola, J. F. and Fellows, N. A., Effect of strain hardening on the residual stress distribution in beams measured using the crack compliance method, *J. Strain Analysis for Engineering Design*, Vol. 42, No. 2, pp 115-121, (2007)

Advances in Experimental Mechanics VI

doi:10.4028/0-87849-367-0

Numerical Evaluation of the Crack Compliance Method (CCM) in Beams with and without Prior History

doi:10.4028/0-87849-367-0.173



Revista Mexicana de Física

Apartado Postal 70-348, Coyoacán, 04511 México, D.F. Tel/Fax (52) 56 22-4840, 56 22-4946, 56 22-4848

December, 2008.

Ref. No. S6-26

Dear G. Urriolagoitia-Sosa,

We are pleased to inform you that your manuscript entitled **“Experimental application of the crack compliance method in beams with hardened surfaces”** submitted to the XVII International Materials Research Congress, Symposium 6 “Materials Characterization” and for further publication in a Special Issue of the Revista Mexicana de Física (RMF) has been accepted for its publication. You will receive the proof of the manuscript in due course.

Thank you very much for your contribution to the RMF.

Sincerely yours,

Dr. Ramiro Perez Campos

Guest Editor, RMF

Dr. Antonio Contreras and Dr. Rodrigo Esparza

Guest Co-Editors

Experimental application of the crack compliance method in beams with hardened surfaces

G. Urriolagoitia-Sosa guiurri@hotmail.com, J. M. Sandoval-Pineda,
E. A. Merchán-Cruz, R. G. Rodríguez-Cañizo.
*Instituto Politécnico Nacional, Sección de Estudios de Posgrado e Investigación,
Escuela Superior de Ingeniería Mecánica y Eléctrica. Unidad Azcapotzalco
Av de las Granjas 682, Col. Santa Catarina, Azcapotzalco, 02550, México, DF.*

G. Urriolagoitia-Calderón, L. H. Hernández-Gómez,
Rafael Rodríguez-Martínez, R. Torres-Martínez.
*Instituto Politécnico Nacional, Sección de Estudios de Posgrado e Investigación,
Escuela Superior de Ingeniería Mecánica y Eléctrica. Unidad Zacatenco
Edif. 5, 2 Piso, Lindavista, 07738, México, DF.*

In general the mechanical design is developed by considering the lineal behavior of the components, which means that the stress reached by the requested work that takes place is under the yield stress. The stresses left in the component are known as residual stresses. This kind of stress has the characteristic of been either beneficial or damaging depending on their direction. They exist without the application of external agents and are able to extend or reduce the components lifetime, hence the importance of their study and evaluation. This paper presents the obtained results on the residual stress field evaluation induced in a beam. Three cases involving superficial hardening are analyzed, namely; hardened surface by laser shot, hardened surface by shot-peening, and superficial hardened by four points bending and pre-pulling. In this research the *Crack Compliance Method* was applied to evaluate the residual stress field induced in each case. This method consists in the introduction of a slot of incremental depth. The cut relaxed the residual stress field, and then the relaxed strain can be measured by strain gauges to quantify the original stress state.

Keywords: Residual Stress, Crack Compliance Method, Shot Peening, Bending, Laser peening.

En general el diseño mecánico se desarrolla mediante consideraciones de trabajo lineal en el componente, lo que significa que el estado de esfuerzos alcanzados por el trabajo aplicado se encuentra por debajo del esfuerzo de cedencia. En realidad, en algunas ocasiones el nivel de esfuerzo alcanzado rebasa el esfuerzo de cedencia. Los esfuerzos que quedan en el componente se conocen como esfuerzos residuales, los cuales tienen la característica de ser benéficos o perjudiciales dependiendo de su dirección. Existen sin la aplicación de un agente externo y pueden prolongar o reducir el tiempo de vida de un componente, por lo que es importante su estudio y evaluación. En este artículo se presentan los resultados obtenidos en la evaluación de campos de esfuerzos residuales inducidos en vigas. Tres casos con endurecimiento superficial son analizados, los cuales son; endurecimiento superficial por láser, endurecimiento superficial por granallado y prealado de vigas en flexión. En esta investigación se aplica el Método de Respuesta de Grieta (CCM) para evaluar el campo de esfuerzos residuales inducido en cada caso. Este método consiste en introducir un corte de profundidad creciente. El corte relajará el campo de esfuerzos residuales, y las deformaciones relajadas pueden ser medidas por galgas extensométricas para cuantificar el estado original de esfuerzos.

Descriptor: Esfuerzos Residuales, Método de Respuesta de Grieta, Granallado, Flexión, Láser.

PACS: 07.05.Fb; 07.05.Hd; 42.62.Cf; 62.20.Fe

1. Introduction

Around the world it is well known that superficial hardening in mechanical components induces anisotropic behavior on the material [1-2]. In addition, if the hardening of the material is performed in a non homogenous manner, one of the consequences is the introduction of a residual stress field. The knowledge of the effect of residual stresses on mechanically loaded materials can be helpful to select materials for engineering applications and in determining suitable loading in the mechanical design [3]. A number of authors have evaluated residual

stresses in materials, they have used numerous and diverse techniques [4-6]. The methods for their evaluation are classified in three groups, which are; nondestructive, semi-destructive and destructive [7]. After reviewing a great deal of research information and taking into consideration all the aspects in the experimental methods for the evaluation of residual stresses, it was taken the decision to develop and use the Crack Compliance Method (*CCM*) [8-10]. The *CCM* is a relatively inexpensive method for determining residual stresses in materials. Only the elastic constants of the material and data on strain relaxation, when a slot is introduced into the material, are required for the application of the method. Compared to other techniques, such as X-Ray and neutron diffraction methods (non destructive methods, in some cases, tend to misread defects in the material (dislocations and vacancies) as residual stresses), the *CCM* is relatively simple and requires more commonly available equipment such as an electric discharge machine (*EDM*) and strain gauges. The *CCM* is however a destructive method as it requires cutting a slot in the piece or material of interest. It is also sensitive to errors in measurement of strains especially when gauges are placed close to the slot.

2. Experimental procedure

In this paper are presented three cases where the *CCM* was used (Figure 1) [3, 4, 8, 10, 13, 14]. The first case analyzed is the evaluation of a residual stress field induced on a pre-pulled bended beam. For the second cases a beam shot peened was analyzed and the residual stress field was quantified. Finally, a beam having a residual stress field introduced by laser shot peening was studied and assessed. In some cases, it was possible to confirm the residual stress field induced in the specimen by an analytic and/or numerical method, where this was possible the results are presented and a comparison can be performed. The comparison (where it was possible) can assess the precision in the results obtained from the *CCM*. The cases of study are as follow.

3. Results and discussion

3.1 Pre-pulled bended beam

A batch of AISI 1045 steel specimens with 10 mm by 10 mm section bars was stress relief annealed and was used to test for the effect of pre-straining. A mechanical loading operation was performed on the batch in order to induce previous history effect after the stress relief annealing process was completed. A group of specimens were axially pulled to 25000 $\mu\epsilon$ to produce a severe level of strain hardening and later they were bended to induce a residual stress field. Figure 2 shows the average bending moment against strain plots for the pre-pulled group (behaviors were plotted in the same quadrant). An earlier yielding can be observed on the compressive surface of the beams. The unsymmetrical yielding on the two sides of the beams will lead to an unsymmetrical residual stress field in the specimens. The strain results obtained from the cutting procedure can be seen in Figure 3. From Figure 3 it can be seen that whatever the setting of the shape of the specimen at the moment of the cut, a non-symmetrical response of the strain data was obtained. This unsymmetrical strain response was because the surface under tensile effect has an elevated yield stress (in comparison to the original yield stress) due to the strain hardening process and the surface under compression has a lower yield stress (in comparison to the original yield stress) due to Bauschinger effect. This was expected, because the residual stress profile was not symmetrical. Figure 4 shows very good agreement between the results obtained using the Crack Compliance Method and those obtained from superposition of the loading and unloading stresses.

3.2 Shot peened beam

A second group of specimens (AISI 1045 steel) with a base of 38.1 mm by 12.7 mm high cross-section bars was stress relief annealed and was used for the evaluation of residual stresses

introduced by shot peening. By considering the hardness of the selected material for the tests, shot peening balls were selected and bought. The shot peening ball selected was S-230 with a 0.6 mm diameter [11]. The shot peening process was performed with a pneumatic machine and as indicated by the *ASM handbook* [12]. The shot pressure used by the machine was of 5 bars. After the shot peening process was finished, a strain gauge was lay down at the unshot peening surface and used for obtaining the relaxed strains caused by the EDM cut. These strains will be used to determine the residual stress field in the beam. The strain results obtained from the cutting procedure can be seen in Figure 5. In Figure 6 it can be seen the results obtain by the *CCM* and a comparison against Finite Element Method (FEM).

3.3 Laser shot peened beam

A third group of aluminum specimens (6063 T5) with 6.35 mm by 15 mm section bars was stress relief annealed and was used for the evaluation of residual stresses introduced by laser shot peening. This process is not the traditional laser shot peening process, because does not used the generation of plasma by heat, the hardness in the material was performed by inducing the laser directly to the material. In this process the laser impact is around of 26 ps (which gives a better intensity of high energy). It is used a Nd-Yag laser, 1064 wave length and 532–355 NM armonics. The irradiation was performed by one shot with a systematic variation of energy from 1 to 20 mJ, by employing a haz diameter of 4 mm. On the other hand, the incitation in each point was of 5 pulses with a frequency of 1Hz. After the laser shot peening process was finished, a strain gauge was lay down at the untreated surface and was used for obtaining the relaxed strains caused by the EDM cut. These strains will be used to determine the residual stress field in the beam. The strain results obtained from the cutting procedure can be seen in Figure 7. In Figure 8 it can be seen the results obtained by the *CCM*. In this particular case it was not possible to perform an analytical or numerical comparison. The importance of using data from a strain gauge

location for *CCM* analysis to obtain a unique residual stress distribution in a beam was demonstrated by several cases of study in this paper. Only one strain gauge was needed in each case for the evaluation of the induction of different residual stress fields induced. It was found and confirmed that a single gauge placed opposite to the slot gave good residual stress results for up to 85% of the depth of the beams in most cases. All the specimens employed in this research were stress relief annealed [4] to eliminate previous history and only had the residual stress field from plastic loading.

4. Discussions

The first case of study (bending of a pre-pulled beam) was performed to validate the *CCM* analysis, because the residual stress profile can be corroborated very easily by analytical methods (loading and unloading superposition). The relevance and interest in this case of study was to demonstrate the capability of the *CCM* to reveal the effect of strain hardening on residual stresses in beams that had been strain hardened and then bent plastically. The unsymmetrical yielding on the two sides of the beams during bending led to dissimilar residual stress field magnitudes on the tensile and compressive sides. Compared to annealed materials, the residual stresses developed in the beams with prior straining show asymmetry in magnitude of the stresses on the tensile and compressive sides. The second case (shot peened beam) it was important to show the accuracy of the *CCM* under residual stress conditions of low magnitude and introduced by damaging one of the surfaces of the specimen. A finite element analysis was performed in this study to validate the *CCM* and to evaluate their capacity and limits, so it can be fully used for the next case. The shot peening process is extremely used in the automotive industry, but there are not accurately known their consequences and benefits. The third case (laser shot peened beam) was performed after the assessment on the level of accuracy on the *CCM* was fined. The results obtained have shown a very well defined profile, where the compressive residual stress are present at the laser processed

surface, which is where they are supposed to be. It can also be seen in Figure 8, that the residual stress field showed some kind of similitude between the areas below the line of tension and compression, as how it was supposed to be and this kind of residual stress profile could be advantageous for the retardation of crack propagation.

5. Conclusions

In general the results obtained from the *CCM* closely agree with those obtained by using other methods and the result obtained for the last case of study are very encouraging. A support system which allows free movement of beams during relaxation of residual stresses while cutting of slots has also been presented. The method allows the plane of crack slots to be maintained as cutting progresses. The authors have confidence in the results obtained by the *CCM*, because of the variety in the cases of study, the manner it has been performed and the results fined.

Acknowledgment

The authors gratefully acknowledge the financial support from the Mexican government by de Consejo Nacional de Ciencia y Tecnología and the Instituto Politécnico Nacional.

References

1. J. Bauschinger, *Zivilingenieur*, English translation, **27** (1881) 289.
2. J. Bauschinger, *Mittheilungen aus dem mechanischen technischen laboratoriumder k*, Hochschule in Munchen, English translation (1886) 463.
3. G. Urriolagoitia-Sosa, J. Durodola and N. Fellows, *Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, **42**, **2** (2007) 115.
4. G. Urriolagoitia-Sosa, *Analysis of prior strain history effect on mechanical properties and residual stresses in beams*, PhD Thesis, Oxford Brookes University, UK (2005).
5. I. C. Noyan and J. B. Cohen, *Residual stress*, Springer-Verlag (1986).
6. K. Heindlhofer, *Evaluation of residual stress*, McGraw-Hill Book Co (1948).

