

CORPORACIÓN MEXICANA DE INVESTIGACIÓN EN MATERIALES

DIVISIÓN DE ESTUDIOS DE POSGRADO



**ANÁLISIS DE LOS ESFUERZOS RESIDUALES EVALUADOS POR EL
MÉTODO DEL BARRENO EN SOLDADURAS OBTENIDAS POR EL
PROCESO SAW EN PLACAS DE ACERO API X-70 PARA TRANSPORTE
DE HIDROCARBUROS**

POR

SAÚL REYES REYES

TESIS

**EN OPCIÓN COMO MAESTRO EN TECNOLOGÍA
DE LA SOLDADURA INDUSTRIAL**

SALTILLO COAHUILA, DICIEMBRE DE 2017

CORPORACIÓN MEXICANA DE INVESTIGACIÓN EN MATERIALES

DIVISIÓN DE ESTUDIOS DE POSGRADO



**ANÁLISIS DE ESFUERZOS RESIDUALES EVALUADOS POR EL MÉTODO
DEL BARRENO EN SOLDADURAS OBTENIDAS POR EL PROCESO SAW
EN PLACAS DE ACERO API X-70 PARA TRANSPORTE DE
HIDROCARBUROS**

POR

SAÚL REYES REYES

TESIS

**EN OPCIÓN COMO MAESTRO EN TECNOLOGÍA
DE LA SOLDADURA INDUSTRIAL**

SALTILLO COAHUILA, DICIEMBRE DE 2017

Corporación Mexicana de Investigación en Materiales

Gerencia de Desarrollo Humano

División de Estudios de Posgrado

Los miembros del Comité Tutorial recomendamos que la Tesis “**ANÁLISIS DE LOS ESFUERZOS RESIDUALES EVALUADOS POR EL MÉTODO DEL BARRENO EN SOLDADURAS OBTENIDAS POR EL PROCESO SAW EN PLACAS DE ACERO API X-70 PARA TRANSPORTE DE HIDROCARBUROS**”, realizada por el alumno **SAÚL REYES REYES**, con número de matrícula **MS-036** sea aceptada para su defensa como Maestro en Tecnología de la Soldadura Industrial.

El Comité Tutorial

Dr. Eduardo Hurtado Delgado
Tutor Académico

Ing. Erick Rafael Delgado
Albavera
Tutor en Planta

Dra. Gladys Yerania Pérez
Medina
Asesora

Vo.Bo.
Dr. Pedro Pérez Villanueva.
Coordinador de Posgrado

Corporación Mexicana de Investigación en Materiales
Gerencia de Desarrollo Humano
División de Estudios de Posgrado

Los abajo firmantes, miembros del Jurado del Examen de Maestría del alumno **SAÚL REYES REYES**, una vez leída y revisada la Tesis titulada **“ANÁLISIS DE LOS ESFUERZOS RESIDUALES EVALUADOS POR EL MÉTODO DEL BARRENO EN SOLDADURAS OBTENIDAS POR EL PROCESO SAW EN PLACAS DE ACERO API X-70 PARA TRANSPORTE DE HIDROCARBUROS”**, aceptamos que la referida tesis revisada y corregida, sea presentada por el alumno para aspirar al grado de Maestro en Tecnología de la Soldadura Industrial durante la defensa de la tesis correspondiente.

Y para que así conste firmamos la presente a los 22 días del mes de diciembre del 2017.

**Dr. Víctor Hugo López
Cortez**
Presidente

**Dra. Argelia Fabiola
Miranda Pérez**
Secretaria

Dr. Eduardo Hurtado Delgado
Vocal

AGRADECIMIENTOS

Agradezco principalmente a Dios por haberme dado bendiciones, y a mis padres el Sr. Juan Reyes Cerecero, y la Sra. Elsa Eglantina Reyes Reyes, por haberme apoyado en todo momento para la realización de mis estudios de Maestría en Tecnología de la Soldadura Industrial.

Agradezco a la Corporación Mexicana de Investigación en Materiales S.A. de C.V. por haberme otorgado la beca COMIMSA, así como a mis profesores y asesores durante la realización de mis estudios de Maestría en Tecnología de la Soldadura Industrial.

Le agradezco a la empresa TUMEX por haber contribuido en la adquisición de acero en muestra de placa, para la realización de la experimentación de dicha tesis.

Así mismo le agradezco al Ingeniero Amado Aguilera Rodríguez, Director de SENSITEC S.A. de C.V. en la ciudad de Querétaro, Querétaro, y a su equipo de colaboradores por haberme recibido en sus oficinas, y capacitarme en el manejo del equipo RS-200, así como en el equipo para la realización de las pruebas de esfuerzos residuales por el método del barreno.

Agradezco de igual modo al Ingeniero Francisco Javier Fraga Esparza, Jefe del Laboratorio de Manufactura y sus asistentes técnicos, del Instituto Tecnológico de Saltillo, por haberme apoyado técnicamente en el maquinado de algunas probetas de placa de acero, para el trabajo experimental de tesis.

Le agradezco al MC Salvador Pérez-Arce Silva, Gerente de Posgrado, así como al personal de los laboratorios de Pruebas Mecánicas, de Metalografía y Análisis de Fallas, del Centro de Ingeniería y Desarrollo Industrial (CIDESI) en Querétaro, Querétaro, por haberme compartido sus experiencias relacionadas con la medición de los esfuerzos residuales por el método del barreno.

Agradezco también al candidato a doctorado Jesús A. Romero del CIDESI en Monterrey, Nuevo León, por su apoyo en la simulación por elemento finito de la soldadura, para el análisis de los esfuerzos residuales en esta tesis.

Agradezco al candidato a Maestro en Soldadura Mario Espín, por el apoyo otorgado durante las simulaciones por el método del elemento finito en acero API X-70 mediante el software Sysweld.

DEDICATORIA

Dedico este trabajo de tesis a mis padres Juan Reyes Cerecero, Elsa Eglantina Reyes Reyes, a mis hermanos Juan Reyes Reyes y Elí Reyes Reyes, por haberme apoyado con sus consejos, en todo momento para la realización de mis estudios en la Maestría en Tecnología de la Soldadura Industrial.

Índice General

Síntesis	1
CAPÍTULO 1 INTRODUCCIÓN	2
1.1 Antecedentes	3
1.2 Planteamiento del problema.....	4
1.3 Objetivos	5
1.3.1 Objetivo general.....	5
1.3.2 Objetivos específicos.....	5
1.4 Hipótesis.....	5
1.5 Justificación.....	6
1.6 Aportación científica tecnológica	6
1.7 Alcance.....	7
CAPÍTULO 2 ESTADO DEL ARTE	8
2.1 Efectos del perfil y geometría de bisel sobre los esfuerzos residuales en tubería soldada con aceros disímiles	8
2.2 Efectos termomecánicos en los esfuerzos residuales inducidos por el proceso de doble arco sumergido aplicado en soldadura de tubería de acero	10
2.3 Estudio del efecto que tiene la velocidad de soldadura en el nivel de los esfuerzos residuales de tubería soldada helicoidalmente con láser.....	14
2.4 Caracterización de los esfuerzos residuales en tubería de acero microaleado soldado por el proceso de soldadura por fricción agitación	19

2.5 Determinación de esfuerzos residuales mediante aplicación de método de ruido de Barkhausen y por el método de barrenos	23
2.6 Verificación experimental de la corrección por efecto plástico del barrenos	30
2.7 Investigación del desarrollo de los esfuerzos residuales en tubería soldada helicoidalmente	33
2.8 Minimización de esfuerzos residuales en la zona afectada por el calor por medio de superficies de respuesta.....	43
CAPÍTULO 3 . MARCO TEÓRICO	47
3.1 Aceros API	47
3.2 Proceso de soldadura SAW	47
3.3 Método de contorno para medición de esfuerzos residuales	49
3.4 Método de difracción de rayos X.....	49
3.5 Método de difracción de neutrones	50
3.6 Método de ultrasonido.....	50
3.7 Método de ruido de Barkhausen	51
3.8 El método del barrenos	52
3.9 Método de seccionamiento.....	55
3.10 El método del anillo-núcleo	56
3.11 Método del barrenos profundo	57
3.12 Estándar de medición de esfuerzos residuales por el método del barrenos mediante deformímetros o galgas extensométricas con distribución de roseta (28).....	60
3.12.1 Esfuerzos distribuidos uniformemente en espécimen delgado para determinarse por el método del barrenos	62
3.12.2 Esfuerzos intermedios por el método del barrenos	64
3.12.3 Esfuerzos no uniformes por el método del barrenos	65

3.13 Predicción de esfuerzos residuales en tubería con soldadura helicoidal por arco sumergido	69
3.14 Desarrollo de esfuerzos residuales durante la manufactura de tubos con soldadura en espiral	78
3.15 Modelación y comportamiento de estructuras de cascarón con características helicoidales.....	85
3.16 Efecto de secuencia de soldadura sobre los esfuerzos residuales y la distorsión en placas con restricciones.....	87
3.17 Medición de esfuerzos residuales en tubería de acero X70 nueva y en servicio por difracción de rayos X.....	91
3.18 Predicción mediante elemento finito de los esfuerzos residuales y de la distorsión mediante transformaciones de fase	94
3.19 Medición y modelación por métodos numéricos de esfuerzos residuales de soldaduras circunferenciales en tubería costa afuera	97
CAPÍTULO 4 .METODOLOGÍA EXPERIMENTAL.....	111
4.1 Composición química de laboratorio en acero X70	112
4.2 Microestructura del acero X70.....	112
4.3 Análisis de tensión del acero X70	114
4.4 Experimentación de esfuerzos residuales por el método del barreno ...	114
4.5 Experimentación para determinación de distorsiones	116
4.6 Resumen de parámetros de soldadura para experimentación de placas soldadas de acero X70.....	117
4.7 Datos para modelación por elemento finito	118
4.8 Gráfica de temperaturas de termopares.....	120
4.9 Gráficas de microdeformaciones en rosetas	122
CAPÍTULO 5 . RESULTADOS Y DISCUSIÓN.....	132

5.1 Gráficas de esfuerzos principales en el rango elástico analizados mediante fórmulas sin aplicación de constantes de calibración	140
5.2 Gráficas de esfuerzos residuales principales por el método del ASTM E837-08.....	150
5.3 Esfuerzos residuales principales máximos en dos placas planas, mediante simulación por el método del elemento finito	160
5.4 Simulación por elemento finito de distorsiones en dos placas planas soldadas de acero X70.....	161
5.5 Simulación por método del elemento finito con geometría de soldadura aplicada en acero X70 mediante SYSWELD.....	162
5.6 Simulación por método del elemento finito con geometría de soldadura aplicada en acero X70 mediante.....	164
5.7 Macrográficas con dimensiones de soldaduras aplicadas en placas soldadas de acero X70.....	166
5.8 Tablas con resultados de mediciones de esfuerzos residuales principales en la placa de acero X70.....	168
CONCLUSIONES.....	174
RECOMENDACIONES	175
TRABAJO FUTURO	175
BIBLIOGRAFÍA	177
ÍNDICE DE TABLAS	183
ÍNDICE DE FIGURAS	186
ANEXO A.....	198

Síntesis

El presente trabajo consiste en el análisis de la magnitud y dirección de los esfuerzos residuales mediante el método del barreno, que resultan al fabricar tubería de acero API 5L X70 con soldadura helicoidal por arco sumergido (SAW, por sus siglas en inglés), la cual se produce con el código del Instituto Americano del Petróleo (API, por sus siglas en inglés). En la experimentación se implementó una brida para la sujeción de los dos bordes y posteriormente se analizaron los esfuerzos residuales en placa de acero X70. Se concluyó que la condición de fijación para evitar distorsión en la placa resultó en la generación de esfuerzos residuales, que se analizaron por el Estándar de la Sociedad Americana para Pruebas y Materiales (ASTM por sus siglas en inglés) E837-08; se presentó esfuerzo residual máximo de tracción en la zona afectada por el calor, que se comparó con gráficas de esfuerzos residuales y el factor de intensidad de esfuerzo (K) del estándar británico (BS por sus siglas en inglés) 7910, con el cual la soldadura resultó con baja susceptibilidad a la corrosión, para su adecuada aplicación en tubería a presión. Se midieron temperaturas con termopares tipo K previamente a la aplicación de la soldadura. Se utilizó un escáner láser tridimensional sin contacto para reproducir la imagen en un software, con el cual se determinaron las distorsiones por soldadura en la placa. Adicionalmente se simuló para el comportamiento de los esfuerzos residuales en la soldadura de placa plana por método del elemento finito.

Palabras clave: Esfuerzos residuales, Proceso SAW, Método del barreno, Método del elemento finito.

CAPÍTULO 1 INTRODUCCIÓN

Actualmente los hidrocarburos se transportan mediante el uso de oleoductos y gasoductos en servicio amargo, los cuales contienen ácido sulfhídrico (H_2S), que favorece el agrietamiento por corrosión por la presencia del hidrógeno atómico, que se lleva a cabo en la superficie interna de la tubería, cuando por dicha reacción del hidrógeno difundido en la pared del acero se produce una presión local, la cual produce el agrietamiento en concentraciones de esfuerzos de puntas de grietas.