7. N. Wadsley, *Residual stress analysis*, MSc Thesis, Oxford Brookes University, UK (1994).
8. W. Cheng and I. Finnie, *Proc. 4th Int. Conf. Residual Stress*, Baltimore, Maryland, Society for Experimental Mechanics, (1994) 449.
9. G. Urriolagoitia-Sosa, J. F. Durodola and N. A. Fellows, *Strain*, **39**, 4 (2003) 177.
10. M. B. Prime, *Applied Mechanics Reviews*, **52**, 2 (1999) 75.
11. Wheelabrator Abrasives Inc., *Cast Steel Shot and Grit*. (<http://www.wheelabr.com>)
12. ASM International, Surface Engineering, USA: *ASM Handbook*, **5** (1991).
13. P. C. T. Chen, *Journal of Pressure Vessels Technology*, **108** (1986) 108.
14. S. P. Timoshenko and J. M. Gere, *Mechanics of materials*, Van Nostrand, (1979) 358.

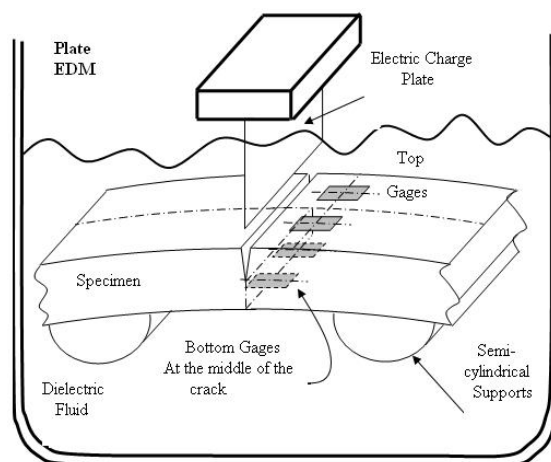


Figure 1.- CCM procedure representation

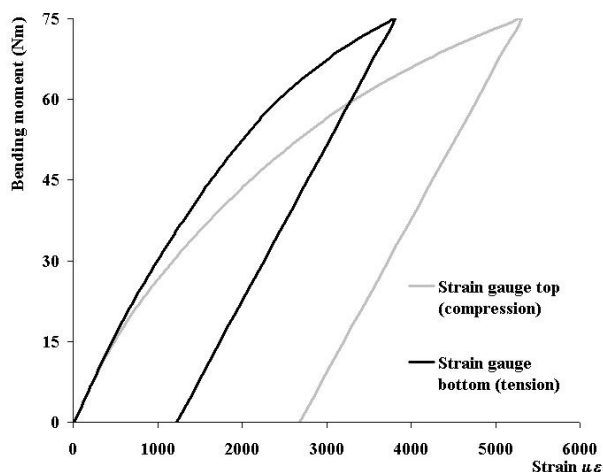


Figure 2.- Bend test in AISI 1045 steel pre-pulled to 25000 microstrain

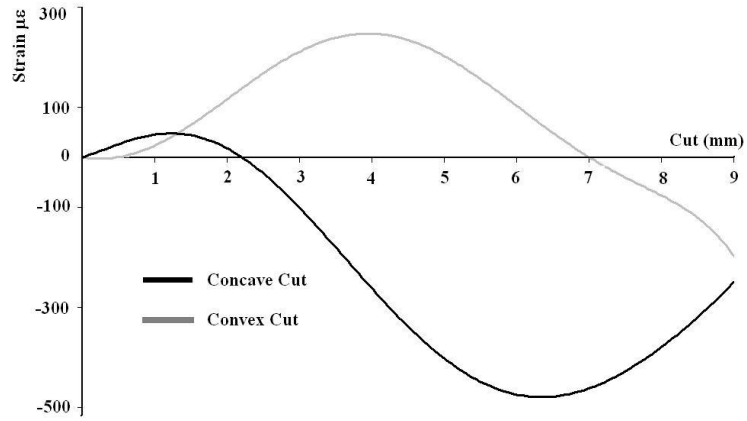


Figure 3.- Strain results by cutting for AISI 1045 steel pre-pulled to 25000 microstrain

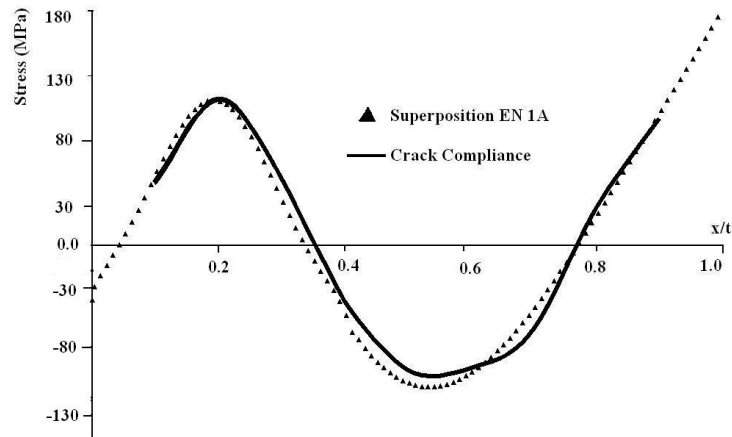


Figure 4.- Residual stress evaluation in AISI 1045 steel pre-pulled to 25000 microstrain

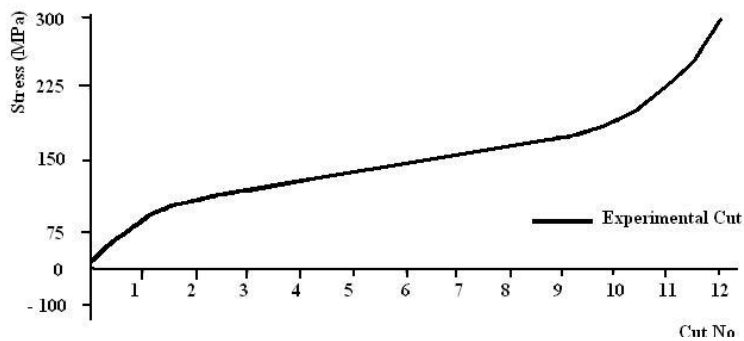


Figure 5.- Strain results by cutting for AISI 1045 steel shot peened by S-230 ball

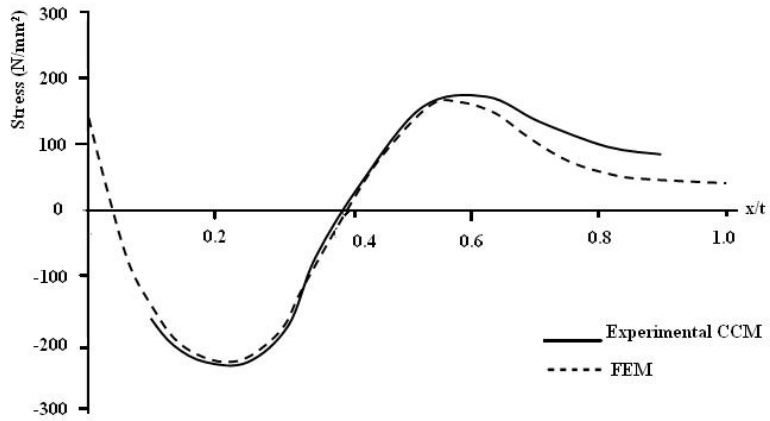


Figure 6.- Residual stress evaluation in AISI 1045 steel shot peening by S-230 steel

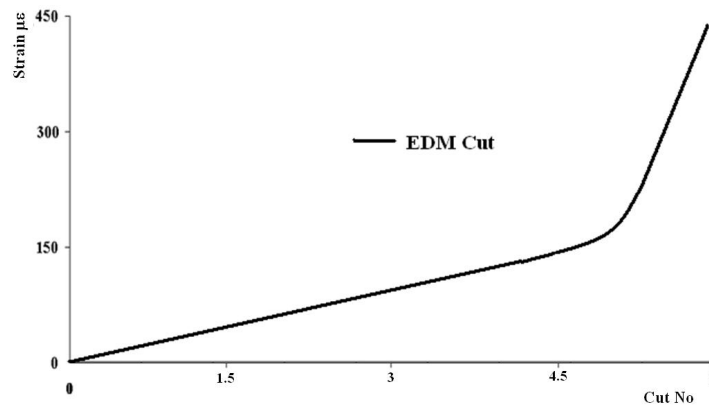


Figure 7.- Strain results by cutting for 6063 T5 laser shot peened

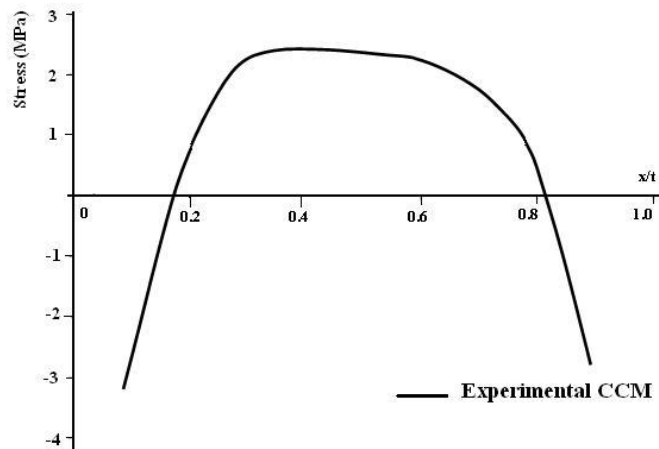


Figure 8.- Residual stress evaluation in 6063 T5 Aluminum laser shot peening

Strain - Decision on Manuscript STRAIN-0306

onbehalf@scholarone.com on behalf of egdoutos@civil.duth.gr

09 December 2008 16:19:04

guiurri@hotmail.com; guiurri@hotmail.com

1 attachment(s)



- Review.pdf (23.6 KB)

If you're having problems downloading attachments, please sign in again and select "Remember me on this computer".

Sign in again

09-Dec-2008

Dear Dr. Urriolagoitia-Sosa,

Manuscript STRAIN-0306, entitled "Residual stresses in beams (with and without prior history) numerically assessed by the Crack Compliance Method", which you submitted to Strain, has now been reviewed. The comments of the reviewers are included at the bottom of this letter.

The reviewers suggested some revisions to your manuscript. Therefore, I invite you to respond to the reviewers' comments and revise your manuscript.

To revise your manuscript, log into

<http://mc.manuscriptcentral.com/strain> and enter your Author Center, where you will find your manuscript title listed under "Manuscripts with Decisions". Under "Actions", click on "Create a Revision". Your manuscript number has been appended to denote a revision.

You will be unable to make your revisions on the originally submitted version of the manuscript. Instead, revise your manuscript using a word processing program and save it on your computer. Please also highlight the changes to your manuscript within the document by using the track changes mode in MS Word or by using bold or coloured text.

Electronic figures: If not already, it is essential that all artwork is provided in electronic format. Please save vector graphics (e.g., line artwork) in Encapsulated Post-script Format (EPS) and bitmap files (e.g., half-tones) in Tagged Image Format (TIFF) at 300dpi. Detailed information on our digital illustration standards is available at www.blackwellpublishing.com/authors/digill.asp

Once the revised manuscript is prepared, you can upload it and submit it through your Author Centre.

When submitting your revised manuscript, you will be able to respond to the comments made by the reviewers in the space provided. You can use this space to document any changes you make to the original manuscript. In order to expedite the processing of the revised manuscript, please be as specific as possible in your response to the reviewers.

IMPORTANT: Your original files are available to you when you upload your revised manuscript. Please delete any redundant files before completing the submission.

Because we are trying to facilitate timely publication of manuscripts submitted to Strain, submission of your revised manuscript is within the next 60 days. If it is not possible for you to submit your

Residual stresses in beams (with and without prior history) numerically assessed by the Crack Compliance Method

G. Urriolagoitia-Sosa^{1a}, G. Urriolagoitia-Calderón^{2b},
J. M. Sandoval-Pineda^{1c}, L. H. Hernández-Gómez^{2d}, E. A. Merchán-Cruz^{1e},
R. G. Rodríguez-Cañizo^{1f} and J. A. Beltrán-Fernández^{2g}

¹INSTITUTO POLITECNICO NACIONAL
Sección de Estudios de Posgrado e Investigación (SEPI),
Escuela Superior de Ingeniería Mecánica y Eléctrica (ESIME).
Unidad profesional, AZCAPOTZALCO,
Av. de las Granjas No. 682, Col. Sta. Catarina Azcapotzalco, C.P. 02550, México
a guiurri@hotmail.com, c jsandovalp@ipn.mx, e eamerchan@ipn.mx, d rrodriguez@ipn.mx

²INSTITUTO POLITECNICO NACIONAL
Sección de Estudios de Posgrado e Investigación (SEPI),
Escuela Superior de Ingeniería Mecánica y Eléctrica (ESIME).
Edificio 5. 2do Piso, Unidad Profesional Adolfo López Mateos ZACATENCO
Col. Lindavista, C.P. 07738, México, D.F. México
b urrio332@hotmail.com, d luishector56@hotmail.com, g jbeltranf@hotmail.com

Key words: Prior Straining History, Residual Stresses, Crack Compliance Method, Finite Element Method.

Abstract.- This work assesses the Crack Compliance Method (CCM) by the Finite Element Method (FEM). The CCM is a very powerful method that is based on Fracture Mechanics theory, its experimental application and set up is validated by this work. The numerical assessment of the CCM is performed on bending beams with and without prior straining history, to determine the best position and orientation of strain gages, as well as the optimum number of readings. The prior straining history condition, in the analyzed components, is induced by an axial pulling before the beam is bent. Three levels of preloading are considered: low, medium and high (which are related to the yield strain of the simulated material); Isotropic and Kinematic hardening rules are also considered. Additionally, an experimental evaluation is also presented by introducing a new supporting system to cut a slot in the beams. The results obtained in this work, provide a quantitative demonstration of the effect of hardening strain on the distribution of the residual stress in beams. In the same manner, the theoretical formulation of the CCM has been evaluated validating the application of this method for the determination of residual stress fields in mechanical components.