Los aceros microaleados como el API 5L X70 que se utilizan en la tubería, son soldados mediante procesos de arco como el SAW, con los cuales se pueden generar cambios a nivel microestructural del acero, transformaciones de fases, crecimiento de grano, así como generación de esfuerzos residuales. La zona afectada por el calor resulta ser la parte en las soldaduras con mayor susceptibilidad al agrietamiento inducido por el hidrógeno (1). La formación de esfuerzos residuales pueden influir en el agrietamiento inducido por el hidrógeno, se localizan en sitios de trampas que pueden ser huecos, precipitados, límites de grano e inclusiones.

Los esfuerzos residuales se presentan cuando el acero es soldado, y aparecen dependiendo de la velocidad de enfriamiento, en las cuales se genera microestructura de bainita inferior y martensita. Los esfuerzos residuales pueden ser cuantificados mediante algún método de medición, el cual puede basarse en la deformación plástica que resulta de las distribuciones de calor irregulares, por el efecto del calor de entrada en la soldadura de tubería de acero durante el proceso de SAW, y con los patrones conocidos de esfuerzos

residuales en la zona afectada por el calor, es posible que se pueda contribuir en la principal causa de la falla por fatiga, y en el esfuerzo de agrietamiento por corrosión, para obtener uniones de soldadura aceptables.

1.1 Antecedentes

Para la determinación de la magnitud de los esfuerzos residuales en tuberías, específicamente en aceros API 5L, que han sido soldados helicoidalmente por proceso de soldadura de arco sumergido, algunos autores han publicado artículos, en los cuales se presentan trabajos de investigación de fallas en ductos destinados para el servicio de transporte de hidrocarburos amargos utilizados en la industria petrolera, dichas fallas han sido localizadas en el metal base muy próximo a la zona afectada por el calor de la soldadura, tal que en algunos casos se han propuesto recomendaciones con mejoras en las técnicas de soldadura para la disminución de los esfuerzos residuales presentes, como en las soldaduras de tubería con acero API 5L X52, de 720 mm de diámetro y con un espesor de 8 a 10 mm (2) , mientras en otros casos investigaciones de Al-Anezi y Rao han hecho recomendaciones de un tratamiento térmico (3) para el relevado de esfuerzos residuales, aplicado a tubería de acero API 5L X42, de 22" a 24" de diámetro y un espesor de pared de 0.25", con soldadura helicoidal destinada para transportar hidrocarburo amargo.

Los esfuerzos residuales que se generan en la soldadura resultan de la solidificación, y contracciones diferenciales en el metal de soldadura hasta que se alcanza la temperatura ambiente. Debido a distribuciones irregulares del calor se generan patrones de esfuerzos residuales en la zona afectada por el calor. Los esfuerzos residuales de la solidificación del metal de aporte fundido generan los esfuerzos residuales de tensión, mientras debido a la transformación inducida de esfuerzos residuales que ocurre en partes de la

zona afectada por el calor, donde exceden los valores críticos de transformaciones de fase se generan los esfuerzos residuales de compresión (4).

Las altas magnitudes de esfuerzos residuales de tensión en una estructura resultan ser contraproducentes, porque son la causa principal de falla por fatiga, y del esfuerzo de agrietamiento por corrosión, mientras los esfuerzos residuales de compresión resultan ser benéficos porque previenen el origen y propagación del agrietamiento por fatiga, y además aumentan la resistencia a la corrosión (4).

Desde hace años se han descubierto diversos métodos para la medición de esfuerzos residuales, las técnicas de medición se han clasificado en destructivas o semidestructivas y no destructivas. Las semidestructivas y destructivas consisten en remover material para liberar parcialmente los esfuerzos, y medir las deformaciones inducidas por remover el material, tales métodos son los de seccionamiento y método de contorno. La técnica de taladrado, anillo-núcleo, del taladrado profundo, de seccionamiento, y del contorno se conocen como las principales técnicas destructivas y semidestructivas. Las técnicas de métodos no destructivos incluyen la difracción de neutrones, de rayos X, así como los métodos de ultrasonido y del ruido de Barkhausen, que miden algún parámetro relacionado con el esfuerzo, en las cuales resulta importante que en las inspecciones de campo para grandes construcciones, los dispositivos sean compactos, móviles y de fácil manejo, además se disminuye el costo al reducir el tiempo de prueba por quedar descartada la preparación de las partes en la prueba (4).

1.2 Planteamiento del problema

El presente trabajo consiste en el análisis del problema que resulta con la aparición de los esfuerzos residuales, de la falta de información existente que

se tiene acerca de la magnitud de los esfuerzos residuales que resultan al soldarse placas planas utilizadas en tuberías de acero API 5L X70, los cuales pueden propiciar efectos en el esfuerzo de agrietamiento por corrosión en la zona afectada por el calor, del acero soldado por el proceso SAW.

1.3 Objetivos

1.3.1 Objetivo general

Analizar los esfuerzos residuales en la zona afectada por el calor de la soldadura aplicada por el proceso SAW, durante la fabricación de tubería API 5L X70, para conducción de hidrocarburos.

1.3.2 Objetivos específicos

- Revisar documentos referentes a la fabricación de tuberías soldadas de acero API X70.
- Analizar las técnicas de medición de esfuerzos residuales.
- Determinar la técnica de medición adecuada a las condiciones físicas de la tubería.
- Aplicar un estudio adicional de simulación mediante el método del elemento finito para la predicción de los esfuerzos residuales.

1.4 Hipótesis

Los esfuerzos residuales en la soldadura por el proceso SAW aplicado para la unión del acero X70, varían en magnitud con valores menores al esfuerzo de cedencia, cuyos valores varían de máximos a mínimos con respecto a la distancia desde un punto, a partir del cual se ubica la zona afectada por el calor de la soldadura, por efecto de altos gradientes en las temperaturas superficiales del tubo soldado longitudinalmente.

1.5 Justificación

Debido a que el presente trabajo se encuentra vinculado a una empresa, la cual se dedica a la fabricación de tubería de acero, resulta importante determinar mediante el método del estándar ASTM E837-08, la magnitud y dirección de los esfuerzos residuales generados en las soldaduras aplicadas durante la fabricación de tuberías en acero X70 por el proceso SAW, y el posible efecto que tiene en el comportamiento a la corrosión y susceptibilidad al agrietamiento durante la conducción de hidrocarburos, ya que permite establecer la posible aplicación de dicha tubería en la conducción de petróleo y gas en la industria petrolera del país, con el cual se genere un nuevo mercado potencial para el fabricante de este tipo de tubería.

1.6 Aportación científica tecnológica

Se plantea aportar en la contribución tecnológica, con determinación de datos de magnitudes y direcciones de esfuerzos residuales, mediante el estándar ASTM E837-08 y simulación adicional por el método del elemento finito, los cuales son generados en soldaduras helicoidales, que al compararse con soldaduras longitudinales, puedan considerarse como una alternativa de utilización en la soldadura de tubería de acero API X70, soldada por el proceso

SAW, para la conducción de hidrocarburos, así como su efecto en la susceptibilidad a la corrosión y agrietamiento en las zona afectada por el calor de las soldaduras.

1.7 Alcance

Se analiza la magnitud y dirección de los esfuerzos residuales en la zona afectada por el calor, así como en el metal base, mediante la técnica semidestructiva del barrenado ciego de acuerdo al estándar ASTM E837-08, para el comportamiento de soldaduras aplicadas en placa plana que se utiliza en tubería para servicio amargo, con acero API X70 de 36" de diámetro, 1/2" de espesor y soldado por el proceso SAW.

CAPÍTULO 2 ESTADO DEL ARTE

2.1 Efectos del perfil y geometría de bisel sobre los esfuerzos residuales en tubería soldada con aceros disímiles

Los parámetros de los procesos de soldadura, las propiedades del material, y factores estructurales, pueden tener influencia sobre la magnitud y distribución de los esfuerzos residuales, en los cuales los parámetros incluyen al tipo de proceso, la velocidad de soldadura, el voltaje y la corriente. Entre algunos factores estructurales se encuentran, el tipo de unión, espesor, perfil y la geometría del bisel, los cuales pueden influir en los esfuerzos residuales de la unión soldada.

Investigadores han desarrollado varios métodos para disminuir los esfuerzos residuales, entre los cuales se puede hacer mención el de tratamiento térmico, percusión, precalentamiento, y el relevado de esfuerzos por vibración. Las diferencia de las propiedades mecánicas como el coeficiente de expansión térmica entre aceros disímiles, producen contracciones y transformaciones de fase, tal que la predicción de distribución de esfuerzos residuales que se presentan en la unión de los aceros resulta ser compleja y dificultosa.

En el trabajo Akbari y colaboradores (5) se investigó la soldadura de tubos fabricados con aceros disímiles, en los cuales usaron acero al bajo carbono A 106-B, y acero inoxidable A240 TP304, aplicaron soldadura de arco en multipasos, y para obtener los perfiles de esfuerzos residuales aplicaron

simulación por elemento finito en 3 dimensiones, los cuales compararon con los resultados de las mediciones por el método del barreno, así relacionaron los parámetros de geometría, como el espesor de pared, abertura de raíz, y ángulo de bisel, en la distribución y magnitud de los esfuerzos residuales, con el objetivo de reducir los esfuerzos residuales mediante la elección apropiada de los parámetros de la soldadura y el diseño de la unión (5).

Las muestras por soldar consistieron en dos tubos de aceros disímiles, con un diámetro exterior de 219.1 mm, espesor de 8.1 mm, y una longitud de 220 mm. Durante la soldadura no se presentó transformación de la fase austenita en la parte del acero inoxidable, pero en el acero al carbono se presentó fase martensítica, el bisel utilizado se muestra en la **Figura 2.1**, aplicaron la soldadura en tres pasos, el primero consistió en soldadura de arco con gas Tungsteno (GTAW por sus siglas en inglés), y en el segundo, soldadura de arco con electrodo revestido (SMAW por sus siglas en inglés).

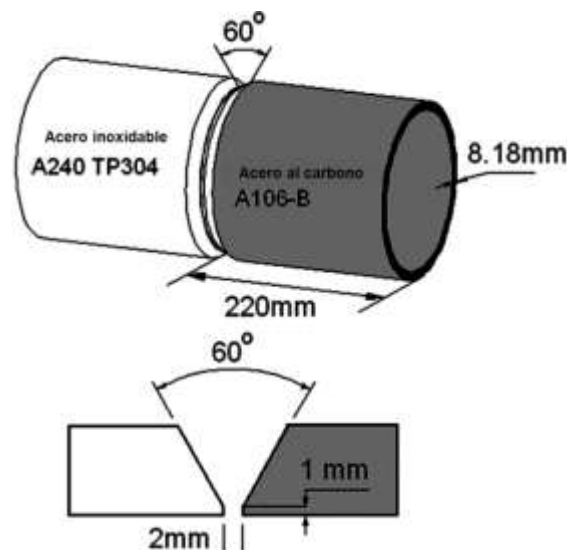


Figura 2.1. Muestra de tubo utilizada para la experimentación con soldadura de acero inoxidable y acero al carbono (5).

En el aporte de material utilizaron electrodo de acero inoxidable austenítico E308L, los parámetros de la soldadura para la experimentación y simulación por elemento finito se muestran en la **Tabla 2.1**.

Tabla 2.1 Parámetros de soldadura para la unión de tubos con acero disímiles (5) .

Número de paso	Proceso	Electrodo	Corriente (A)	Voltaje (V)	Velocidad de soldadura (mm/s)
1	GTAW	ER 308L	95 ± 5	9	0.55
2	SMAW	E 308L 16	115 ± 5	27-28	3.4-4.1
3	SMAW	E 308L 16	145 ± 5	25-28	2.7-2.8

2.2 Efectos termomecánicos en los esfuerzos residuales inducidos por el proceso de doble arco sumergido aplicado en soldadura de tubería de acero

Los aceros grado API 5L son los más utilizados como material de tubería de transporte y producción de hidrocarburos, los cuales han estado utilizándose porque presentan alta resistencia y baja aleación (HSLA por sus siglas en inglés), como es el caso del acero API 5L X70. El proceso de soldadura del acero HSLA debe atenderse con una especial atención, porque influye en el desempeño de estructuras metálicas en la capacidad de resistir sobrecargas de diseño durante su vida útil. Las variables de soldadura y propiedades del material tienen un efecto tanto en las temperaturas, microestructura, perfiles de esfuerzos residuales, deformaciones y finalmente en el desempeño de la unión de la soldadura, tal que los efectos de la soldadura deben minimizarse para preservar las características de este tipo de acero, las cuales consisten en microestructura de grano fino debido a la presencia de nitruros y carburos, su alta resistencia mecánica y alta resistencia al agrietamiento por falla frágil (6).

En esta investigación Scutelnicu (6) simuló soldaduras de doble arco sumergido (SDAW por sus siglas en inglés) con multipasos por el método de elemento finito, en la cual utilizó los modelos de flujo de calor con dos elipsoides

en tubo con placa gruesa de acero API 5L X70, unido con soldadura en doble bisel, cuyas dimensiones fueron (19.1 × 250 × 800 mm), la cual se soldó por los dos lados, la soldadura del segundo lado se aplicó 10 minutos después de haber aplicado la primera soldadura, y se tomó en cuenta una temperatura ambiente inicial de 20° C. En la **Tabla 2.2** se muestran los parámetros de la simulación para cada soldadura de doble arco sumergido.

Tabla 2.2. Valores de entrada para la simulación con doble arco sumergido (6)

Dimensiones del doble elipsoide		Localización	Arco de soldadura	Amperaje (A)	Voltaje (V)	Velocidad (m/min)
a	20	Exterior	WA 1	890	36	0.75
b	12		WA 2	690	36	
c _f	8	Interior	WA 3	890	35	0.75
c _r	28		WA 4	690	35	

Los resultados de temperaturas contra tiempo que se registraron en la simulación se representaron mediante el registro de los nodos 19606, 19626, 19627, 80194, los cuales se localizaron a diferentes distancias de la soldadura, donde se muestra que el nodo con ciclo térmico simple es el posicionado en el refuerzo de la soldadura a 0 mm de la soldadura, que inicia hasta que la segunda fuente de calor separada 100 mm de la primera se aproxima a dicho punto, mientras los demás nodos presentan doble ciclo térmico de calentamiento-enfriamiento-calentamiento-enfriamiento, por lo cual este proceso puede considerarse por sí solo, como un tratamiento térmico que se muestra en la **Figura 2.2**.

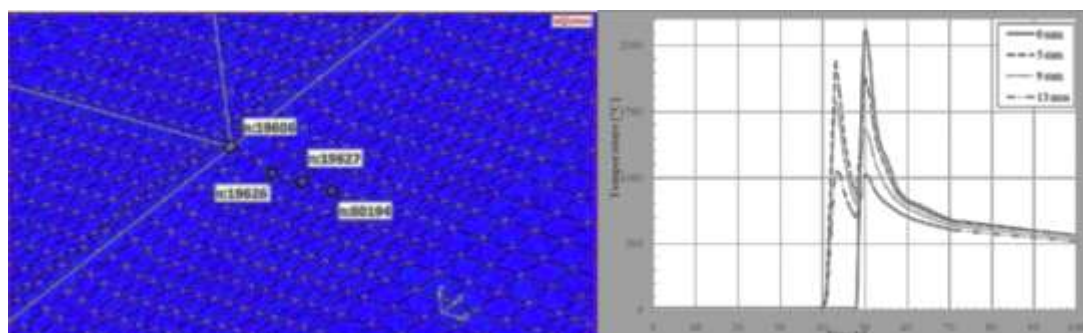


Figura 2.2 Historial de temperaturas en 4 nodos a 0, 5, 9, y 13 mm de distancia del eje de la soldadura (6).

Este proceso con doble arco de soldadura puede resultar ser benéfico en la zona afectada por el calor, donde la temperatura máxima de la soldadura superior fue de $2,096^{\circ}\text{C}$, y la temperatura inferior en el interior del tubo fue de $2,051^{\circ}\text{C}$, la gráfica de temperatura se muestra en la **Figuras 2.3a) y 2.3b)** respectivamente.

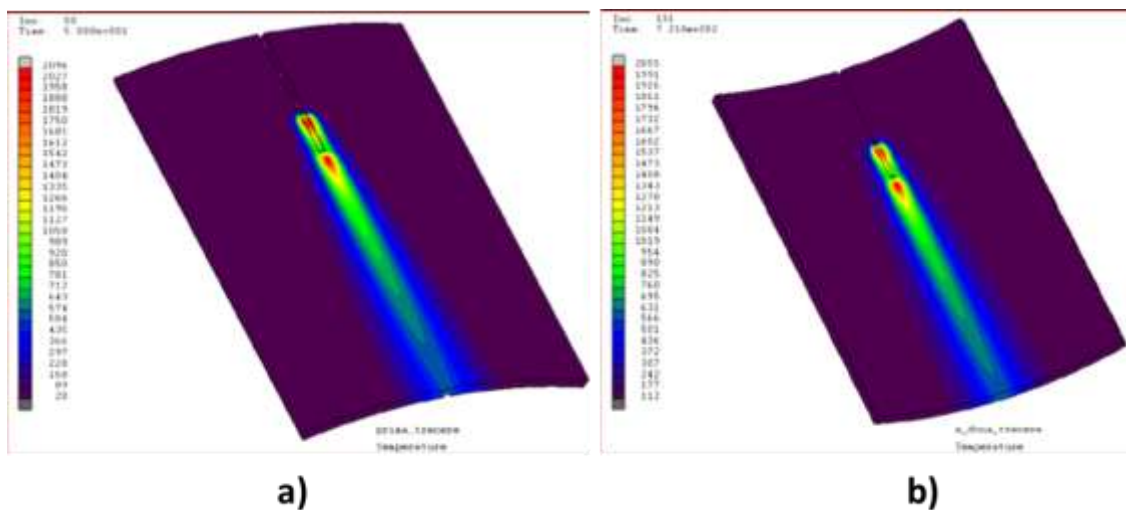


Figura 2.3 a) Temperaturas a 50 segundos de simulación en soldadura exterior. b) Temperaturas a 721 segundos de simulación en soldadura interior (6).

Los esfuerzos de Von Mises en MPa se generaron a partir de la diferencia entre las temperaturas de las superficies exterior e interior del tubo, donde la falla ocurre si el esfuerzo equivalente excede al valor crítico. Se presentó simetría en la unión, como se muestra en las **Figuras 2.4 a) y 2.4 b)** respectivamente.

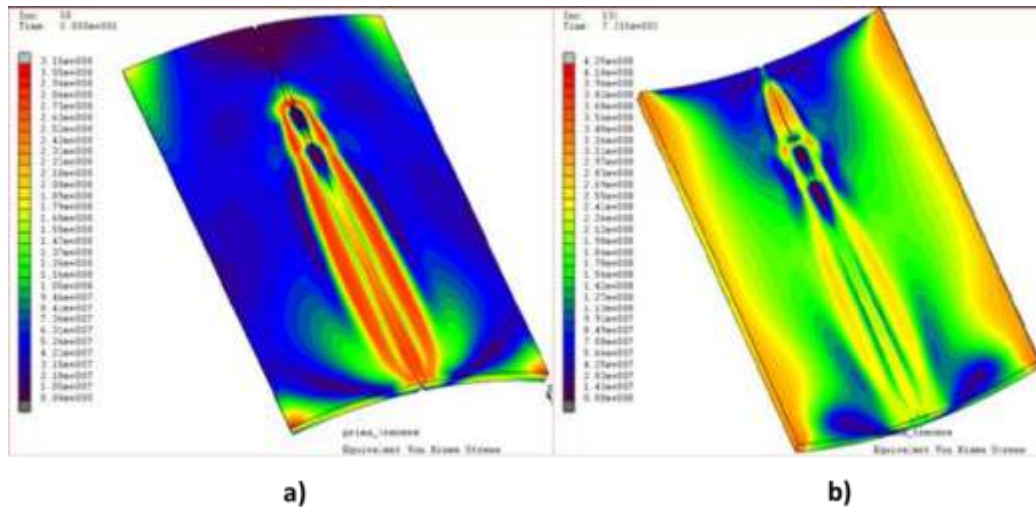


Figura 2.4. a) Esfuerzos en MPa a 50 segundos de simulación en soldadura exterior.
b) Esfuerzos en MPa a 721 segundos de simulación en soldadura interior (6)

En la gráfica de esfuerzos residuales se presentó el valor máximo de Von Mises en 393 MPa a los 80 segundos de iniciada la simulación, y se concluyó que la primera fuente de calor formó una capa de soldadura, que jugó un papel de precalentamiento en el metal base, el cual se volvió a calentar hasta el punto de fusión por la segunda fuente de calor. El comportamiento de las temperaturas fue tal que cuando se aproximó la primera fuente se alcanzó una temperatura máxima, seguido de la primera fase de enfriamiento, que terminó algunos segundos después, entonces se alcanzó un segundo valor máximo de temperatura cuando se aproximó la segunda fuente. En la zona cercana a la soldadura se presentó esfuerzo residual de tensión, y esfuerzo residual a compresión en la zona alejada de la soldadura, cuando la soldadura fundida inició el proceso de solidificación, como se muestran los esfuerzos residuales en la **Figura 2.5**.

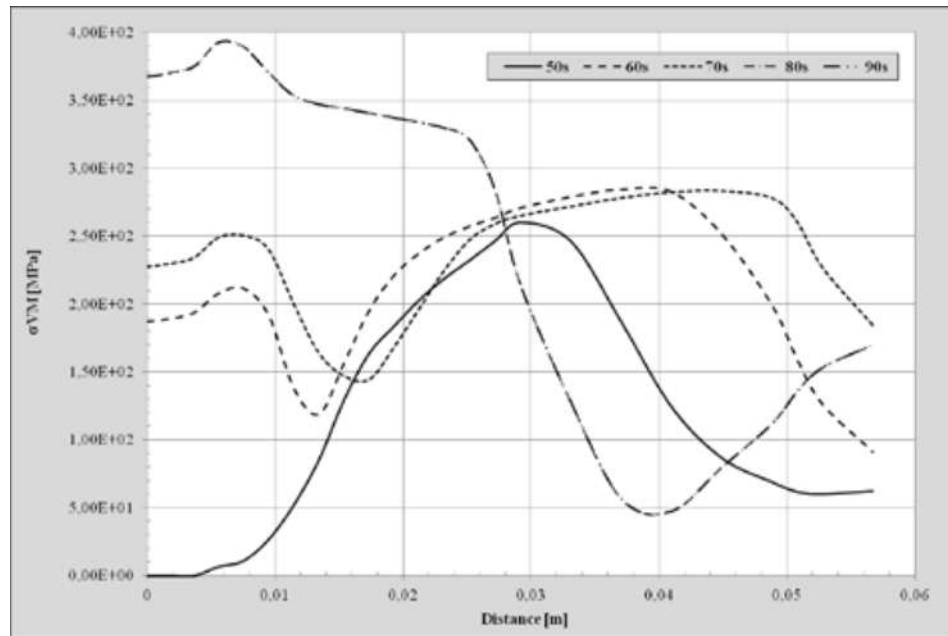


Figura 2.5. Gráfica de esfuerzos residuales contra distancia al eje de soldadura (6).

2.3 Estudio del efecto que tiene la velocidad de soldadura en el nivel de los esfuerzos residuales de tubería soldada helicoidalmente con láser

En la industria de la manufactura de tubería soldada helicoidalmente, también se ha estado utilizando soldadura láser que consiste en un proceso de alta energía, con la capacidad de generar una estrecha zona afectada por el calor, bajos niveles de distorsión, alta productividad, que resulta en algunos casos con bajos costos de operación. El rayo láser puede enfocarse en un punto con diámetro muy pequeño, y utiliza alta densidad de energía para soldar un metal, tal que resulta eficiente al aplicarlo en placas delgadas (7).

En esta investigación Arif y colaboradores (7), hicieron una simulación por elemento finito de la soldadura láser aplicada helicoidalmente, para predecir el campo de temperaturas y esfuerzos en un tubo de acero al bajo carbono con dimensiones de 1.6 mm de espesor, y 75 mm de diámetro, incluyeron en el

modelo las propiedades térmicas y mecánicas del material, una fuente de calor volumétrica en 3 dimensiones (3D), la potencia máxima del láser fue de 1.0 kW, y que fue modelado mediante el software ANSYS.

El análisis de los esfuerzos se basó en el principio del trabajo virtual, en que no se consideró el efecto de la deformación mecánica del flujo de calor, sino que se idealizó el análisis termo-mecánico, después se hizo el análisis estructural, en el cual se involucraron los resultados del análisis termo-metalúrgico, que tienen los efectos de temperatura y microestructura en el análisis de esfuerzos.

Durante la experimentación, para obtener las micrografías de la sección transversal de la soldadura se utilizó un microscopio electrónico de barrido (SEM) JEOLJDX-3530, y dispersión electrónica de electrones (ESD). La medición de los esfuerzos residuales se hizo mediante difracción de rayos X (XRD), y para obtener la microdureza de la sección transversal de la soldadura realizaron la prueba de microdureza digital con microfotones.

Los parámetros de la soldadura láser se muestran en la **Tabla 2.3**.

Tabla 2.3. Parámetros de la soldadura láser en soldadura helicoidal (7).

Velocidad de soldadura (mm/s)	30
Potencia (W)	1,000
Frecuencia (Hz)	500
Abertura de boquilla (mm)	1.5
Diámetro de boquilla (mm)	1.5
Diámetro del foco (mm)	1.2
Presión N ₂ (kPa)	600

En el modelo para la simulación por elemento finito del material se utilizaron las propiedades térmicas, que en el caso de la conductividad térmica dependiente de la temperatura del acero al bajo carbono se muestra en la **Tabla 2.4**.

Tabla 2.4. Conductividad térmica dependiente de la temperatura del acero al bajo carbono (7).

Temperatura (K)	273	373	573	723	823	873	993	1073	1783	1853
Conductividad (W/mk)	51.9	51.1	46.1	41.1	37.5	35.6	30.6	26	29.7	31

Se utilizó un análisis transitorio térmico no lineal empleando el método de entalpía, para evitar el cambio brusco del calor específico de fusión en el cambio de fase, el cual se aplicó la entalpía con los datos de la **Tabla 2.5**.

Tabla 2.5. Valores de entalpía utilizados en acero al bajo carbono (7).

Temperatura (K)	300	1640	1809	3000
Entalpía (J/m ³)	0	5.09E+09	7.12E+09	1.12E+10

Las propiedades mecánicas que dependen de la temperatura se muestran en la **Tabla 2.6**.