Introduction

Around the world it is well known that superficial hardening in mechanical components induces anisotropic behavior on the material [1-2]. Also, if the hardening of the material is performed in a non homogenous manner, one of the consequences is the introduction of a residual stress field. The knowledge of the effect of residual stresses in mechanically loaded materials can be helpful to select materials for engineering applications and in determining suitable loading in the mechanical design [3]. Several authors have evaluated residual stresses in materials, they have used diverse techniques [4-6]. The methods for their evaluation are classified in three groups, which are; nondestructive, semi-destructive and destructive [7].

In this paper it is presented (after reviewing a great deal of research information and taking into consideration different aspects of experimental methods for the evaluation of residual stresses) the use and development of the Crack Compliance Method (CCM). The CCM is a relatively inexpensive method for determining residual stresses in materials. Only the elastic constants of the material and data on strain relaxation, when a slot is introduced into the material, are required for the application of the method. Compared to other techniques, such as X-Ray and neutron diffraction methods, the CCM is relatively simple and requires more commonly available equipment such as an electric discharge machine (EDM) and strain gauges [6]. The CCM is however a destructive method as it requires cutting a slot in the piece or material of interest. It is also sensitive to errors in measurement of strains especially when gauges are placed close to the slot. The CCM is used worldwide and it has been applied to various geometries. The most common specimens examined are beams and cylinders [4, 8 and 9], which can be either solid or hollow [10]. Other geometries that can be tested include rectangular bars and brackets welded to a plate [11-13].

The reported advantages of the CCM over other destructive measurement methods include; a simple and rapid experimental implementation, since only a single growing slot is required for a test; greater accuracy due to the reduced degree of machining, as repetitive processes can accumulate errors and even more new stresses are introduced; and, a superior performance in measuring the localised residual stresses which result from any kind of manufacturing process [6].

The two main disadvantages of the method arise from the apparent difficulty in determining the appropriate crack compliance and the manner in which the slot is induced into a component. For the crack compliance, the solution obtained analytically can involve quite considerable mathematics; whilst those calculated using FEM analysis require a new model for each depth increment [14].

When a slot is induced into the specimen, there are several issues about the correct manner to support the specimen before the cut is performed and the optimum location to place the strain gauge. This work focuses in these two issues and will suggest some solutions. In this paper, the numerical evaluation of the CCM has been presented. Until now, the CCM it has been only applied and assessed experimentally. The authors' opinion is that, there is a lack of information about the correct manner of performing the experimental procedure so as to be convinced that the results obtained are the optimum ones. It is thought, that numerical analysis performed by FEM could give the answers referent of all these issues concerning the CCM, because applying a numerical evaluation will not introduce external factors that can affect the recalled strain data needed to perform it.

Methodology of the crack compliance method [5]

In this section, it is presented a brief summary of the theory related to the *CCM*. It is assumed that the unknown residual stress distribution in a beam can be represented by the summation of an n^{th} order polynomial series as [15]:

$$\sigma_y(x) = \sum_{i=0}^n A_i P_i(x) \quad (1)$$

where A_i are constant coefficients and P_i are a power series, $x^0, x^1, x^2, \dots, x^n$ etc, Legendre polynomials are also used. However, the crack compliance method includes a step which assumes that a stress distribution, $\sigma_y(x) = P_i(x)$, interacting with the crack is known. This known stress field is used to obtain the crack compliance function C by using Castigliano's approach. To illustrate the determination of the compliance functions, a strip of unit thickness and unit width in the z direction with an edge crack of length a (Figure 1), is considered. In order to obtain the horizontal displacement u at (l, s) , a pair of virtual forces F are introduced at that location in the horizontal direction. The forces may be located at either the top or bottom surface. The change in the strain

energy due to the presence of the crack and the virtual force is given by [4]. (where K are the stress intensity factors due to the surface tractions K_I and the virtual force K_{IF}):

$$U = \frac{1}{E'} \int_0^a (K_I + K_{IF})^2 da \quad (2)$$

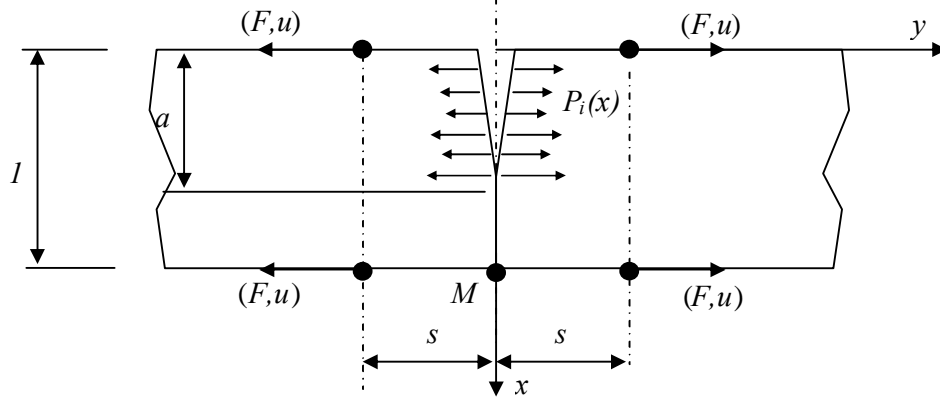


Figure 1.- Edge-Cracked strip subjected to surface loading and virtual force [4]

Applying Castigliano's theorem, the displacement $u(a,s)$ can be determined by taking a derivative of the strain energy with respect to the virtual force, as [15]:

$$u(a,s) = \frac{1}{2} \frac{\partial U}{\partial F} \Big|_{F=0} = \frac{1}{E'} \int_0^a K_I \frac{\partial K_{IF}(a,s)}{\partial F} da \Big|_{F=0} \quad (3)$$

Differentiating now with respect to the distance s [15]:

$$\varepsilon(a_j, s) = \frac{1}{E'} \int_0^{a_j} K_I(a) \frac{\partial^2 K_{IF}(a,s)}{\partial F \partial s} da \quad (4)$$

This strain $\varepsilon(a,s)$ due to the stress $P_i(x)$ is known as the compliance function $C_i(a,s)$ so that;

$$C_i(a_j, s) = \frac{1}{E'} \int_0^{a_j} K_I(a) \frac{\partial^2 K_{IF}(a,s)}{\partial F \partial s} da \quad (5)$$

Due to the linearity of K_{IF} with F , the second term under the integral in Equation 5 is the same as

$Z(a)$ in $Z(a) = \frac{B}{F} \left(\frac{\partial K_{IF}}{\partial s} \Big|_{s=0} \right)$ with $B = l$, Therefore, it can be written as:

$$C_i(a_j, s) = \frac{1}{E'} \int_0^{a_j} K_I(a) Z(a) da \quad (6)$$

By following the approach in *Schindler et. al.* [16] and *Kang et. al.* [17], for the case of a beam having the strain measurement point M at the base, $K_I(a)$ and $Z(a)$ can be expressed as:

$$K_I(a) = \int_0^a h(x,a) \sigma_y(x) dx \quad (7)$$

$$Z(a) = 4.283 \int_0^a h(x,a) (1-2x) dx \quad (8)$$

where $\sigma_y(x) = P_i(x)$ and $h(x,a)$ is known as the weight function [18]. The reference contains tabulated values of $h(x,a)$ for given values of a and x . Therefore, $C_i(a_j,s)$ can be determine from

Equation 8 by numerically integrating this expression. Once the $C_i(a,s)$ solutions have been obtained, the expected strain due to the stress components in Equation 1 can be determined as [15]:

$$\varepsilon(a_j, s) = \sum_{i=0}^n A_i C_i(a_j, s) \quad (9)$$

The unknown terms A_i have to be determined so that the strains given by Equation 9 match those strains measured in the experiment. To minimise the average error over all data points for the n^{th} order approximation, the method of least square is used to obtain the A_i values. Therefore, the number of cutting increments, m , is often chosen to be greater than the order of the polynomials P_i i.e. $m > n$. Typically $m = n + 1$ is used [15]. This work used $n = 8$ and $m = 9$, the least square solution is obtained by minimising the square of the error relative to the unknown constant A_i , i.e. as in Equation 10 [15]:

$$\frac{\partial}{\partial A_i} \sum_{j=1}^m \left[\varepsilon(a, s)_{\text{actual}} - \sum_{k=0}^n A_k C_k(a_j, s) \right]^2 = 0 \quad i = 0, \dots, n \quad (10)$$

This leads to

$$[H]\{A\} = \{J\} \quad (11)$$

where $[H] = [C]^T[C]$ and $\{J\} = [C]^T\{\varepsilon_j\}_{\text{actual}}$ [19]. Equation 11 gives a simple set of simultaneous linear equations. For the problems considered in this work, $[H]$ is a 8×8 matrix. The numerical procedure was implemented in a FORTRAN program using the Compac Visual FORTRAN package. Therefore, equation 11 was solved using the LU Decompositor (LUDCMP) and Backsubstitution (LUBKSB) routines [19]. The actual residual stress distribution was then determined by using Equation 1.

Numerical modelling of the beam

The numerical evaluation of the CCM presented in this work is based on the residual stress induction applying pure bending. The beams are modelled in 2D, in order to allow variations in stresses and strains through the depth to be determined. Quadratic order elements were used, in order to obtain smooth variations of stress and strain through the depth of the beams.

The beam was loaded (in all the cases) in a four-point bend configuration with the force located on two separate nodes, as illustrated in Figure 2a. The maximum value of the moment applied in each case was 9 Nm. Plastic deformation was obtained in all cases (without and with prior history).

Boundary conditions were applied at the extreme end nodes at the bottom (Figure 2b). Care was taken to produce small elements (1 mm by 0.5 mm) in the middle section of the beam, where the slot was simulated by deleting elements and the relaxed strain data was obtained for the numerical evaluation of the CCM. Ten divisions were used across the depth of the beam, to simulate 9 progressive cuts, leaving 1 element so that structural integrity would prevail.

Plane stress analysis was carried out and the loading was applied in a total of 100 sequentially increasing increments. The resulting strain in the x direction, produced by the action of the bending loading was recorded for each loading increment.

The induction of prior history was done by pre-pulling the beam. For this purpose, three levels with respect to the yield strain were considered; light, medium and heavy. These correspond to a displacement in the direction x of 0.8 mm, 2.0 mm and 2.8 mm respectively. The maximum total strains were 2, 5 and 7 times the value of the yield strain. A general material model consisting of a non-linear kinematic hardening and isotropic hardening components, as given in Equations 12 and 13 respectively [20], were used for the analyses.

$$d\alpha = C \frac{1}{\sigma_o} (\sigma - \alpha) d\bar{\varepsilon}^{-pl} - \gamma \alpha d\bar{\varepsilon}^{-pl} \quad (12)$$

$$\sigma_o = \sigma|_o + Q_\infty (1 - e^{-\bar{\varepsilon}^{-pl} b}) \quad (13)$$

where $\bar{\varepsilon}^{-pl}$ is the equivalent plastic strain, α is the back-stress, C is the initial kinematic hardening modulus, γ determines the rate at which kinematic modulus decreases with plastic deformation, σ_o is the current yield stress, $\sigma|_o$ is the initial yield stress, Q_∞ is the maximum change in the size of the yield surface and b defines the rate at which the size of the yield surface changes as plastic straining develops. Equation 12 describes the translation of the yield surface in the stress space due to the back-stress, α , while Equation 13 describes the change of the equivalent stress defining the size of the yield surface, σ_o , as a function of plastic deformation.

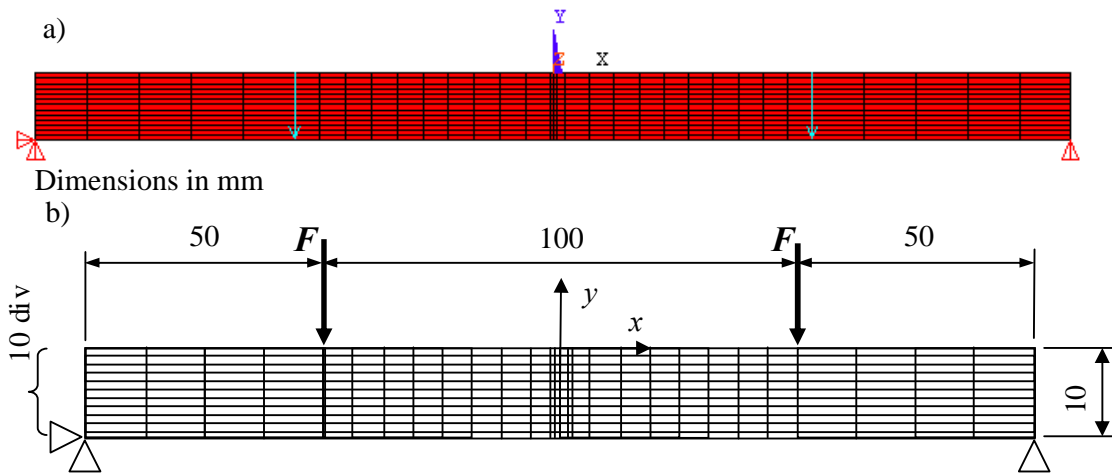


Figure 2.- Four-point bending beam model
a) FEA model b) schematic representation of the FEA model

Numerical evaluation of the CCM

In this section the numerical evaluation of the CCM is developed. For all cases (with and without prior history) the same model of Figure 3 was considered. Initially, CCM was simulated in a beam without a prior history. On the other hand, for the cases where prior history was considered, a homogenous pre-strain of the beam was applied before conducting the operation of bending. Moreover, in the considered cases, different hardening rules were applied, such as the isotropic hardening rule and the kinematics hardening rule, with which the mechanical behavior of the component is determined. The applied load and the boundary conditions are constant in each case of study. The mechanical properties established as input data are: $E = 210 \text{ GPa}$, $\sigma_y = 420 \text{ MPa}$ and $\nu = 0.29$.