Tabla 2.6. Propiedades mecánicas dependientes de la temperatura del acero al bajo carbono (7).

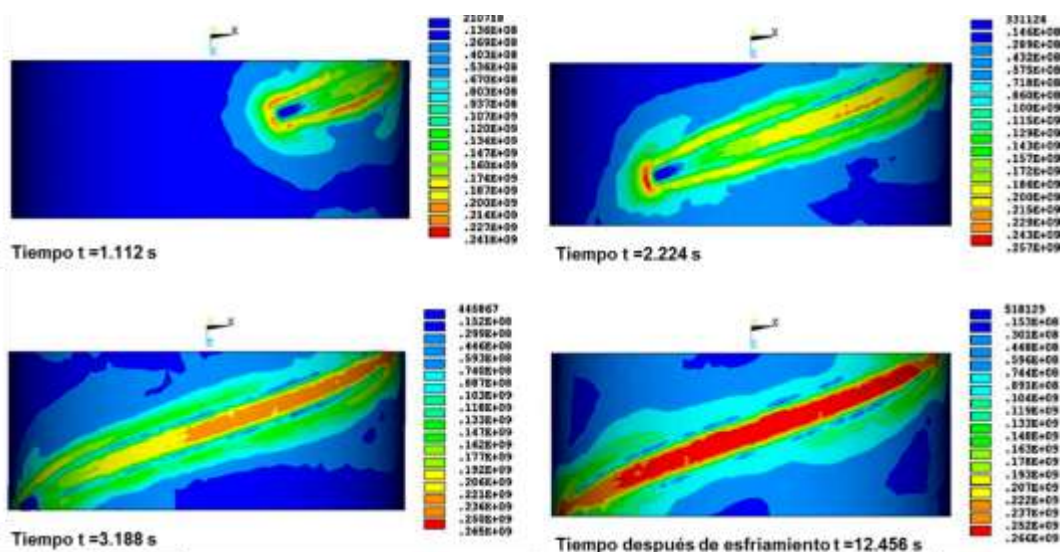
Temperatura (K)	Esfuerzo de cedencia (MPa)	Módulo de Young (GPa)	Relación de Poisson	Coefficiente de expansión térmica, $\alpha(1/^\circ\text{C})$
273	290	200	0.2786	1E-05
373	260	200	0.3095	1.1E-05
573	200	200	0.331	1.2E-05
723	150	150	0.338	1.3E-05
823	120	110	0.3575	1.4E-05
873	110	88	0.3738	1.4E-05
993	9.8	20	0.3738	1.4E-05
1073	9.8	20	0.4238	1.4E-05
1473	2	20	0.4538	1.5E-05
1783	2	2	0.4738	1.5E-05
1853	1	0.2	0.499	1.5E-05

La velocidad de la soldadura (v), factor (f), y los datos de los elipsoides de Goldak, se simularon mediante la introducción de una subrutina del software ANSYS, denominada lenguaje de diseño paramétrico (APDL por sus siglas en inglés), y los datos se muestran en la **Tabla 2.7**.

Tabla 2.7. Tabla de parámetros de fuente de calor en soldadura helicoidal láser (7) .

Diámetro del rayo láser d (mm)	1.2
Distancia frontal de punto= (2/3),c (mm)	0.8
Distancia media del ancho(2/3), d (mm)	0.8
Profundidad de punto de calor b (mm)	5
Factor de Goldak f	1
Velocidad de soldadura v (mm/s)	30
Potencia de soldadura Q (W)	1000

La gráfica de los esfuerzos residuales de von Mises se mostraron en la superficie exterior para cuatro tiempos de modelación, en que a los 12,456 segundos correspondió el periodo de enfriamiento, además encontraron que dichos esfuerzos se presentaban con la misma magnitud tanto en el exterior como en el interior del tubo, disminuyeron en magnitud durante el cambio de fase cuando se alcanzó la temperatura de fusión en el material de sustrato, y se alcanzaron altas magnitudes en el tiempo cuando la temperatura descendió grandemente, como se muestra en la **Figura 2.6** (7).

**Figura 2.6.** Gráfica de esfuerzos residuales en Pa del cordón de soldadura láser en espiral, aplicada en tubo de acero al bajo carbono a diferentes tiempos de simulación (7).

Encontraron que el cambio del módulo de elasticidad a diferentes temperaturas y el gradiente de temperatura variable contribuyeron en el desarrollo de los valores máximos y mínimos de los esfuerzos residuales, así mismo simularon para diferentes velocidades de soldadura (25, 30 y 35 mm/s), con el mismo valor de calor de calor de entrada, a tres diferentes distancia del tubo, y encontraron que los esfuerzos residuales de von Mises, se incrementaron rápidamente hasta el máximo valor con la velocidad de 35 mm/s, que se atribuye al rápido descenso de temperatura, después que se alcanzó la temperatura máxima de la soldadura, así mismo para el caso de las velocidades de 25 y 30 mm/s se presentó el incremento de los esfuerzos residuales fue relativamente menor, como se muestra en la **Figura 2.7**.

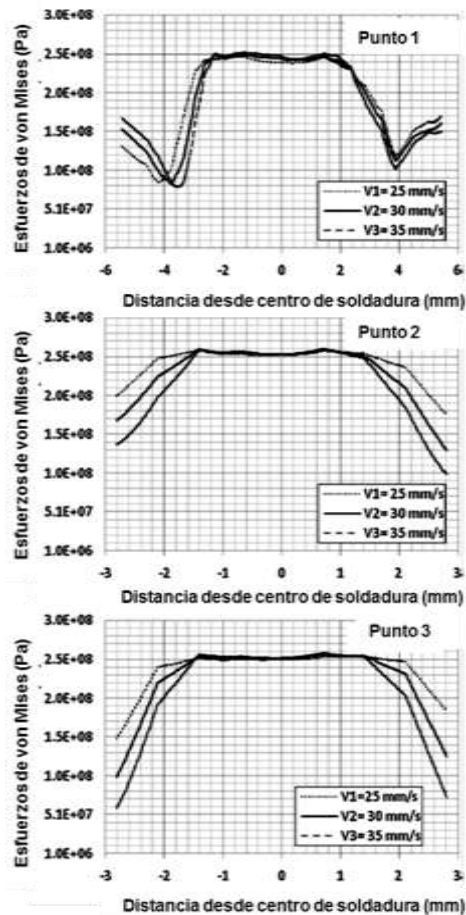


Figura 2.7. Perfil de esfuerzos residuales en tres puntos, después del enfriamiento para tres velocidades de soldadura (7).

Concluyeron que en todos los casos los esfuerzos residuales máximos se aproximaron al valor de 250 MPa, se observó una distribución más ancha en el perfil de los esfuerzos, la cual se debió a que en la velocidad más baja de 25 mm/s presentó mayor calor de entrada por unidad de volumen, y por lo tanto se generalizó, que la velocidad de soldadura tuvo el mínimo efecto en la magnitud final de los esfuerzos residuales.

2.4 Caracterización de los esfuerzos residuales en tubería de acero microaleado soldado por el proceso de soldadura por fricción agitación

Debido a que el proceso de soldadura por fricción agitación (FSW por sus siglas en inglés) como proceso de unión en estado sólido, excluye el defecto potencial de agrietamiento en caliente, y reduce la distorsión por soldadura comparado con el proceso de soldadura de arco, dicho proceso ha estado aplicándose en soldadura de tubería de acero, porque presenta refinamiento de la microestructura, tal que el agrietamiento inducido por hidrógeno se elimina, pues no implica el aporte de metal y se elimina con esto el aporte de hidrógeno de algún electrodo.

En las soldaduras es quizás más importante considerar a los esfuerzos residuales de tracción así como la microestructura porque juegan un papel importante en el comportamiento de propagación de grieta por fatiga, las soldaduras por arco presentan normalmente esfuerzos residuales en tensión en la dirección longitudinal, mientras que los esfuerzos residuales por FSW pueden ser de compresión en la misma dirección de la soldadura (8).

En el presente estudio Sowards y colaboradores (8) caracterizaron las variables mecánicas que controlaron el desempeño mecánico de soldaduras aplicadas por el proceso FSW en tubería de acero, entre los cuales se cabe

mencionar el esfuerzo residual después de aplicada la soldadura, para cual experimentaron con acero microaleado X80, con contenido de Niobio, Vanadio, Cromo y Molibdeno (Nb, V, Cr, Mo), de acuerdo al código API, las probetas consistieron en placas cuyas dimensiones en ancho, largo y longitud fueron 500 mm × 95 mm × 12 mm respectivamente, en la **Tabla 2.8** se muestra composición química del acero X80 (8).

Tabla 2.8. Composición química en placa de acero X80 en porcentaje de peso (wt.%) (8)

C	Mn	Si	Al	Nb	V	Ti
0.069	1.789	0.247	0.028	0.068	0.027	0.011
Cr	Mo	N	B	P	S	Fe
0.15	0.185	50 ppm	2 ppm	0.015	0.001	Balanceado

En el proceso utilizaron una herramienta de nitruro de boro cúbico policristalino (PCBN por sus siglas en inglés), con medidas en longitud de perno y diámetro del hombro estriado de 6.1 mm y 25 mm respectivamente, como se muestra en la **Figura 2.8**.

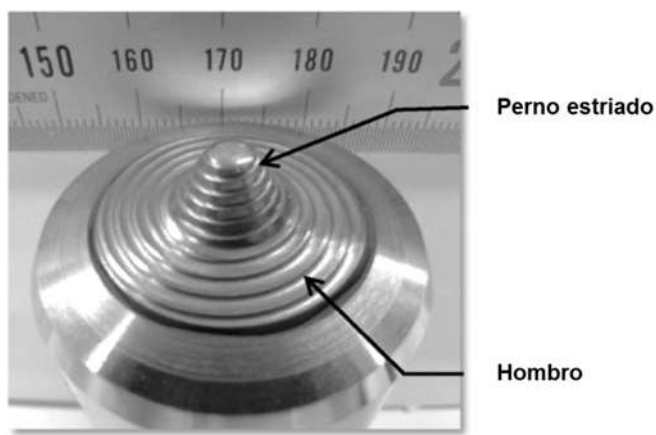


Figura 2.8. Fotografía de la herramienta para proceso FSW aplicado en placa de acero X80 (8).

Como parámetros de la soldadura se aplicó una carga de 30 kN sobre la herramienta, se hizo rotar a una velocidad de 300 r·min⁻¹, una velocidad de

desplazamiento de $100 \text{ mm}\cdot\text{min}^{-1}$, y un par torsional de rotación de $95.7 \pm 7.9 \text{ N}\cdot\text{m}$.

Los esfuerzos residuales se midieron mediante el método de difracción de neutrones, en la superficie superior, en la zona media del espesor de placa, y en la superficie inferior de la placa. Los valores máximos en las magnitudes de los esfuerzos residuales en la dirección de la soldadura fueron de aproximadamente el 46% del esfuerzo de cedencia del metal base, y de un 37% del esfuerzo de cedencia en la zona de agitación de la soldadura (**AS**). En la dirección transversal de la soldadura el esfuerzo residual máximo que se presentó fue aproximadamente el 42 % del esfuerzo de cedencia del metal base, mientras en la zona de agitación fue 30 % del esfuerzo de cedencia. La variación de los esfuerzos residuales respecto al espesor de la placa se debió a que en la superficie el enfriamiento relativo de la soldadura fue más rápido en los límites de la raíz, que en la superficie de la soldadura, el cual presentó un rango 100 MPa a 250 MPa, que se aproximó a los resultados experimentales de esfuerzos residuales por indentaciones. El perfil de los esfuerzos residuales en el sentido del rolado de la placa se muestran en la **Figura 2.9** (8).

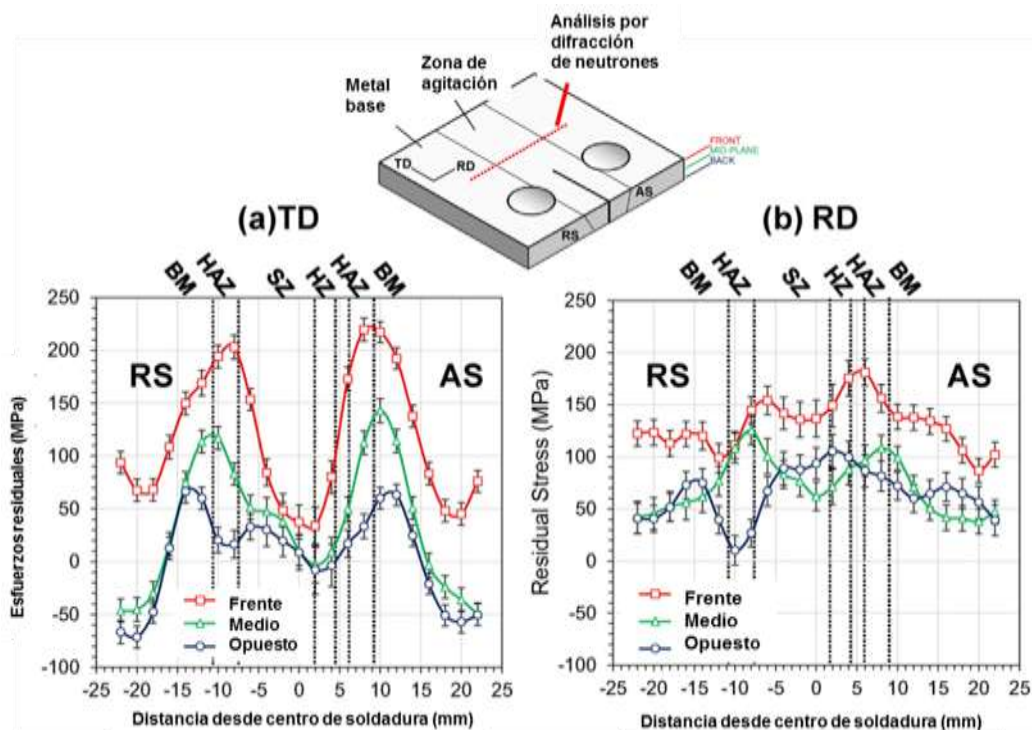


Figura 2.9. Análisis de esfuerzos residuales por difracción de neutrones en soldadura por proceso FSW, (a) en sentido transversal al rolado, (b) en sentido del rolado, (RS) lado de retroceso de soldadura, (AS) lado avance de soldadura (8).

Concluyeron que los esfuerzos residuales en la zona de agitación y del metal base fueron relativamente menores al esfuerzo de cedencia del acero X80, los cuales resultaron en valores pico de bajas temperaturas causados por el proceso FSW, comparados a los de un proceso de fusión. Se presentaron máximos esfuerzos residuales de tensión en el sentido longitudinal de la soldadura, y en la zona afectada por el calor. En la zona de agitación transversalmente a la soldadura, la propagación de la grieta por fatiga puede interactuar al depender de los esfuerzos residuales, en la propagación del agrietamiento por fatiga, por lo cual se retarda la velocidad de propagación de la grieta a cualquier nivel de amplitud en la intensidad de aplicación de esfuerzos, con lo cual la redistribución y el efecto del relevado de esfuerzos residuales se

presenta durante la propagación de las grietas, por lo que existe reducción en forma gradual de dicho efecto (8).

2.5 Determinación de esfuerzos residuales mediante aplicación de método de ruido de Barkhausen y por el método de barreno

En este estudio Yelbay y colaboradores (9) midieron esfuerzos residuales en placas soldadas mediante un sistema automatizado con la técnica de Barkhausen, en que dicho procedimiento fue calibrado previamente, después los resultados se verificaron mediante el método de barreno, mediciones de microdurezas, así como investigación sobre la microestructura resultante (9).

Se utilizó en la experimentación el acero API 5L X70, que se utiliza generalmente en líneas de conducción para gas y petróleo. La composición química del acero se muestra en la **Tabla 2.9**.

Tabla 2.9. Composición química del acero API 5L X70 (9).

C	Si	Mn	P	S	Ni	Al	Cu	Cr	Ti	V	Nb
0.064	0.39	1.48	0.013	0.01	0.08	0.031	0.16	0.03	0.02	0.045	0.05

El módulo de elasticidad es de 213 GPa, y el esfuerzo de cedencia de 597 MPa. Se cortaron muestras de placas de acero API X70 dimensionadas con 300 X 80 X 15 mm, que se ranuraron con un bisel en forma de V, las cuales se marcaron para el análisis de esfuerzos residuales mediante la técnica de ruido de Barkhausen en tres líneas separadas 20 mm entre sí, como se muestra en la **Figura 2.10**.

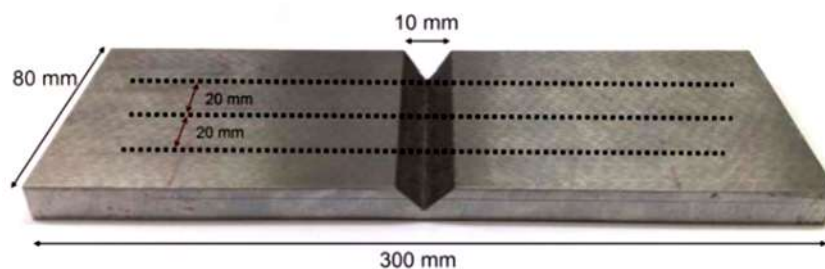


Figura 2.10. Fotografía de dimensiones de placa de acero API X70, y las franjas de análisis de esfuerzos residuales por el método de ruido de Barkhausen (9).

Se aplicó soldadura a las placas con electrodo G3Si1 a 22 Voltios, y 140 Amperios como parámetros de soldadura, después las placas fueron fijadas a una mesa mediante soldadura por puntos, para evitar distorsión durante el enfriamiento.

Se desmagnetizaron las placas para evitar remanentes de magnetización en los resultados de la prueba.

La medición de los esfuerzos se llevó a cabo con un instrumento Rollscan 500-2, y una sonda S1-138-13-01 a 20 dB de amplificación en el ruido.

La frecuencia de vibración fue de 125 Hz y las señales de Barkhausen recibidas se filtraron en un rango de 70-200 kHz.

La sonda se unió a una plataforma para darle precisión y continuidad a la medición.

Una vez puesta la placa sobre la mesa, se pulsó a una velocidad de 0.2 cm/s en la dirección del eje x , para lo cual en cada medición se alineó cuidadosamente la sonda para obtenerse un completo contacto sobre la superficie.

Se realizaron más de 1,500 registros de medición por la técnica de ruido de Barkhausen en cada línea marcada.

Las mediciones correspondientes al ruido de Barkhausen se convirtieron a esfuerzos residuales mediante el uso de las curvas de calibración.

Se estableció una calibración específica después de colocar un extensómetro o galga en las placas de calibración, y se aplicaron esfuerzos de tensión y compresión en el rango de deformación elástica mediante un equipo de carga. Los valores de deformación se utilizaron para calcular los valores de ecuaciones para el esfuerzo elástico, y de igual forma para cada valor de las galgas se midieron los valores de ruido de Barkhausen, de tal forma que se trazó la curva de calibración de esfuerzos elásticos contra los parámetros de ruido de Barkhausen. En el caso de valores de ruidos de Barkhausen que estaban fuera de la curva de calibración, se hizo una extrapolación mediante aplicación de métodos con algún error de toleración, como se muestra en la **Figura 2.11**.

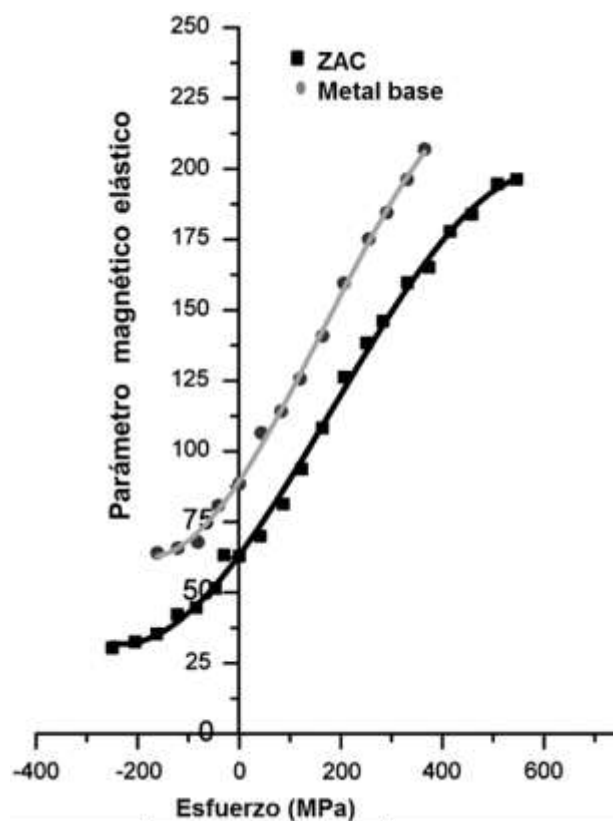


Figura 2.11. Curva calibración de esfuerzos residuales contra ruido de Barkhausen en la zona afectada por el calor de la soldadura, y en el metal base para la placa soldada de acero API X70 (9).

La determinación de los esfuerzos residuales por el método de barreno se llevaron a cabo con un equipo RS-200, compuesto por un equipo de alineación de punto, y de un equipo con fresado de altas revoluciones por minuto.

Se utilizaron galgas de tipo CEA-06-062UM-120 para medir la deformación de relevado, y se calcularon los esfuerzos residuales mediante la técnica de barreno por incrementos, para lo cual se utilizaron incrementos de 0.1mm en el paso de barreno para cada medida de deformación, y se determinaron los correspondientes valores de esfuerzo residual mediante ecuaciones del rango elástico.

Los investigadores encontraron que no existía diferencia significativa entre las líneas medidas por el método de ruido de Barkhausen, y que los valores se incrementaron en la línea sobre la soldadura y con decremento de valor, en el metal base como lo muestran las **Figuras 2.12 y 2.13**.

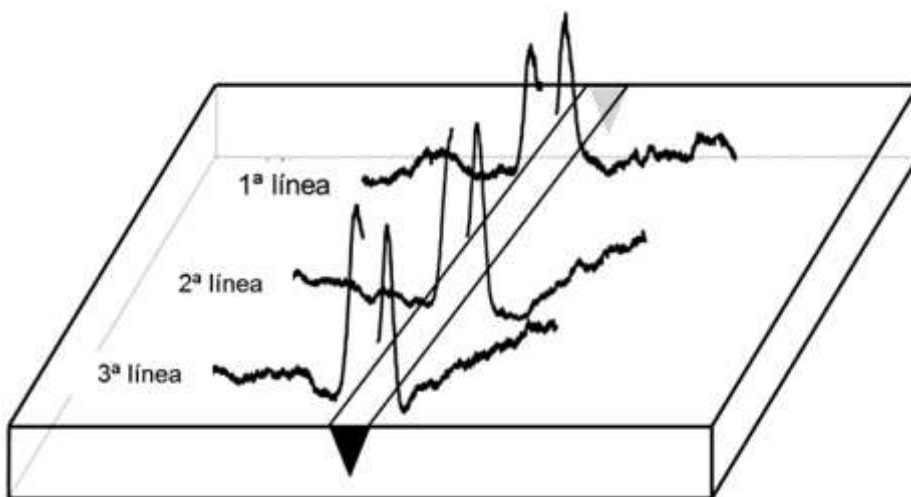


Figura 2.12. Variación esquemática de medidas de Barkhausen en la parte superior de la placa acero API X70 (9).

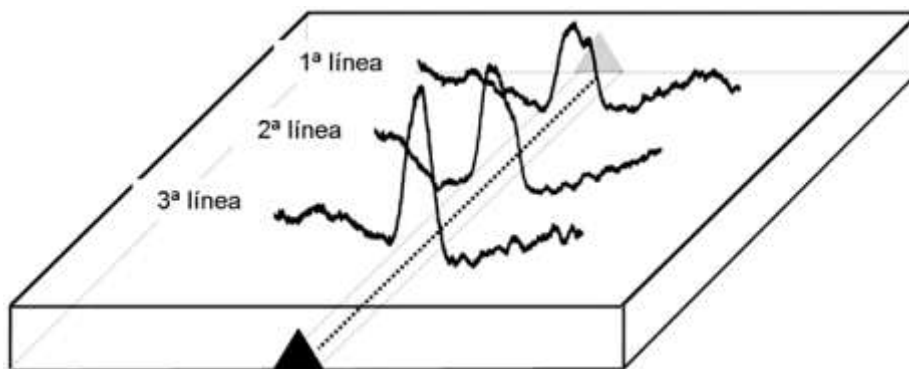


Figura 2.13 . Variación esquemática de medidas de Barkhausen en la parte inferior de la placa acero API X70 (9).

Los resultados de los esfuerzos residuales longitudinales se muestran en las **Figuras 2.14 y 2.15**.

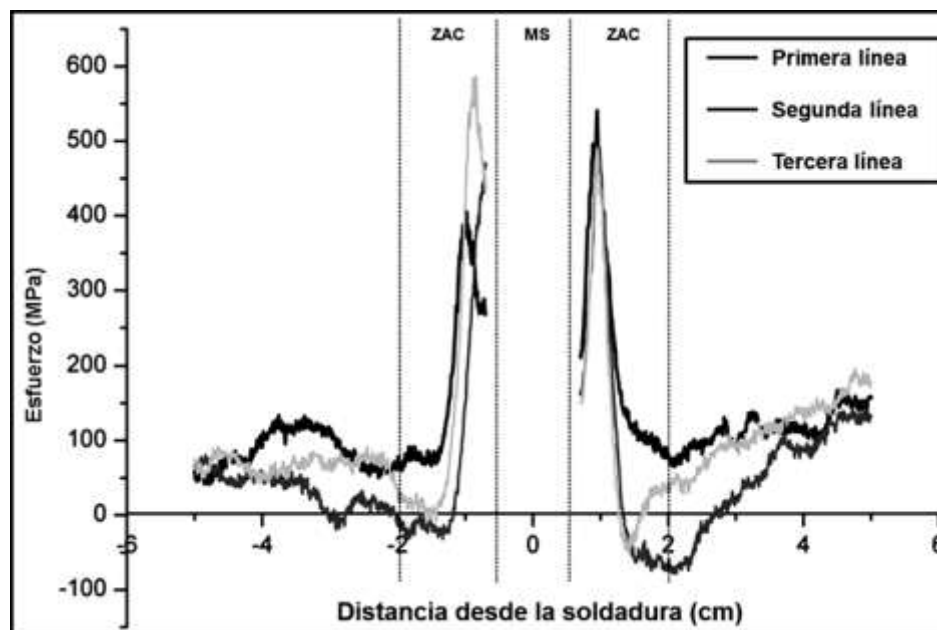


Figura 2.14 . Diagrama de esfuerzos residuales en la parte superficial frontal de la zona afectada por el calor y metal base de acero soldado API X70 (9).