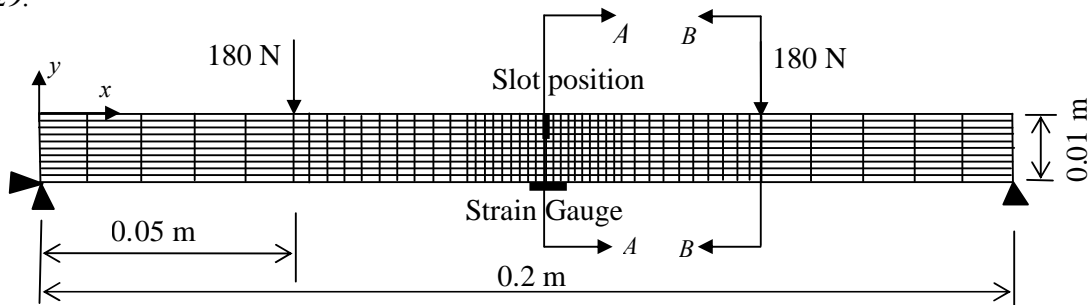


Figure 3. - Schematic representation of the model applied in the Finite Element Method

Determination of the ideal position of the strain gauge in the beam

For the experimental development of the CCM, it is important to find the ideal position of the strain gauge, because the accuracy of the measurement directly depends on this position. Therefore, the reading point in different positions with respect to the crack was simulated. Ten points at 1 mm increments were taken into account. The first one is at the crack plane (Figure 4).

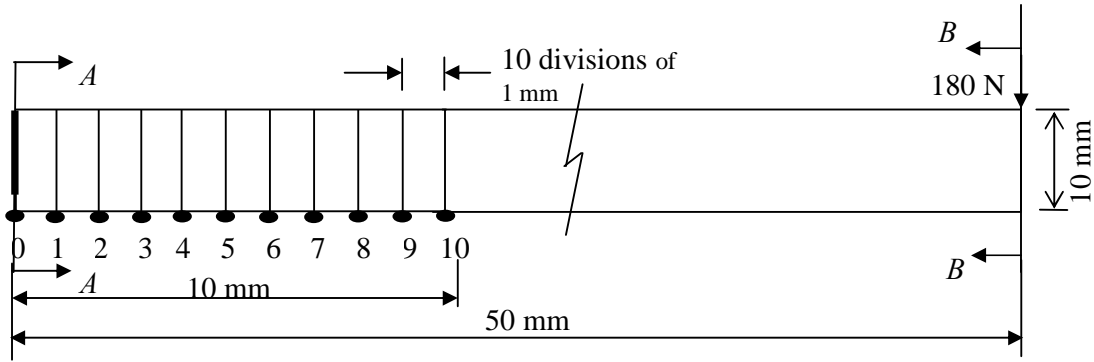


Figure 4.- Schematic localization of the reading points

The numerical results of the stress relaxation induced by the cut are shown in Figure 5. This analysis was performed in a beam without prior history and under the isotropic hardening rule. Figure 6 shows the residual stress field obtained from the readings of Figure 5. The residual stress fields obtained by the CCM are compared against those derived from the application of the FEM.

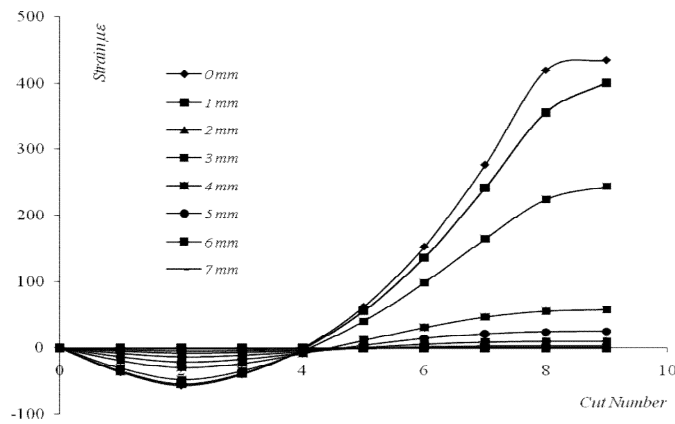


Figure 5. – Strain relaxation obtained at different positions along the beam

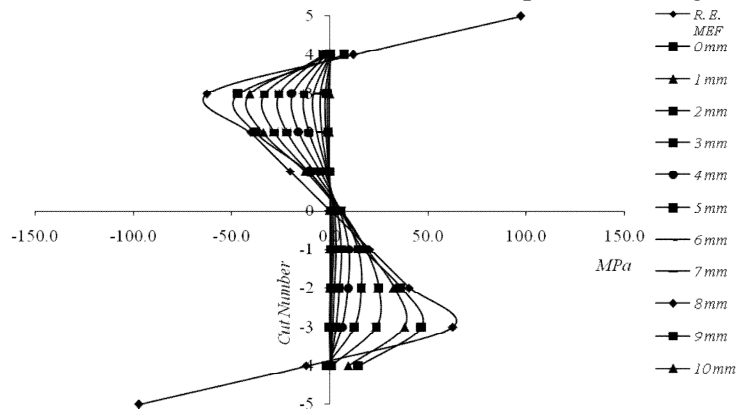


Figure 6. - Residual stress fields at different locations on the beam

It is important to indicate that the both numerical evaluations are close. It can also be concluded, that the optimum location of the gauge it is in the same plane of the crack and that it is possible to obtain the residual stress profile by using only one relaxed strain reading. Also, it can be state that the original residual stress field can be obtained by only one strain gauge reading that it is located at the bottom of the beam.

Numerical evaluation of the CCM under Isotropic hardening rule

Figures 7 show the curves that represent the residual stress fields applying the CCM. These curves are superposed against the curves obtained by the FEM considering both prior history at different levels and no prior history. For all of these cases, the analysis was performed under the isotropic hardening rule.

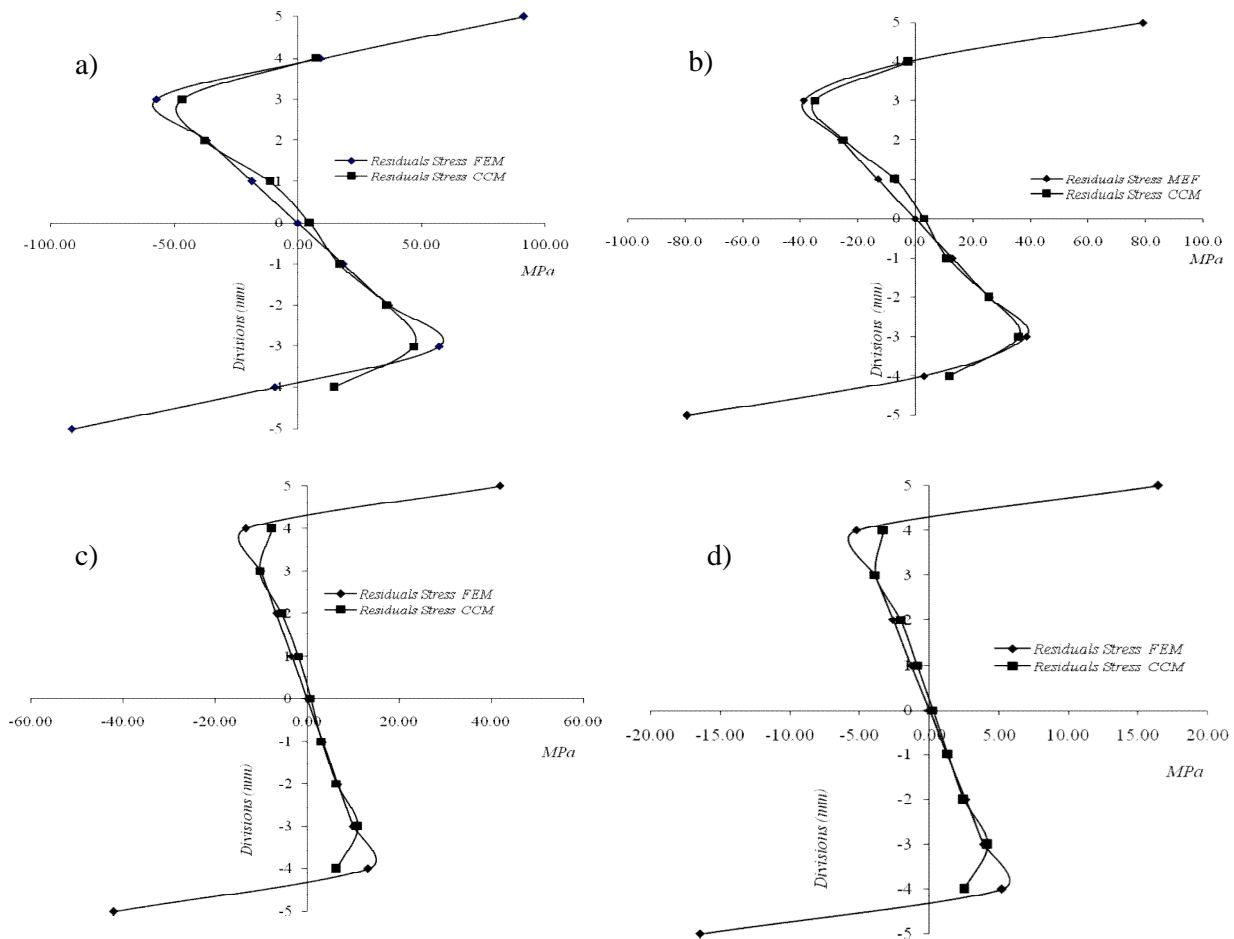


Figure 7.- Residual stress fields, isotropic hardening rule. a) Without prior history. b) Prior history of $2\varepsilon_y$. c) Prior history of $5\varepsilon_y$. d) Prior history of $7\varepsilon_y$.

Numerical evaluation of the CCM under Kinematic hardening rule

In Figures 8 there are shown the residual stress results obtained from the measurement of the relaxation of the strain by introducing a cut and applying the CCM. They are compared with the numerical results, which are obtained with the kinematic hardening rule (without and with prior history), also considering strain hardening and Bauschinger effect as well [1].

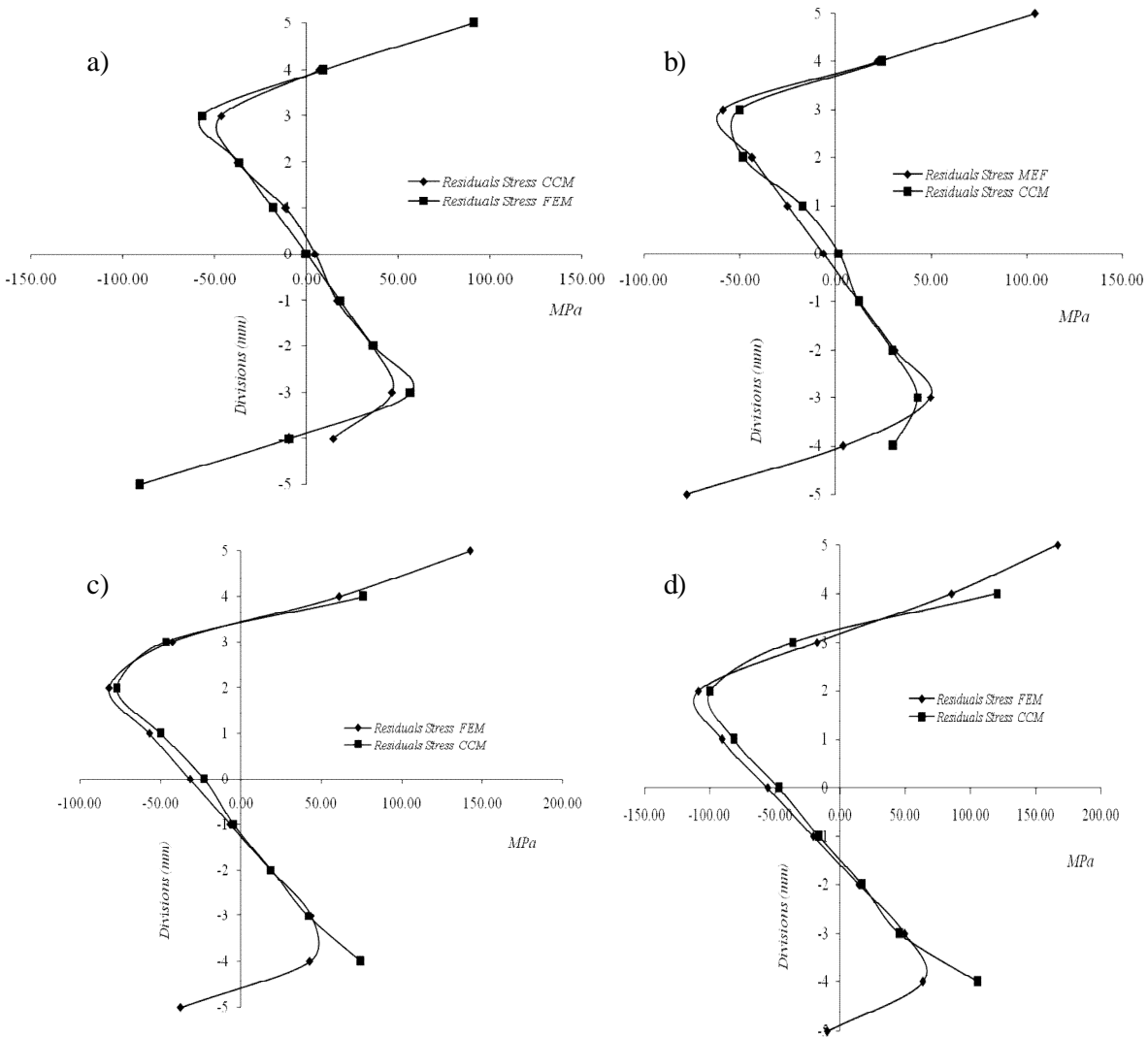


Figure 8.- Residual stress fields, kinematic hardening rule. a) Without prior history. b) Prior history of $2\epsilon_y$. c) Prior history of $5\epsilon_y$. d) Prior history of $7\epsilon_y$.