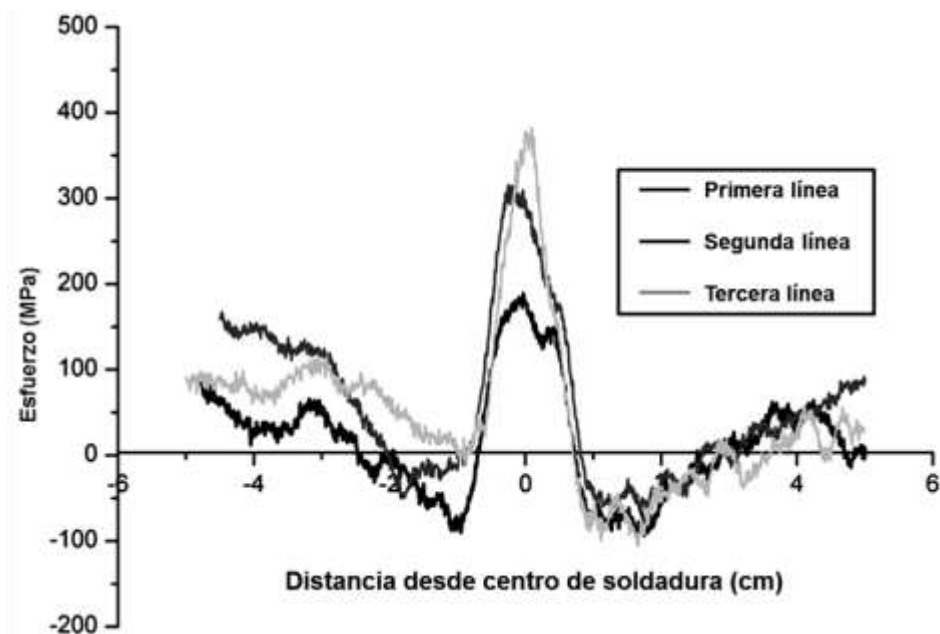


Figura 2.15. Diagrama de esfuerzos residuales longitudinales de la superficie en el anverso de la placa metal base del acero soldado API X70 (9).

En la **Figura 2.16** se muestran los esfuerzos residuales por el procedimiento calibrado, en la zona afectada por el calor (ZAC), en la cual se observó incremento de los esfuerzos residuales en los cuales se tuvieron valores mayores a los esfuerzos de cedencia, en algunos puntos de la placa (9).

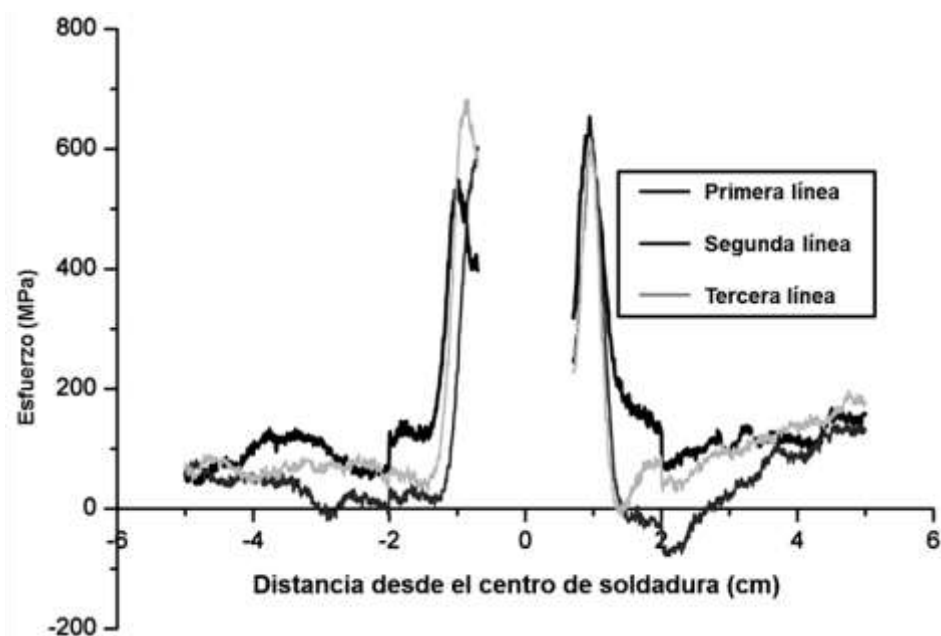


Figura 2.16. Distribución de esfuerzos residuales en la superficie frontal de la zona afectada por el calor y el metal base en acero API X70 (9).

En la **Figura 2.17** se muestran los esfuerzos residuales por el método del barreno aplicado al reverso de superficie de la placa, donde se graficaron dos puntos, el primero en el centro de la soldadura y el segundo a 32 mm del centro de soldadura, en los cuales se calcularon valores de 270 MPa por el método de barreno y 298 MPa por el método de Barkhausen, mientras que en el segundo punto se obtuvieron 60 MPa por el método de barreno, y 21 MPa por el método de ruido de Barkhausen (9).

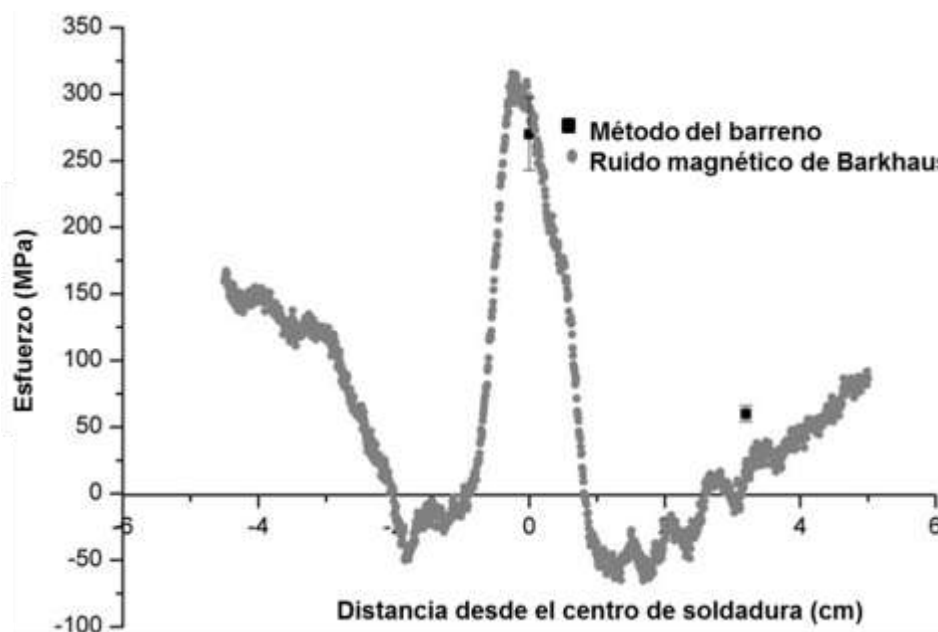


Figura 2.17. Verificación del método magnético de ruido de Barkhausen en el cual se utilizó también el método del barreno (9).

Concluyeron que el método de ruido de Barkhausen resultó ser favorable para la determinación de esfuerzos residuales en placas soldadas de una manera rápida y confiable, que el procedimiento de la calibración es muy importante para obtener resultados seguros y confiables (9).

2.6 Verificación experimental de la corrección por efecto plástico del barreno

Beghini y colaboradores (10) propusieron un procedimiento numérico para corregir el efecto causado por las deformaciones medidas en las rosetas con galgas extensométricas, cuando los desplazamientos son muy superiores respecto a la deformación por cedencia de los metales, en el cual la deformación resultante de la relajación de esfuerzos medida por las galgas extensométricas, se encuentra de algún modo afectada por la plasticidad del borde del barreno, en que el esfuerzo residual medido a partir de la deformación liberada es diferente al esfuerzo residual actual, y a este efecto se le denomina efecto plástico. Elaboraron un procedimiento de corrección en el cual se determina primero la deformación por relajación, en que se asume al material como elástico lineal, y finalmente se modifica dicho esfuerzo por un factor de intensidad de corrección.

El procedimiento para la corrección por efecto plástico es el siguiente:

- Se evalúa el esfuerzo residual asumiendo que el material se comporta elásticamente.
- Se calcula el factor de intensidad de efecto plástico.
- Se vuelven a evaluar las componentes del esfuerzo residual tanto los inicialmente elásticos como la intensidad del efecto plástico.

Las componentes de los esfuerzos residuales elásticos se calculan a partir de las deformaciones relajadas obtenidas de las rosetas, con las siguientes fórmulas:

$$\sigma_{x.el} = -\frac{E(\varepsilon_x + \varepsilon_y)}{2a(1+\nu)} - \frac{E(\varepsilon_x + \varepsilon_y)}{2b} \quad (1)$$

$$\sigma_{y.el} = -\frac{E(\varepsilon_x + \varepsilon_y)}{2a(1+\nu)} - \frac{E(\varepsilon_x + \varepsilon_y)}{2b} \quad (2)$$

Se calcula el factor de intensidad de efecto plástico como sigue de acuerdo a la ecuación de Kirsch:

$$f = \frac{\sigma_{eq} - \sigma_{eq,i}}{\sigma_Y - \sigma_{eq,i}} \quad (3)$$

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 - \sigma_x \sigma_y} \quad (4)$$

$$\sigma_{eq,i} = \sigma_Y \frac{\sqrt{1-\Omega+\Omega^2}}{3-\Omega} \quad (5)$$

donde:

σ_Y Es el esfuerzo de fluencia del metal

El factor de plasticidad es negativo si no existe plasticidad en cualquier punto de la superficie del barreno, y vale entre 0 y 1 si existe algún efecto plástico. El máximo efecto plástico se da cuando el efecto plástico = 1.

El efecto plástico no es considerado como erróneo a menos que el esfuerzo residual equivalente sea mayor al 70 – 90%, que depende de la profundidad del barreno y del radio biaxial del esfuerzo de cedencia del material, como se muestra en la **Figura 2.18** (10).

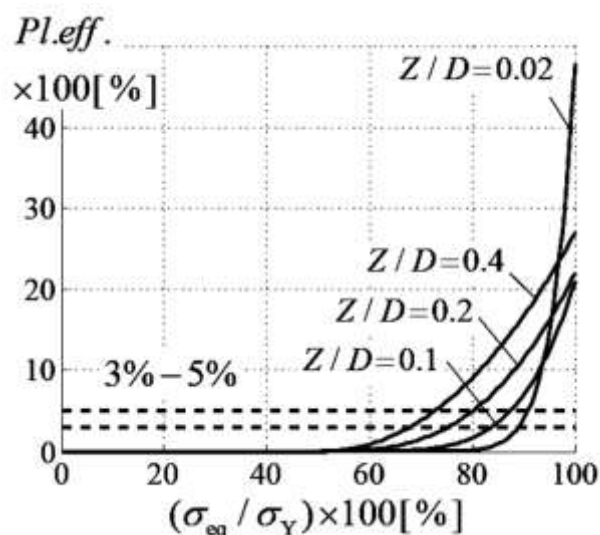


Figura 2.18. Valores para el efecto plástico en función del esfuerzo residual equivalente y el radio de esfuerzo de cedencia del material (10).

Calculadas las componentes de esfuerzo elástico se puede calcular el factor f , como el factor de plasticidad actual que se obtiene como sigue:

$$f_{el} = \frac{\sigma_{eq,el} - \sigma_{eq,i}}{\sigma_Y - \sigma_{eq,i}} \quad (6)$$

$$\sigma_{eq,el} = \sqrt{\sigma_{x,el}^2 + \sigma_{y,el}^2 - \sigma_{x,el}\sigma_{y,el}} \quad (7)$$

El factor de plasticidad actual f se puede obtener a partir del factor de plasticidad elástica, mediante una relación numérica de base de datos, mediante el método del elemento finito, con las ecuaciones siguientes:

$$f_{el} = f + Wf^u \quad (8)$$

$$W = w_1\Omega^3\delta^2 + w_2\Omega^2\delta^2 + w_3\Omega\delta^2 + w_4\delta^2 + w_5\Omega^3\delta + w_6\Omega^2\delta + w_7\Omega\delta + w_8\delta + w_9\Omega^3 + w_{10}\Omega^2 + w_{11}\Omega + w_{12} \quad (9)$$

$$\mu = m_1\Omega^3\delta^2 + m_2\Omega^2\delta^2 + m_3\Omega\delta^2 + m_4\delta^2 + m_5\Omega^3\delta + m_6\Omega^2\delta + m_7\Omega\delta + m_8\delta + m_9\Omega^3 + m_{10}\Omega^2 + m_{11}\Omega + m_{12} \quad (10)$$

La relación numérica se expresó en la gráfica de la **Figura 2.19** (10):

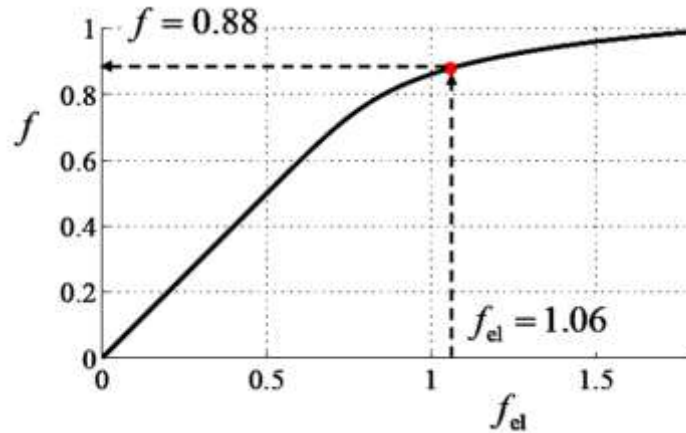


Figura 2.19. Relación entre el factor elástico y el factor plástico actual (10).