Experimental implementation of the CCM due to numerical results

In this section it is presented a new cutting procedure that has been developed by taking in consideration the numerical simulation of the CCM. It has been shown by the numerical simulation performed in this research, that the specimen to be cut must almost be free to relax when the slot is introduced. So, the numerical information presented in this article shows, that the cutting procedure must consist of a mechanical component which permits the specimens to be cut and allow to move or relax freely. The experimental supporting system designed consists of a cylindrical piece sectioned in half [5]. The new cutting procedure developed focused on producing a straight cut along a desired plane and simulates a crack. Firstly, it was important to design a new specimen supporting device that could support different specimen shapes without clamping and ensure that the cut remains in plane. It is also necessary that the weight of the specimen should be prevented from influencing the strain readings and the specimen should displace freely to give accurate strain relaxation readings. This research work considered the analysis of uniform rectangular cross-section beams. The weight of the beam can be considered to be uniformly distributed as illustrated in Figure 9. The beam is assumed to be of length $2L$ and the uniformly distributed weight is w (N/m). In order to maintain symmetry, that will assist balance, the supports are assumed to be placed at

distance a from the two ends of the beams. The bending moment at the centre of the beam where strain gauges are located is given by:

$$M_{(x=L)} = wL\left(\frac{L}{2} - a\right) \quad (14)$$

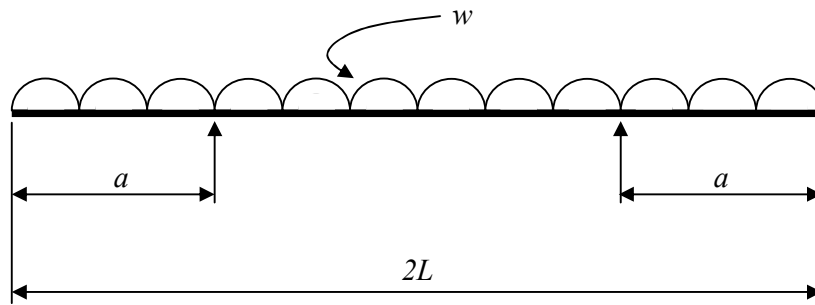


Figure 9.- Consideration for the supporting of uniformly weighted beams

It is therefore obvious that if a is taken to be equal to $L / 2$ in Equation 14 then the moment at the centre of the beam will be zero. Therefore no strains will be induced at the centre of the beam due to bending from self-weight. Although zeroing or initializing strain gauge reading could be seen as acceptable if there is a moment at the centre of the beam; additional strain readings will occur as the cutting progresses and the second moment of area, I , at the section changes. The supports were therefore located at distance $a = L / 2$ in the approach used. Figure 10 shows the new *supporting rig* which consists of two semi-cylindrical pieces that allow the specimen to rotate freely as the stress is relaxed and prevent the weight of the parts to influence the strain reading.

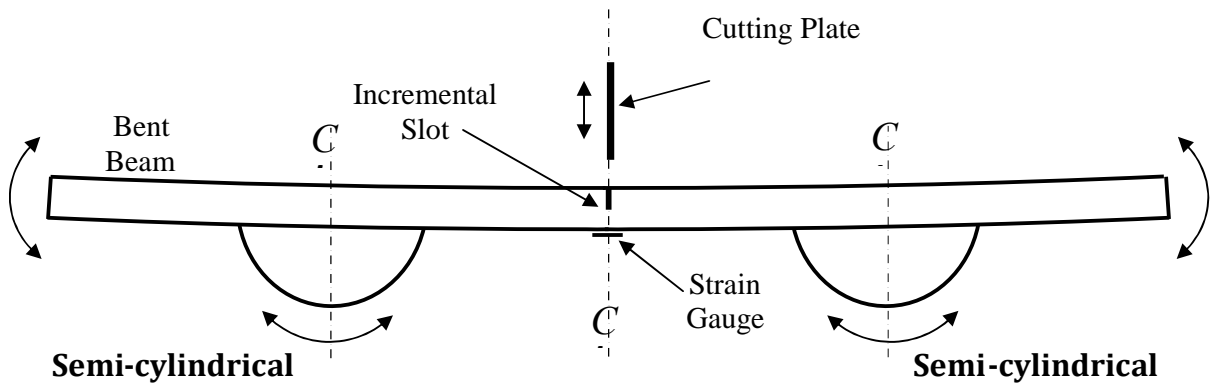


Figure 10.- Cutting procedure of a beam using a plate EDM

The rotation of the supports also has the effect of keeping the slot in the same plane at all times. It is assumed that the rotations due to stress relief will not change the moment distribution significantly. EDM methods use a dielectric liquid that helps to produce the spark to erode the component. This adds an additional problem to the cutting procedure. The dielectric fluid (kerosene) erodes the coating on gauges and causes short circuits to take place. The solution is to seal the strain gauges with a high tear strength silicon rubber (DOW CORNING 3145 RTV MIL-A-46146) and additionally with a nitrile rubber coating (M-COAT B), which are special products resistant to kerosene. At the time of performing the cuts on the first set of annealed specimens that had been bent, two important issues were noticed that affect the strain results as highlighted below. It was observed that there was a pushing action of the electrode on the specimen when the feeding speed was relatively high. The instruction manual of the EDM specifies that the electrode would not touch the specimen when the cut is performed, which in theory is true. But a weight sensor in the machine

controls the closeness and location of the electrode to the specimen to produce the cut automatically. Thus, actually there is a small interrupted touch between plate and specimen at all times as the cut is performed, but no cut is produced when there is an actual contact. The contact effect can be minimised if the control is set to light feed position. By taking this action the electrode plate pushes the specimen with such a small force that the strain reading is not significantly affected. The pushing action of the electrode can be so severe that at times it can alter the original residual stress of the specimen as the cut is introduced. In fact, when the feeding setting is not adjusted correctly, plastic deformation can be seen in the electrode plate. Heavy feeding can introduce additional residual stresses into the specimen at some stage of the cutting by re-bending the specimen into the plastic region. It was therefore important to set the control to the light feeding position before any cut was done.

When using only the strain gauge opposite the front of the crack, it was found that the calculation of the residual stress field could benefit from performing the calculation on two different bent specimens. One cut is done on the concave side of a beam and the other cut from the convex side of another beam with the same residual stress field (Figure 11).

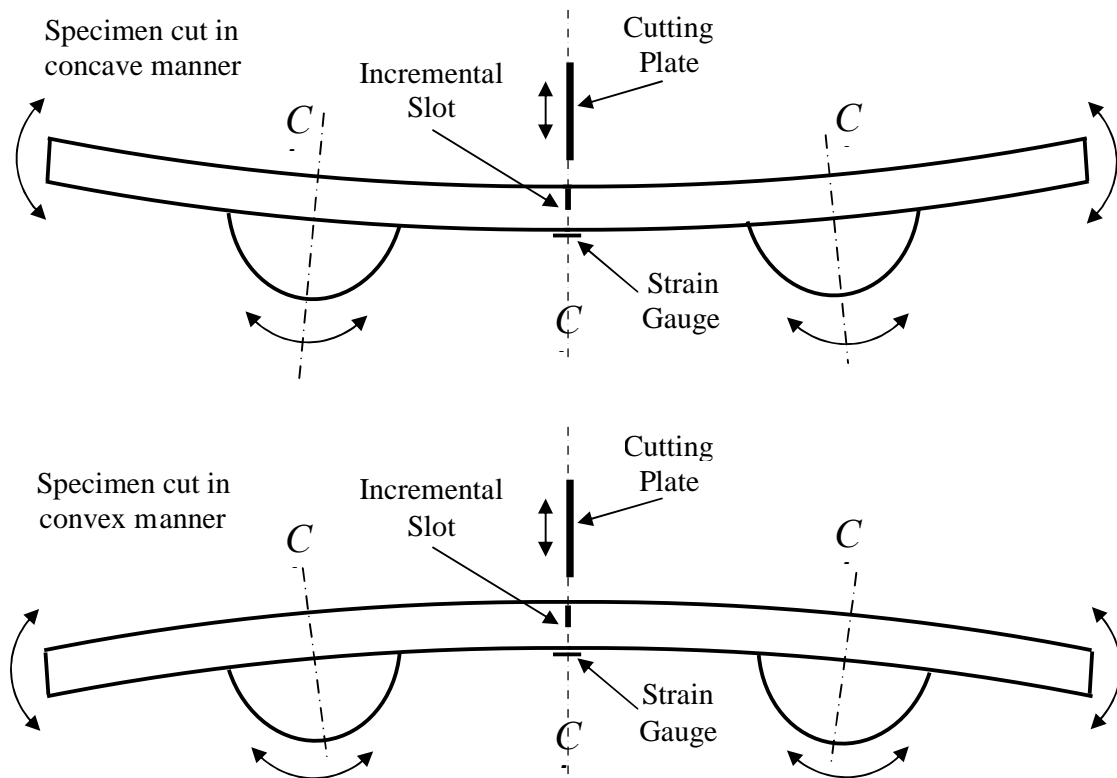


Figure 11.- Different cutting procedures (concave and convex)

By obtaining the strain data in this manner the most sensitive results from the cuttings can be used. It is presented in this paper an experimental evaluation of the new cutting support system. This experimental assessment is performed on plastically bent beams, where the residual stress introduced will be calculated by the CCM. The cut has been done by an electro discharge machine using a copper plate [3]. The specimens used for this purpose were beams of 250 mm long, and a cross section of 38.1 mm by 12.7 mm, manufactured from EN 8 steel. All the specimens were annealed and strain gauges attached to each piece.

The bars were plastically bent to introduce a predictable residual stress field based on well proven superposition of loading and unloading stresses [21]. The bending operation was controlled by the strain reading obtained from the strain gauges attached to the surfaces of the bar. Using the

knowledge of the stress strain behaviour of the material, the beams were bent to reach the plastic range making sure that they did not make contact with the lower surface of the four point bending rig. Figure 12 shows a bending moment versus strain results obtained from one of several tests.

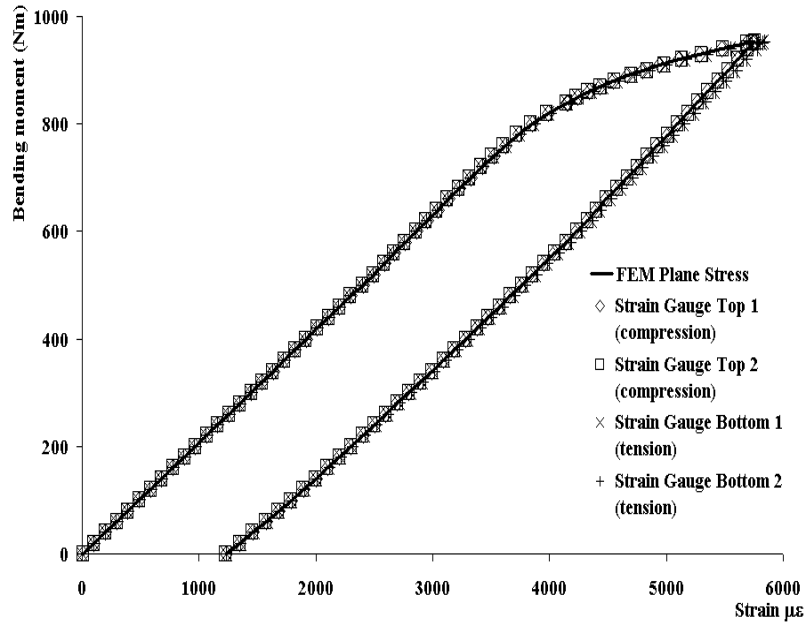


Figure 12.- Bend test of stress relief annealed EN 8 steel

This result is representative of tests carried out on this type of steel that had been stress released annealed. From the results presented in Figure 12 the mechanical properties of the material can be obtained [5] and the residual stress profile can be determined by using the method of superposition of loading and unloading stresses [21]. Results presented in Figure 12 show an almost perfect bending test, because the top and bottom strain gauges gave virtually identical values during loading and unloading. When the bending procedure was completed, the specimen was cut using the EDM and the cutting supporting system described. Several cutting tests were performed, alternating between cutting from concave and convex sides (top or bottom surfaces). Although the supports are placed to minimise moment at the gauges at the middle, the actual effect of the curvature of the plastically bent beam is not accounted for. This is due to the practical difficulty of measuring and making allowance for the effect of it during the placement of the supports. This means that some effect of self-weight on the strain results still occurs towards the end of the cut. There is still a final rocking to allow each part to balance in its support. This effect was slightly more severe in the convex arrangement. In Figure 13 the experimental strain results from both kinds of cutting procedures (concave and convex) are presented. The strain results of a FE model for the process of bending and cutting are also indicated in the figure.

The results of the residual stress field determined using the crack compliance method and strain data for different cases are given in Figure 14. The results obtained by FEA are also shown in the figure. It can be seen that the results from data based on cutting from the concave side (top to bottom) agree reasonably well with the expected results (as predicted by FEA) over the range $0 < x/t < 0.8$. The agreement is particularly good in the early parts of the range. It can also be seen that the results from the convex cutting (bottom to top) data agrees well in the range $0.2 < x/t < 1.0$ and are particularly good towards the later part of the range. It therefore appears that a form of averaging in the central part would give a better overall result across the full range. The averaging was carried out at the middle of the range as this position maximised the input from the two gauges.

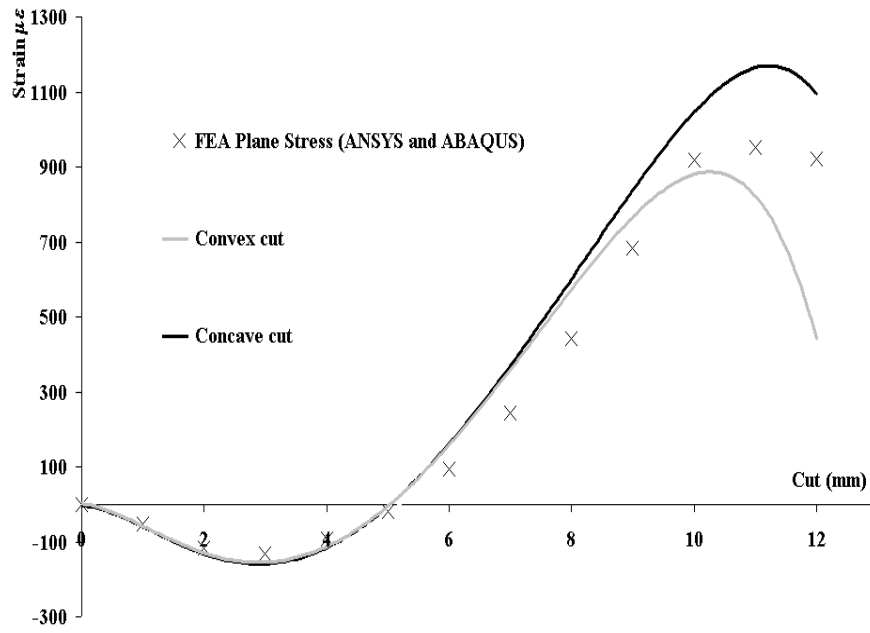


Figure 13.- Strain results by cutting for stress released annealed EN 8 steel

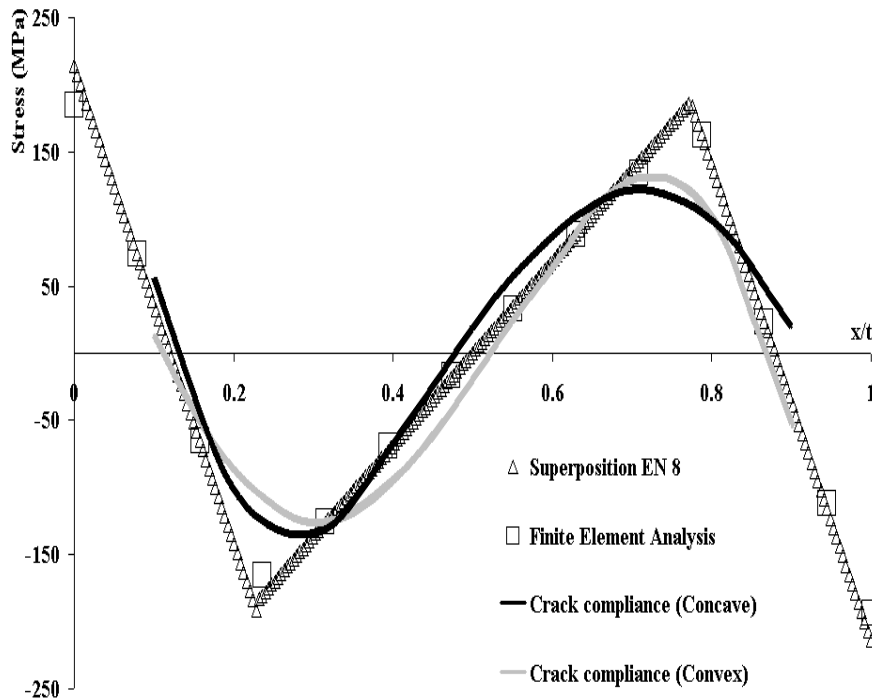


Figure 14.- Residual stress calculation for stress released EN 8 steel by different cutting direction

This approach assumes that more than one sample with the representative residual stress field is available. The results obtained in this manner are presented in Figure 15. In Figure 15 a symmetrical residual stress field can be seen, which is centred almost exactly at the central depth position of the beam. The trend of this result is more symmetrical than those obtained by other researchers such as *Nowells et. al.* [11] and *Schindler and Bertschinger* [22]. Figure 15 shows good agreement with expected results across the depth of the beam. The extrapolation of the curves to the surface also show that good results can be obtained.

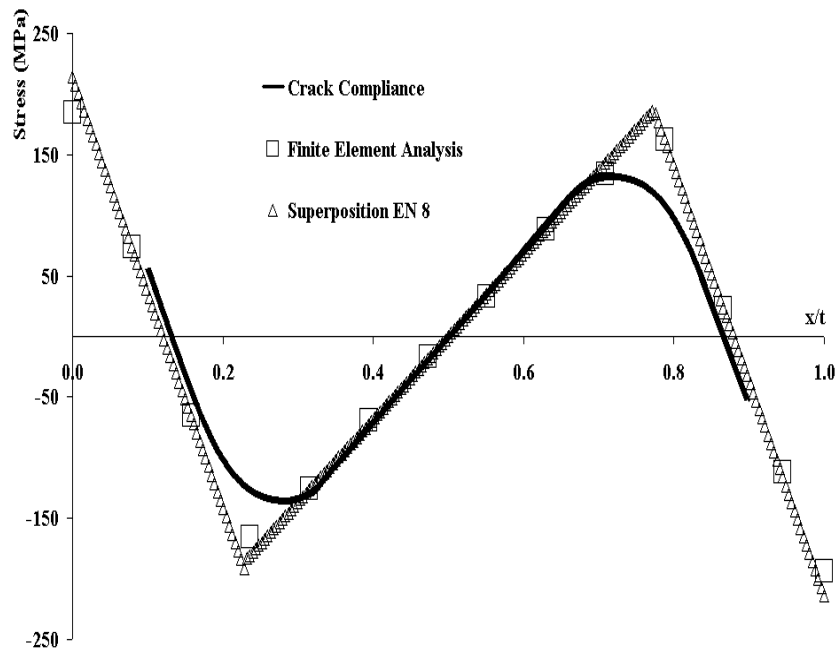


Figure 15.- Residual stress calculation in stress relief annealed EN 8 steel

Discussions and conclusions

In this paper, the numerical evaluation of the CCM has been presented. Until now, the CCM has been only applied and assessed experimentally. In that sense, it is the authors' opinion that there is a lack of information about the correct manner of performing the experimental procedure and to be convinced that the results obtained are the optimum ones. It is considered that, FEM could be the best option for the evaluation of the CCM, because there are not external factors involved that can affect the recalled strain data needed to perform it. Also, since the FEM simulation of the induction of the crack will not incorporate further stress into the component, due to the cutting process.

On the other hand, *Prime* [23] and *Nowell, et al*, [11] have experimentally practiced the introduction of the slot into the component by clamping one side of the specimen. But FEM results presented within this work, suggest that the experimental procedure on the beam or strip should be a better one if the component is free to relax (as much as possible). *Urriolagoitia-Sosa* [5] has developed a new and simple supporting system. This consists of two semi-cylindrical pieces upon which the beams analysed were placed. The pieces were simply placed on a smooth flat surface in the EDM cutting machine. The centres of the pieces were located at quarter distances from the two ends of a beam which should be fully parted in two halves. Each one is capable of being supported by a semi cylindrical piece. The cylindrical shape of the pieces also allow them to rock as the beam is being cut and the internal residual stress released causes movement.

The numerical evaluation of the CCM will contribute in the selection of the optimal location for the strain gauges so it is possible to use only one strain reading to calculate the entire residual stress field. This will reduce the cost and time to develop and perform experimental work.

This evaluation was made by applying different hardening rules and different stress levels prior history, to a rectangular beam under four points bending, onto which later residual stress fields were induced.

The paper has presented the numerical evaluation and experimental application of the CCM developed for the study of residual stresses in beams that were pre-strained before residual stresses were mechanically induced through bending. The results obtained from the CCM agree closely with those obtained using the FEM of superposition of loading and unloading stresses. As expected,

residual stresses developed in beams with prior straining, show asymmetry in magnitude of the stresses on the tensile and compressive sides.

Acknowledgment

The authors gratefully acknowledge the financial support from the Mexican government by de Consejo Nacional de Ciencia y Tecnología and the Instituto Politécnico Nacional.


References

- [1] Bauschinger, J, Changes of the elastic limit and the modulus of elasticity on various metals, *Zivilingenieur*, **27**, pp 289-353, 1881.
- [2] Bauschinger, J, On the changes of the elastic limit and strength of iron and steel, by drawing out, by heating and cooling, and by repetition of loading, *Mittheilungen aus dem mechanischen technischen laboratoriumder k*, Hochschule in Munchen, pp 1-115, 1886.
- [3] Urriolagoitia-Sosa, G, Durodola, J and Fellows, N A, Effect of strain hardening on the residual stress distribution in beams measured using the crack compliance method, *Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, **42**, **2**, pp 115-121, 2007.
- [4] Cheng. W., Prime, M., B. and Finnie, I., Measurements of residual stresses through the thickness of a strip using the crack compliance method, *Residual Stress III – Science and Technology Proceedings 3rd International Conference of Residual Stress*, **2**, pp 1127–1132, 1997.
- [5] Urriolagoitia-Sosa, G., *Analysis of prior strain history effect on mechanical properties and residual stresses in beams*, Ph D Thesis, pp 130-142, 2005.
- [6] Prime, M., B., Residual stress measurement by successive extension of a slot: The crack compliance method, *Applied Mechanics Reviews*, **52**, **2**, pp 75–96 1999.
- [7] Wadsley, N., *Residual Stress Analysis*, M Sc Thesis, Oxford Brookes University, pp 12, 1994.
- [8] Cheng, W. and Finnie, I., A method for measurement of axisymmetric residual stresses in circumferentially welded thin-walled cylinders, *Journal of Engineering Materials and Technology*, **107**, pp 181-185, 1985.
- [9] Schindler, H. J. and Landolt, R., Experimental determination of residual stress and the resulting stress intensity factors in rectangular plates, 4th. *European conference on residual stresses*, Cluny, France, pp 509-517, 1997.
- [10] Cheng, W. and Finnie, I., Measurement of residual hoop stress in cylinders using the compliance method, *Journal of Engineering Materials and Technology*, **108**, pp 87–92, 1986.
- [11] Nowell, D., Tochilin, S. and Hills, D. A., Measurement of residual stress in beams and plates using the crack compliance technique, *Journal Strain Analysis for Engineering Design*, **35**, **4**, pp 277–285, 2000.
- [12] Schindler, J. H., Residual stress measurement in cracked components: Capabilities and limitations of the cut compliance method, *Materials Science Forum*, **347–349**, pp 150–155, 2000.
- [13] Urriolagoitia-Sosa, G., Durodola, J. F. and Fellows, N. A., Determination of residual stress in beams under Bauschinger effect using surface strain measurements, *Strain*, **39**, **4**, pp 177-185, 2003.
- [14] Prime, M. B., Rangaswamy, P. and Bourke, M. A. M., Measuring spatial variation of residual stresses in a MMC using crack compliance, 7th *International Conference on Composites Engineering*, pp 711–712, 2000.
- [15] Cheng, W. and Finnie, I., An overview of the crack compliance method for residual stress measurement, *Proc 4th Int Conf Residual Stress*, Baltimore, Maryland, Society for Experimental Mechanics, pp 449-458, 1994.

- [16] Schindler, H. J., Cheng, W. and Finnie, I., Experimental determination of stress intensity factors due to residual stresses, *Journal of Experimental Mechanics*, **37, 3**, pp 272–277, 1997.
- [17] Kang, K. J., Song, J. H. and Earmme, Y. Y., A method for the measurement of residual stresses using a fracture mechanics approach, *Journal of strain analysis*, **24**, pp 23–30, 1989.
- [18] Wu, X. R. and Carlsson, A. J., *Weight functions and stress intensity factor solutions*, Pergamon Press, Oxford, England, 1991.
- [19] Press, W. H., Flannery, B. P., Teukolsky, S. A. and Vetterling, W. T., *Numerical recipes*, Cambridge University Press, 1987.
- [20] ABAQUS, Version 6.3, *Standard user's manual*, **II**, 2002.
- [21] Gere, J. M. and Timoshenko, S. P., *Mechanics of materials*, PWS, 1997.
- [22] Schindler, H., J. and Bertschinger, P., Some Steps Towards Automation of the Crack Compliance Method to Measure Residual Stress Distribution, *5th Int. Conf. on residual stresses*, June 16 - 18, Linköping, Sweden, pp 682–687, 1997.
- [23] Prime, M. B., Experimental procedure for crack compliance (slitting) measurements of residual stress, *Los Alamos National Laboratory Report*, LA-UR-03-8629, pp 1-6, 2003.