Donde los parámetros para calcular W y μ se obtienen de la investigación de Beghini y colaboradores (11).

Por último una vez obtenido el factor de plasticidad f las componentes de los esfuerzos principales σ_x , σ_y se obtienen del valor de esfuerzo residual equivalente σ_{eq} según lo siguiente:

$$\sigma_{eq} = \sigma_{eq,i} + f(\sigma_Y - \sigma_{eq,i}) \quad (11)$$

$$\sigma_x = \frac{\sigma_{eq}}{\sqrt{1-\Omega+\Omega^2}} \quad (12)$$

$$\sigma_y = \Omega\sigma_x \quad (13)$$

donde:

$\sigma_{x,el}$ Esfuerzo residual principal elástico

$\sigma_{y,el}$ Esfuerzo residual principal elástico

E Constante de módulo de Young

ε_x Deformación liberada del esfuerzo residual principal

ε_y Deformación liberada del esfuerzo residual principal

a Coeficiente elástico de calibración

b Coeficiente elástico de calibración

ϑ Constante del módulo de Poisson

σ_{eq} Esfuerzo residual equivalente

$\sigma_{eq,i}$ Esfuerzo residual equivalente al inicio de cedencia

σ_x Esfuerzo residual principal

σ_y Esfuerzo residual principal

σ_Y Esfuerzo de cedencia inicial del material

Ω Radio biaxial del esfuerzo residual σ_y/σ_x

Z Profundidad del barreno

D Diámetro del círculo en la galga

f_{el} Factor de plasticidad elástico de los esfuerzos residuales elásticos

$\sigma_{eq,el}$ Esfuerzo residual equivalente considerando al material como elástico

δ Relación del diámetro de la galga al diámetro del barreno D_o / D

w Coeficiente aproximado para encontrar W

m Coeficiente aproximado a encontrar para encontrar μ

W, μ Parámetros aproximados para encontrar $f - f_{el}$

2.7 Investigación del desarrollo de los esfuerzos residuales en tubería soldada helicoidalmente

Nasim y colaboradores (12) midieron los esfuerzos residuales en tubería de acero API 5L X70 soldado helicoidalmente, dicho trabajo se dividió en dos partes, en la primera parte de su trabajo midieron experimentalmente los esfuerzos residuales por el método del barreno, en los cuales aplicaron procedimientos matemáticos de series potenciales y métodos integrales, en la segunda parte modelaron por elemento finito al tubo soldado helicoidalmente, utilizaron secuencias de cálculos térmicos y de análisis estructural para obtener los esfuerzos residuales, validaron el análisis por elemento finito con la prueba experimental del corte de anillo ver **Figura 2.20** (12). Finalmente se compararon los resultados numéricos del modelo de elemento finito para el anillo y se compararon con las fórmulas para esfuerzos residuales circunferenciales por flexión, en los cuales se encontraron coincidencias aceptables.

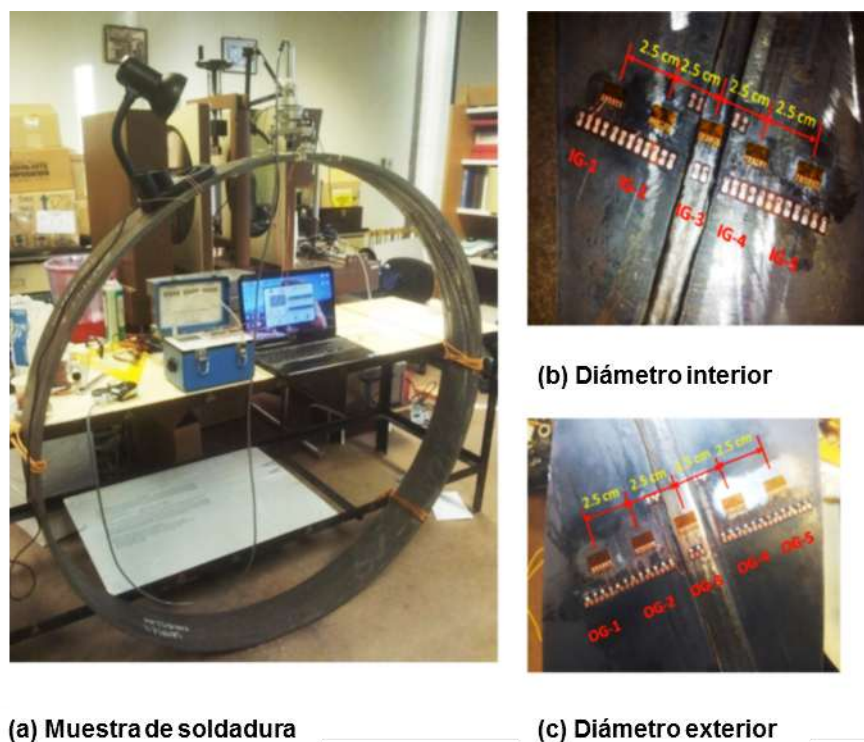


Figura 2.20. Fotografías del método de corte anillo (a), distribución de cinco galgas en el interior del diámetro (b), y distribución de cinco galgas en el diámetro exterior (c) (12).

El modelo matemático consistió en utilizar la ecuación de difusión de calor, para lo cual se incorporó la ley de conservación de energía y la Ley de Fourier en la siguiente ecuación:

$$C_p \rho \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla * (k \nabla T) + Q \quad (14)$$

Donde :

C_p Es el calor específico que depende del material.

ρ Es la densidad del material.

$T(x, y, z, t)$ es la temperatura del material en cualquier punto (x, y, z) en un tiempo t .

$Q(x, y, z, t)$ Es el flujo de calor por unidad de tiempo t , en cualquier punto (x, y, z) .

k = Es la conductividad térmica del material.

$$\nabla = \frac{\partial}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial y} + \frac{\partial}{\partial z} \quad (15)$$

De la última ecuación se resuelven las ecuaciones de distribución de temperatura en la región completa como sigue:

$$q_c = h(T - T_\infty) \quad (16)$$

$$q_r = \xi \times \Sigma (T^4 - T_\infty^4) \quad (17)$$

Donde:

h es el coeficiente de calor por convección

T_∞ es la temperatura ambiente en considerada

ξ es el coeficiente de emisividad de la superficie del cuerpo

Σ es la constante de Stefan Boltzman = $5.67 \times 10^{-8} \text{ W/m}^2\text{K}$

La temperatura ambiente en el modelo se considera en una condición inicial con un tiempo $t = 0$.

$$T_\infty = T(x, y, z, 0) \quad (18)$$

El modelo estructural se basó en el principio del trabajo virtual, en el cual el cambio virtual de la energía de deformación interna debe ser compensada, por un cambio idéntico al trabajo externo de las cargas aplicadas resultadas a partir de los cambios en el historial de las temperaturas aplicadas.

Considerando la energía de deformación debida a los esfuerzos térmicos resultantes del movimiento de contracción del cuerpo, durante el cambio en la temperatura, el principio del trabajo virtual puede escribirse como sigue:

$$\begin{aligned} \{\delta u\}' \int [B'] [D] [B] \{u\} dV - \{\delta u\}' \int [B'] [D] \{\varepsilon^{th}\} dV \\ = \{\delta u\}' \int [N'] \{P\} dA + \{\delta u\}' \{f\} \end{aligned} \quad (19)$$

Donde $\{\delta u\}'$ es el vector común en todos los términos y representa el desplazamiento virtual, y la condición que se requiere para que se satisfagan las ecuaciones anteriores se reduce a lo siguiente:

$$[K] \{u\} = \{F^{th}\} + \{F^{pr}\} + \{F^n\} \quad (20)$$

Donde:

$[K] = \int V [B'] [D] [B] dV$ es la matriz de rigidez del elemento.

$\{F^{th}\} = \int V [B'] [D] [\varepsilon^{th}] dV$ es el vector de carga térmica del elemento.

$[\varepsilon^{th}] = \{\alpha\} \Delta T$ es el vector de deformación térmica.

$\{\alpha\}$ es el vector del coeficiente de expansión térmica.

$\{F^{pr}\} = \int [N'] [P] dA$ es el vector de presión del elemento.

$\{f\}$ es el vector de fuerza nodal que resulta de esfuerzos térmicos con el cambio en la temperatura.

$[B]$ es la matriz de deformación debida al desplazamiento.

$[D]$ es la matriz constitutiva o matriz de propiedades del material.

En el modelo de fuente de calor se plantearon las siguientes ecuaciones:

Se basó en el modelo de la fuente de calor de Goldak.

El flujo de calor en el cuerpo del doble elipsoide se planteó como sigue:

$$q(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}f_k Q}{a_k b c \pi \sqrt{\pi}} e^{\left(-3\frac{x^2}{a_k^2}\right)} e^{\left(-3\frac{y^2}{b^2}\right)} e^{\left(-3\frac{z^2}{c^2}\right)} \quad (21)$$

$$(k = f, r) \quad (22)$$

Donde:

Q es el calor de entrada.

$a, b, y c$ son los parámetros de la fuente de calor de Goldak de la geometría de la soldadura.

k representa la región del cuadrante (f : *frontal*, r : *arrastre*).

f representa la fracción del calor de deposición de la región de arrastre y frontal, y se puede especificar como sigue:

$$f_f + f_r = 2 \quad (23)$$

La ubicación de cualquier punto de la fuente de calor queda descrita respecto a las coordenadas locales, con las fórmulas que se desarrollaron entre el movimiento local $x'y'z'$ con $\bar{e}_t, \bar{e}_n, \bar{e}_b$, como vectores unitarios ortogonales, y con referencia al sistema de coordenadas globales x, y, z , en el centro del tubo, con los vectores ortogonales $\hat{i}, \hat{j}, \hat{k}$, como se muestra en la **Figura 2.21**.

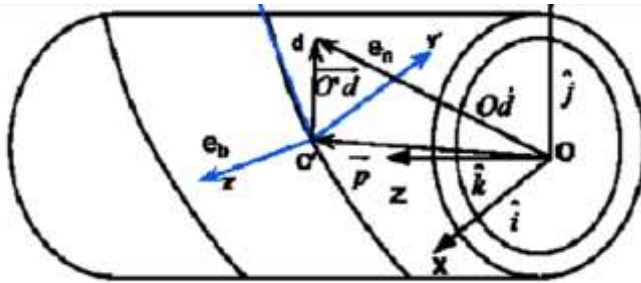


Figura 2.21. Dimensiones globales de soldadura helicoidal en el tubo (12).

$$\begin{Bmatrix} e_t \\ e_n \\ e_b \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} -\cos\alpha \sin\theta & \cos\alpha \sin\theta & \sin\alpha \\ -\cos & -\sin\theta & 0 \\ \sin\alpha \sin\theta & -\sin\alpha \cos\theta & \cos\alpha \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \hat{i} \\ \hat{j} \\ \hat{k} \end{Bmatrix} \quad (24)$$

Donde:

α es el ángulo helicoidal del tubo.

θ es el ángulo de posición de la antorcha utilizada para soldar.

La distribución de calor en el cuerpo se aplica como una carga de esfuerzos térmicos en cualquier punto d , sobre la espiral del tubo mediante el cálculo de las distancias de Goldak, tal que el vector de posición d de la punta del alambre

electrodo, respecto a los ejes globales se obtiene al proyectar el sistema de coordenadas locales, para cualquier instante de tiempo y se calculan las distancias de Goldak como sigue:

$$\vec{O'd} = \vec{Od} - \vec{P} \quad (25)$$

$$x' = \vec{e}_t * \vec{O'd} \quad (26)$$

$$y' = \vec{e}_n * \vec{O'd} \quad (27)$$

$$z' = \vec{e}_b * \vec{O'd} \quad (28)$$

Modelo del elemento finito.

Se modeló se realizó mediante el código ANSYS, con un anillo representativo del tubo, para las dimensiones de diámetro externo de 711 mm, un ancho equivalente a la décima parte de la distancia entre soldaduras, y con espesor de pared de 16 mm, y las propiedades tanto del metal base como del electrodo se muestran en la **Tabla 2.10**:

Tabla 2.10. Temperatura, y propiedades del acero X70 para la simulación por el elemento finito (12).