RE: Abstract submission confirmation from Institute of Physics

De: **Dawn Stewart** (Dawn.Stewart@iop.org)
Enviado: martes, 04 de noviembre de 2008 09:52:58 a.m.
Para: juanms45@hotmail.com
CC: Barton J.M. (J.M.Barton@soton.ac.uk)

 1 datos adjuntos

[LIST FOR ...doc](#) (14.6 KB)



Dear Mr Sandoval-Pineda

Abstract reference: MD-791-71

RE 'NUMERICAL AND EXPERIMENTAL EVALUATION OF THE RESIDUAL STRESS RELAXATION AND THE INFLUENCE ZONE DUE TO APPLICATION OF THE CRACK COMPLIANCE METHOD'

We are pleased to inform you that the above abstract has been accepted for the IOP 7th International Conference on Modern Practice in Stress and Vibration Analysis (MPSVA2009). The deadline for receipt of the paper is 15th December 2008. The notes for guidance for authors are available on the Journal of Physics: conference series web site <http://www.iop.org/EJ/journal/-page=extra.3/1742-6596>. Please use the templates on this page as a template for your paper. Please note that your paper must not exceed 8 pages, including figures and tables. Once completed please upload your paper in pdf format as directed at the conference web site (see below for link). Your paper will then be reviewed and you should receive the reviewers' comments in February 2009.

1. Log onto the members area <http://members.iop.org>
2. Enter your username and password (if you are not a member of the Institute of Physics use the username and password provided in your abstract confirmation email below)
3. Go to <http://members.iop.org/members/abstracts.asp>
4. From here click on "upload full paper" next to the abstract that you have submitted to the conference
5. Upload your paper following the template and instructions. (see attached)

We remind you at this stage that if your registration is not complete by 30th June 2009, your paper will not be included in the final programme or the proceedings. You will be notified of the registration procedure on acceptance of your paper. Please note two reviewers will review your paper and therefore you as well as the reviewers will have put in a considerable amount of effort by the time of final submission. We therefore urge you to ensure that funding for attendance is available to you before submitting your paper for review.

We look forward to receiving your paper for review.

Yours sincerely,

Professor Janice Barton

Conference Chairman

Ms Dawn Stewart
Conference Secretariat

-----Original Message-----

From: Dawn Stewart [mailto:dawn.stewart@iop.org]
Sent: 03 October 2008 23:24
To: juanms45@hotmail.com
Subject: Abstract submission confirmation from Institute of Physics

Dear Mr Sandoval-Pineda

Abstract reference: MD-791-71

RE 'NUMERICAL AND EXPERIMENTAL EVALUATION OF THE RESIDUAL STRESS
RELAXATION AND THE INFLUENCE ZONE DUE TO APPLICATION OF THE CRACK
COMPLIANCE METHOD'

Thank you for your submission to the 7th International Conference on
Modern Practice in Stress and Vibration Analysis conference. Your
abstract has now been received and will be reviewed by the organising
committee in due course. Notification with regards to acceptance will
be sent to you by 6 October 2008.

Corresponding authors are able to view, track and amend their submission
on-line at <http://members.iop.org>. To access your abstract, please use
the user name and password included below or where this information is
not present, your Institute of Physics user name and password.

Please direct any questions regarding the submission of your abstract to
dawn.stewart@iop.org quoting the reference number. Please refer to the
website www.mpsva2009.org for the latest news and information on the
event.

Best regards,

Dawn Stewart
Conference Organiser

Tel: +44 (0)20 7470 4800
Fax: +44 (0)20 7470 4900

Your member login details are

UserName: 80018380
Password: Sandoval-Pineda

Email from IOP Conferences Programme Management System v3 Please reply
to <i>Dawn Stewart</i> <<i>dawn.stewart@iop.org</i>> in

the event of any query - REPLYing to this message in your mail client should achieve this.

This email (and attachments) are confidential and intended for the addressee(s) only. If you are not the intended recipient please notify the sender, delete any copies and do not take action in reliance on it. Any views expressed are the author's and do not represent those of IOP, except where specifically stated. IOP takes reasonable precautions to protect against viruses but accepts no responsibility for loss or damage arising from virus infection. For the protection of IOP's systems and staff emails are scanned automatically."

Institute of Physics Registered in England under Registration No 293851
Registered Office: 76/78 Portland Place, London W1B 1NT

Numerical and experimental evaluation of the residual stress relaxation and the influence zone due to application of the crack compliance method

Sandoval-Pineda, J. M.¹, Urriolagoitia-Sosa, G.², Urriolagoitia-Calderón, G.²,
Hernández-Gómez, L. H.²,

¹INSTITUTO POLITÉCNICO NACIONAL
Sección de Estudios de Posgrado e Investigación,
Escuela Superior de Ingeniería Mecánica y Eléctrica (ESIME). Unidad profesional,
Azcapotzalco, Av. de las Granjas No. 682, Col. Sta. Catarina Azcapotzalco, C.P. 02550,
México D.F. México. jsandovalp@ipn.mx

²INSTITUTO POLITÉCNICO NACIONAL
Sección de Estudios de Posgrado e Investigación (SEPI), Escuela Superior de Ingeniería
Mecánica y Eléctrica (ESIME). Edificio 5. 2do Piso, Unidad Profesional Adolfo López Mateos
“Zacatenco” Col. Lindavista, C.P. 07738, México, D.F. México
57296000-64499 guiurri@hotmail.com

Abstract. In this paper the concerning results to the application of the Crack Compliance Method evaluation are shown. It is well known that a notch relaxes the beneficial and damaging effect of the residual stress field. This research is focused on the relaxation caused by the induced cut in a beam subjected to pure bending. According to CCM, it is obtained the relaxing of the strain required to calculate the residual stress field. Therefore the main objective of this research is to establish the new and optimum location of the cut in a beam that has been cut, to determine how wide the relaxed stress zone will be and how far the new cut could be made in the same specimen. This research is carried out numerically applying the Finite Element Method (FEM) and the experimental method (CCM), thus the obtained results can be compared. The research is made in three zones of the longitudinal section of the beam: in the center, to three and eight millimeters on the right with reference to the center.

1. Introduction

One of the most complicated problems in structural analysis is the measurement of the residual stress and their effect in the structural integrity. The relevance of measurement, prediction and control of the residual stress is their effect on the service of the manufactured components, where the residual stress in tension can induce premature failures, for instance, they activate cracks, induce stress for corrosion and can cause distortion of the components. Thus, the research and subsequent understanding of the residual stress on macro and micro scale is of vital importance for quality and reliability of the mechanical components. [1-2]. The residual stresses are always presented and seldom or never are evaluated directly, which is measured is the strain caused by the macro and micro residual stress. Therefore diverse techniques for their evaluation have been developed; such as destructive, non-destructive and semi-destructive. The first series of methods, probably the most used, from which the Crack Compliance Method (CCM) what is this research base on, consist of the destruction of the equilibrium state of the residual stress field [2-3-4]. The CCM has been widely used to quantify the

residual stress. Nevertheless there is not registers of a deep and exhaustive evaluation in its application, above all in the error index degree under real conditions [5]. Therefore in this work, its use is evaluated numerically [6].

The main reason for the development of a numerical evaluation of the CCM, resides in a method which operation is based on the obtained results by induction of a crack or cut of progressive growth in a mechanical component with prior history. This crack tends to break the equilibrium existing between the induced residual stresses, causing relaxing that will result in a structural change of the component. Due to its experimental application there is no enough information about the optimal aspects to do this experimental test. Moreover in the crack induction the procedure used must be selected carefully, since this can alter the original state of the residual stress that will be measured [7]. Thus it is important to select a procedure to avoid the actual stress state that the component saves.

For these reasons, the Finite Element Method (FEM) was selected as the best option to evaluate de CCM, since FEM carries out numerical simulation in the induction of the crack, which won't add more stress to the component, also specific and precise lectures will be obtained of the relaxation caused by the auto-equilibrium of the residual stress in the component. Furthermore the numerical evaluation of the method can facilitate the correct experimental application of the CCM and assure that the obtained results are inside the real parameters. The numerical evaluation of the CCM; will help in the selection of the measurement equipment for the experimental test and the optimum location of the strain gages (responsible for obtaining data from the structural relaxation produced by inducing the crack). Consequently, it reduces cost and time in the development of the test thus the analysis of the obtained results is speeded up.

2. Background for the Crack Compliance Method [1and 8]

We start by giving a brief summary of the theory relating to the Crack Compliance Method. Let the unknown residual stress distribution in the beam be represented by the summation of an n^{th} order polynomial series as [10]:

$$\sigma_y(x) = \sum_{i=0}^n A_i P_i(x) \quad (1)$$

where A_i are constant coefficients and P_i are a power series, $x^0, x^1, x^2, \dots, x^n$ etc. The strain $\varepsilon(a,s)$ due to the stress fields $P_i(x)$ is known as the compliance function $C_i(a_j,s)$ and is given by:

$$C_i(a_j, s) = \frac{1}{E'} \int_0^{a_j} K_I(a) Z(a) da \quad (2)$$

$K_I(a)$ is the stress intensity factor due to the residual stress field when the crack depth in the beam is equal to a and $K_{IF}(a)$ is the stress intensity factor corresponding to the same depth due to a pair of virtual forces F applied tangentially at a position on the beam where strain measurements will be taken during the CCM cutting of the slot (where $Z(a)$ is given by equation (3)):

$$Z(a) = \frac{\partial^2 K_{IF}(a,s)}{\partial F \partial s} \quad (3)$$

By following the weight function approach [7-9], $K_I(a)$ and $K_{IF}(a)$ can be expressed as:

$$K_I(a) = \int_0^a h(x, a) \sigma_y(x) dx \quad (4)$$

$$K_{IF}(a) = \int_0^a h(x, a) \sigma_{yF}(x) dx \quad (5)$$

where $\sigma_{yF}(x)$ is the stress field due to the virtual force F . Wu and Carlson [11], provide equations for the evaluation of $h(x,a)$ for given values of a and x . Equation (5) was integrated numerically by using

Simpson's rule [12] in order to obtain $C_i(a_j,s)$. Once the $C_i(a,s)$ solutions are determined the expected strain due to the stress components in equation (1) can be obtained as [1 and 5]:

$$\varepsilon(a_j,s) = \sum_{i=0}^n A_i C_i(a_j,s) \quad (6)$$

The unknown terms A_i are determined so that the strains given by equation (6) match those from strains measured in the experiment during cutting i.e., $\varepsilon(a_j,s)_{actual}$. In order to minimise the average error over all data points for an n^{th} order approximation, the method of least squares is used to obtain the values of A_i . The number of cutting increments m is therefore chosen to be greater than the order of the polynomial, i.e. $m > n$. This work used $n = 7$ with 8 constants A_i and $m = 9$, this being the number of experimental slot cutting depths at which strain readings were collected. The least square solution is obtained by minimising the square of the error relative to the unknown constant A_i . This gives a linear set of simultaneous solutions from which A_i values are determined and equation (1) is then used to determine the residual stress distribution [1, 5 and 12].

3. Results

3.1 Numerical simulation of the relaxation of residual stress due to the application of the CCM

In this section, the development by mean of a numerical simulation of the crack compliance method, and the consequences that can be presented in the specimen by its experimental application. This research is made with reference to the relaxation that occurs in the field of residual stress when applying CCM and its auto equilibrium after having induced the notch. As well as, if the component can be reused, as evaluation specimen and if it is possible to relate it to cases where the failure is presented. The primary target of this research is to determine the zone of influence of the crack in the contiguous sections parallel to the notch. The analysis under the same conditions of load and border was made, as well as of the used mechanical properties in the previous sections, in addition, it was applied in this section, the rule of kinematic hardening, that determines the behavior of the yield surface of the component in its closest form to the reality. According to the initial approach showed in figure 1, the value of the field residual stress induced in the central section of the beam, and that is obtained by the FEM application. A maximum value 84,1 MPa is reached in the farthest fibers of to tension and compression respectively. This value according to the described theory must have a constant value in the section subjected to pure bending. As reference each element of the discretized is 0,5 mm wide by 1 mm high. In figure 2 the magnitude of the field residual stress obtained in figure 1 is graphed, it is observed that they are stress tension in the zone subjected to compression, and compression in the zone under tension, with which the activation of some micro defect is avoided.

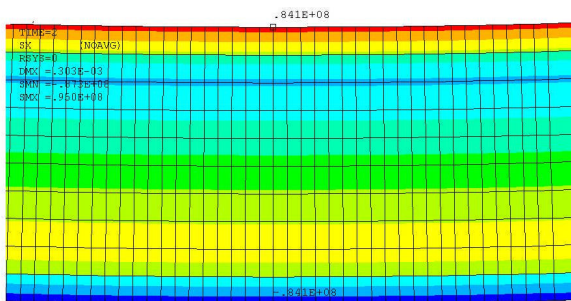


Figure 1 Field residual stress FEM

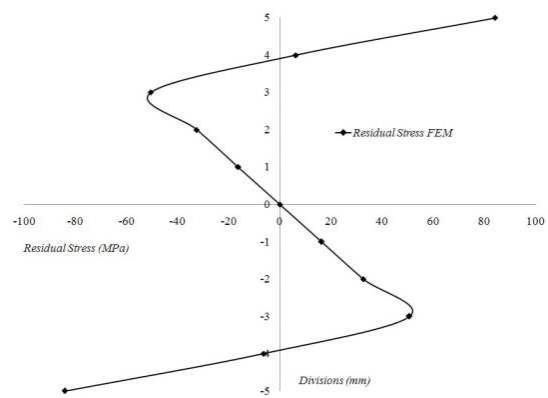


Figure 2 Field residual stress obtained by FEM

3.2 Zone of relaxation from 3 mm to the center

In figure 3 the notch is induced according to the CCM in the FEM model, with which the value of the field stress in the lateral vicinity of the crack tends to relax. In this figure is observed that in the center of the beam the value of stress is 0 MPa, it is due to the cut, which indicates that the material of the beam was eliminated and that the cut was induced suitably. It must be emphasized that unlike figure 1, in figure 3, from a 3 mm distance the value of the field stress decrease until 60,6 MPa. On the other hand from a 6 mm, the field of residual stress tends to reach its original value, in this case 82,2 MPa, that are the values of residual stress which indicate their behavior in parallel and contiguous zones to the notch. Nevertheless, when inducing the cut as already it has settled down, is possible to determine the value of residual stress that existed in the cut section, by the application of CCM. The value of the existing field stress in that central section is showed in figure 4.

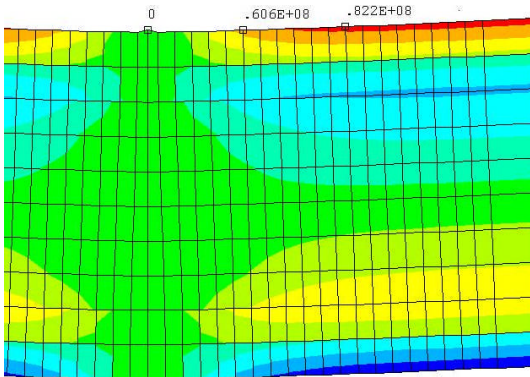


Figure 3 Field Residual stress obtained by CCM

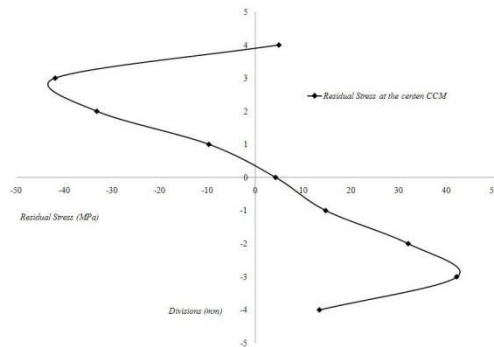


Figure 4 Residual stress field determined using the CCM in the center of the beam

In figure 5 are graphed the obtained values applying the FEM and CCM to the residual stress field in the center of the beam.

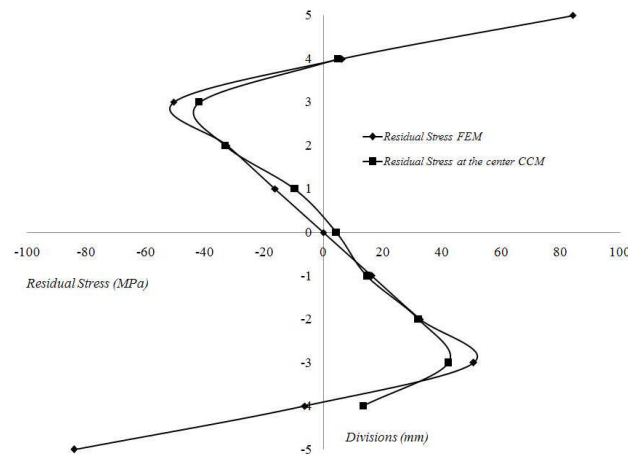


Figure 5 Comparison between the residual stress field obtained using FEM and the one using CCM in the center of the beam

2.2 Zone of relaxation from 3 mm to the center

To determine the value with precision, due to the relaxation of the residual stress field, from 3mm to the zone where the first cut was induced, is applied once again the FEM and validated with CCM. Thus in figure 6 are plotted the obtained results by inducing two cuts. In figure 7 are graphed the values of the residual stress field gotten by both methods, these values were obtained from 3mm to the first slot, in the graph is possible to see the value of the residual stress in the influence zone of the contiguous cuts.

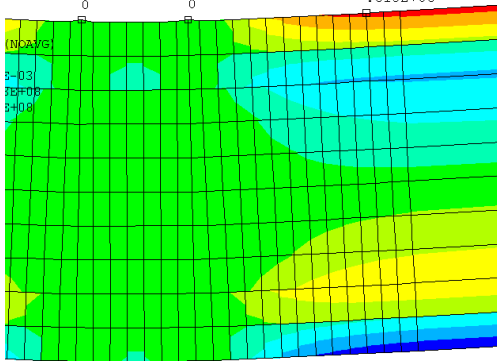


Figure 6 Influence zone of the relaxation of residual stresses due to the cut in the center and 3mm from it

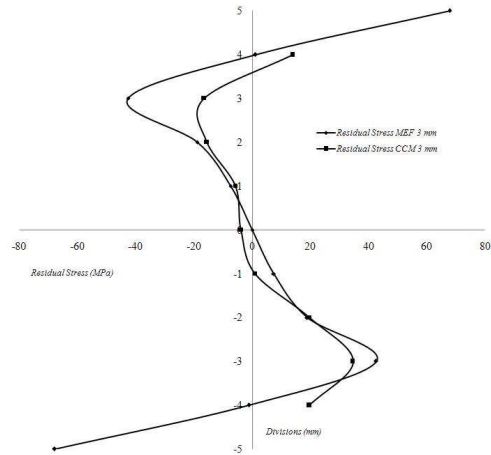


Figure 7 Comparison between the results obtained using FEM and the CCM applied at 3mm from the center

2.3 Zone of relaxation from 8 mm to the center

In this section was obtained the value of the stress field from 8 mm to the center, thus in figure 8 the FEM and CCM is applied again, therefore the results are validated. In figures 9, 10 and 11 are determined the maintenance and relaxation of the size of the residual stress field from 8 mm to the first cut.

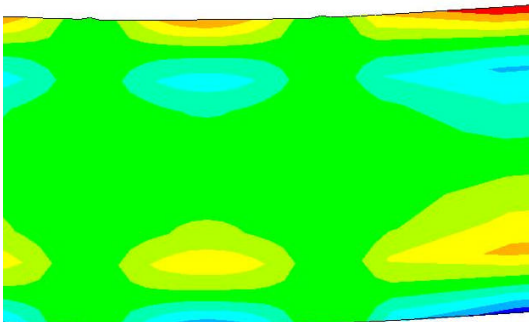


Figure 8 Influence zone of the relaxation for the first cut, from 8mm to the center

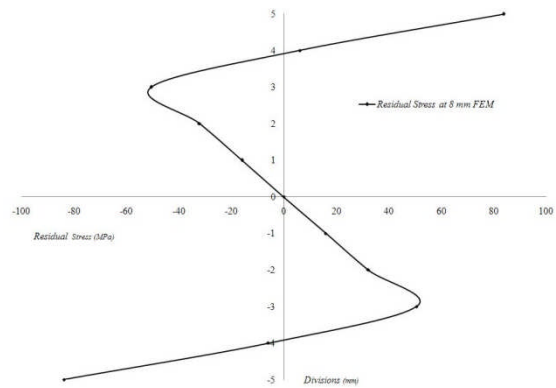


Figure 9 Residual stress field from 8mm to the center obtained with the FEM

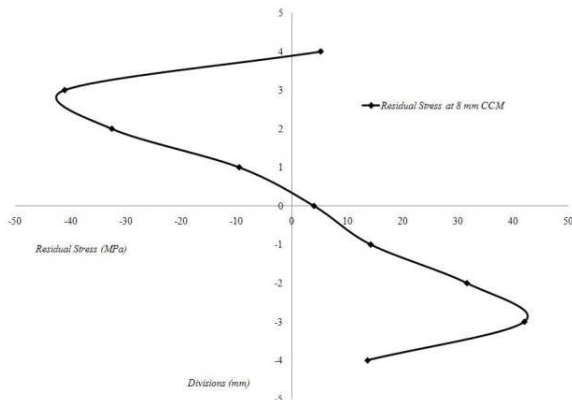


Figura 10 Residual stress field from 8mm to the first cut obtained using CCM

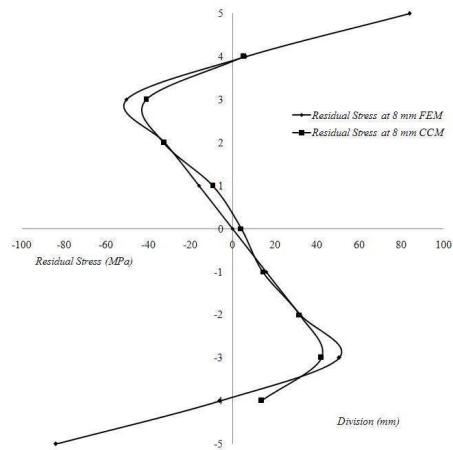


Figura 10 Residual stress field from 8mm to the first cut obtained using FEM

In these figures is observed that due to the obtained results applying the mentioned methodology, the influence zone of stress relaxation due to the cut in the center of the beam, relax the magnitude of the field in a nearby distance, in this case from 3mm to the center, and do not alter the tension or compression effect. The value of the field in a farther distance, in this case from 8mm to the center, it maintain its original values, thus the value of the field maintains constant in the zone under pure blending.

Conclusions

Consequently, with the obtained results, the value for the residual stress field is perfectly validated with the value obtained with CCM.

References

- [1] Urriolagoitia-Sosa G 2005 Analysis of prior strain history effect on mechanical properties and residual stress in beams, *Thesis Ph D, Oxford Brookes University*, pp 129-142.
- [2] Kandil F A, Lord J D, Fry T A and Grant P V 2001 A review of residual stress measurement methods – A guide to technique selection, *Project CPM 4.5, Measurement of residual stress in components NPL Report MAT(A) 04*.
- [3] Wyatt J E and Berry T J 2005 A new technique for the determination of superficial residual stresses associated with machining and other manufacturing processes, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 1, pp132-140.
- [4] Wadsley N 1994 *Residual Stress Analysis* Thesis BSc, Oxford Brookes, University, pp 12.
- [5] Cheng W, Finnie I, Gremaud M and Prime M 1994 Measurement of near surface residual stresses using electric discharge wire machining *Journal of engineering materials and technology*, Vol. 116, No. 1, pp 1-7.
- [6] Urriolagoitia-Sosa G 2008 Numerical Evaluation of the Crack Compliance Method (CCM) in Beams with and Without Prior *History Applied Mechanics and Materials* Vols. 13-14 pp 173-182
- [7] Milan M, Tarpani J R. and Bose-Filho W 2005 Slot machining effects on residual stress measurements using the crack compliance method, *Proceedings of 18th International Congress of Mechanical Engineering*, Nov. 6-11, Ouro Preto,.

- [8] Urriolagoitia-Sosa G, Durodola J and Fellows N A 2007 *Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, **42**, 2 115.
- [9] Cheng W and Finnie I 1994 *Proc. 4th Int. Conf. Residual Stress*, Baltimore, Maryland, Society for Experimental Mechanics, pp. 449–458.
- [10] Chen P C T 1986 *Journal of Pressure Vessels Technology*, **108** February 108–112
- [11] Wu XR and Carlson A J 1991 *Weight function and stress intensity factor solutions*. Pergamon Press, Oxford, England.
- [12] Urriolagoitia-Sosa G, Durodola J F and Fellows N A 2003 *Strain*, **39**, 4 177-185.

Dedicatorias

AGRADECIMIENTOS

AL INSTITUTO POLITÉCNICO NACIONAL
A LA ESCUELA SUPERIOR DE INGENIERÍA MECÁNICA Y ELÉCTRICA
AL CONSEJO NACIONAL DE CIENCIA Y TECNOLOGÍA

A MIS PROFESORES

Dr. Guillermo Urriolagoitia Calderón

Dr. Luís Héctor Hernández Gómez

En especial al Dr. Guillermo Urriolagoitia Sosa, Con quien inicié este proyecto, por su apoyo incondicional y su confianza depositada en mí.

A MIS COMPAÑEROS de la SEPI-ESIME-AZCAPOTZALCO, MECÁNICA Y ROBÓTICA, por su valiosa ayuda, consejos y sugerencias:

Dr. Emmanuel A. Merchán Cruz, Dr. Ricardo G. Rodríguez Cañizo,
M. en C. Raúl Rivera Blas, Dr. Luis A. Flores Herrera

A mis compañeros alumnos de la SEPI-ESIME-ZACATENCO que con su valiosa ayuda intervinieron en esta investigación:

Anai A. Valencia Lazcano, Jesús García Lira, Javier Ramírez Gordillo,
Ester Lugo González, David Torres Franco

Y a quienes con su valiosa ayuda colaboraron con su equipo y su tiempo para realizar la parte experimental de esta investigación

M. en C. Alfonso Campos Vázquez
Laboratorio de mecánica de la FES-UNAM-CUAUTITLÁN
Laboratorio de ensaye de materiales de ESIME-TICOMÁN
Ing. Emilio Carbajal