Temperatura °C	Conductividad térmica W/mk	Calor específico J/kgK	Esfuerzo de cedencia MPa	Módulo de Young GPa	Relación de Poisson	Coefficiente de expansión térmica 10^{-6} K^{-1}	Densidad Kg/m ³
18	45.91	461.5	481	206.8	0.28	14.07	7853
200	44.95	–	436	–	–	–	–
400	39.87	615.3	–	175.9	0.295	14.07	7727
600	33.61	769.2	220	154.5	0.309	21.45	–
700	–	–	110	–	–	–	7610
800	26.04	1823	–	114.5	0.319	–	7642
1000	27.13	680	–	44.6	0.329	–	–
1200	–	–	–	2.29	0.332	–	7429
1445	32.16	4807.6	1.22	0.1	0.335	21.45	7165

Las condiciones de frontera se aplicaron para la convergencia numérica, y restringir el movimiento del cuerpo rígido en el modelo. Las pruebas de

convergencia se desarrollaron para que el análisis estructural y térmico generara valores de esfuerzos exactos y gradiente de temperatura. Se utilizó la combinación de elementos rectangulares y tetraédricos, con ocho y cuatro nudos respectivamente como se muestra en la **Figura 2.22**, (12). El análisis térmico se ejecutó con SOLID 70, y para el análisis estructural en 3D se ejecutó el SOLID 185.

La simulación del metal de aporte consistió en desactivar los elementos pertenecientes a la soldadura fundida, para asignarles muy baja conductividad térmica, y los elementos de la costura de soldadura se activaron conforme se tenía avance en la soldadura.

El análisis estructural consistió en eliminar los elementos hasta aplicársele la fuente de calor, lo anterior con la finalidad de evitar inestabilidades numéricas en el modelo. Además se modificó el coeficiente de expansión térmica, y para describir la temperatura se desactivaron los elementos de aporte y las propiedades del material.

Se aplicó el método de Newton - Rapson con la tabla de propiedades para mejorar la convergencia y regenerar la matriz de rigidez.

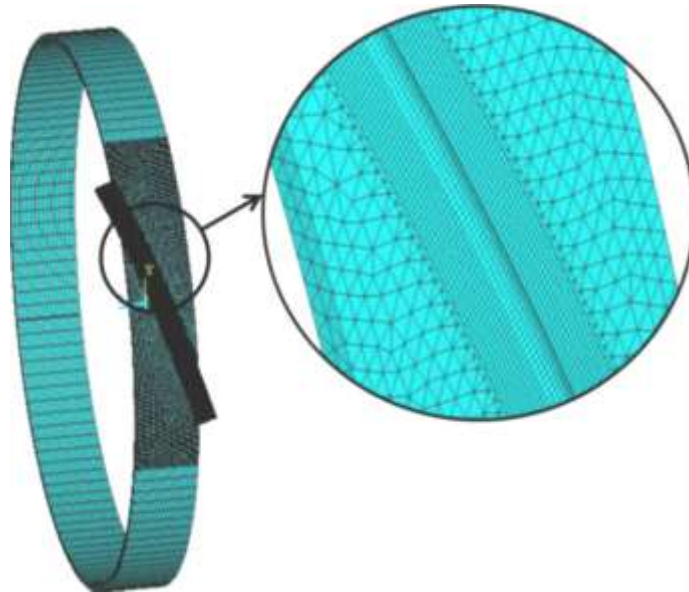


Figura 2.22. Malla con elementos tetraédricos aplicada por el método del elemento finito en el modelo de la prueba del corte de anillo (12).

El ángulo de formación del tubo se calculó como sigue:

$$\alpha = \tan^{-1} \left(\frac{P}{\pi D} \right) \quad (29)$$

Donde:

P es el ancho de lámina entre vueltas sucesivas del giro helicoidal en el formado del tubo.

D es el diámetro del tubo.

Es el calor de entrada que se calcula con la siguiente ecuación:

$$Q = \eta VI \quad (30)$$

Donde:

η es la eficiencia del proceso = 85%

V es el voltaje

I es la corriente

Se modeló la pérdida de calor en la superficie debida a la radiación y convección. Se aplicaron los esfuerzos térmicos que resultaron de la fuente de calor, y también la densidad de calor volumétrica, mediante el modelo del doble elipsoide de Goldak.

Los parámetros característicos de Goldak para el perfil de la soldadura se muestran en la **Tabla 2.11**.

Tabla 2.11. Parámetros de la fuente de calor de Goldak (12)

Ancho b de fuente de calor (mm)	11
Profundidad c de fuente de calor (mm)	12
Distancia frontal de fuente de calor a_f (mm)	16
Distancia de recorrido de fuente de calor a_r (mm)	24
Fracción de calor de elipsoide frontal f_f (mm)	0.4
Fracción de recorrido de elipsoide de recorrido (mm)	1.6
Velocidad (mm/s)	19.17

La entalpía del material se calculó con la siguiente relación:

$$H = \int \rho C(T) dt \quad (31)$$

Donde:

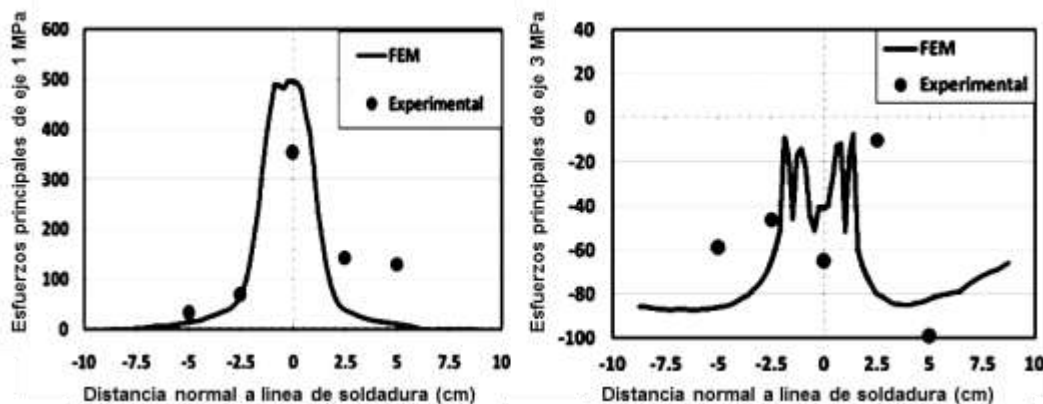
H es la entalpía.

ρ es la densidad.

$C(T)$ es el calor específico en función de la temperatura.

Los autores encontraron que en los esfuerzos principales disminuyen en ambos lados de la soldadura conforme se incrementa la distancia horizontal, a partir del eje de la soldadura, los esfuerzos residuales de tensión cerca de la zona de fusión tenían valores aproximados al valor del esfuerzo de cedencia del material (481 MPa), tanto en el diámetro interno, como en el diámetro externo del tubo analizado de acero API 5L X70, como se muestra en las **Figuras 2.23(a) y 2.24(a)**.

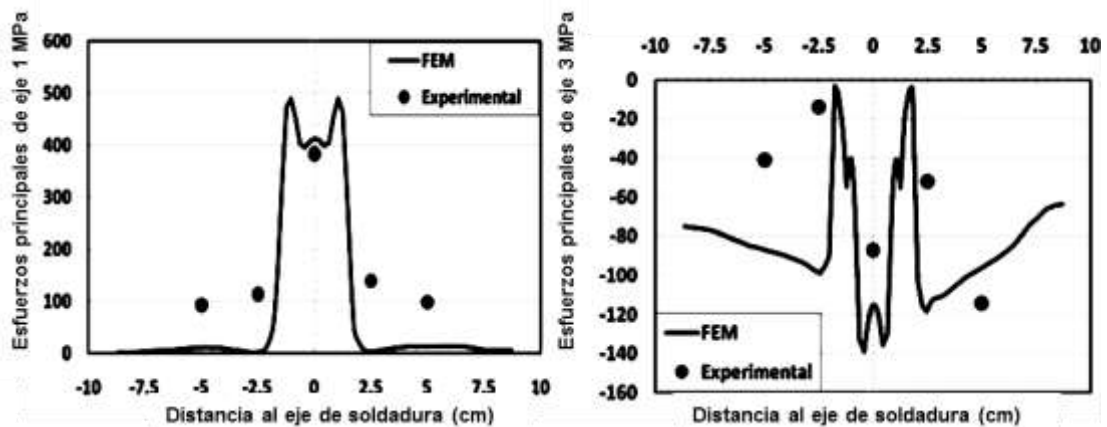
Encontraron que los esfuerzos residuales de compresión en el eje principal 3, presentaron valores de - 40MPa **Figura 2.23(b)**, en el diámetro interior, y - 120 MPa en el diámetro externo del tubo **Figura 2.24(b)**. Los esfuerzos de tensión en el eje 1, se muestran en las **Figuras 2.23(a) y 2.24(a)** respectivamente.



(a) Esfuerzos residuales eje 1.

(b) Esfuerzos residuales eje 3.

Figura 2.23. Distribución de esfuerzos residuales máximos y mínimos en el diámetro interior del tubo, para el eje principal 1, y eje 3, (a) y (b) respectivamente (12).



(a) Esfuerzos residuales eje 1.

(b) Esfuerzos residuales eje 3.

Figura 2.24. Distribución de esfuerzos residuales máximos y mínimos en el diámetro exterior del tubo, para el eje principal 1 y 3, (a) y (b) respectivamente (12).

El esfuerzo máximo circunferencial se observó en la línea de la soldadura con un valor de 470 MPa en el diámetro externo **Figura 2.25(a)** y 420 MPa en el diámetro interno **Figura 2.25 (b)**.

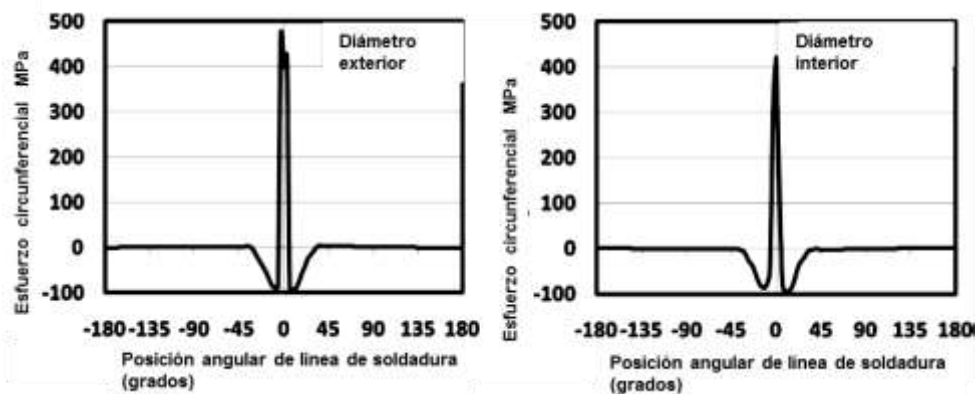


Figura 2.25. Esfuerzo residual circunferencia en la soldadura del diámetro externo y el diámetro interno (a) y (b) respectivamente (12).

2.8 Minimización de esfuerzos residuales en la zona afectada por el calor por medio de superficies de respuesta

Olabi y colaboradores (13) realizaron trabajos de experimentación para minimizar esfuerzos residuales en la zona afectada por el calor, en placas de acero AISI 304 según el estándar del Instituto Americano del Hierro y el Acero (AISI por sus siglas en inglés), mediante diferentes técnicas de diseño de experimentos, entre las cuales se aplicó la técnica de superficie de respuesta. El experimento consistió en analizar dos placas con medidas de 180 X 120 X 3 mm, soldadas a tope, para lo cual utilizaron rayo láser con una potencia de 1.5 kW y gas de dióxido de carbono CO₂. Se utilizó argón como gas aislante con un flujo de 5 l/min, y fueron fijadas las placas al momento de ser soldadas para evitar distorsiones causadas por la carga térmica que pudiera afectar los resultados investigados. Las variables y niveles de diseño para la soldadura se muestran en la Tabla 2.12.

Tabla 2.12. Variables y niveles de diseño experimentales (13).

Variable	Notación	Unidad	Niveles estandarizados				
			-1.682	-1	0	-1	-1.682
Potencia	P	kW	1.03	1.1		1.2	1.37
Velocidad	S	mm/min	265	350	475	600	68.52
Foco	F	mm	-1	-0.8	-0.5	-0.2	0

Para la medición de esfuerzos residuales se utilizaron galgas extensométricas del tipo CEA-06-062UM-120, con las cuales realizaron mediciones de los esfuerzos residuales en la zona afectada por el calor, dicha galga tiene un diseño que permite medir deformaciones a 45° entre la deformación ε_1 y el eje de la soldadura. En la **Figura 2.26** se muestra el barreno con in diámetro de 1.6 mm una profundidad de 2.052 mm, y los coeficientes de calibración \bar{a} y \bar{b} para los valores correspondientes profundidad fueron 0.128 y

0.363 respectivamente. A partir de 20 microdeformaciones se calcularon los respectivos esfuerzos principales de acuerdo a la **Tabla 2.13**.



Figura 2.26. Galga extensométrica con barreno utilizada para realizar mediciones de deformaciones a 45°, en la zona afectada por el calor (13).

Tabla 2.13. Valores de esfuerzos residuales máximos en MPa obtenidos de mediciones a partir de deformaciones en placa por el método del barreno, para un total de 20 barrenos (13).

No.	$\sigma_{\text{máx}}$	No.	$\sigma_{\text{máx}}$	No.	$\sigma_{\text{máx}}$	No.	$\sigma_{\text{máx}}$
1	95	6	101	11	104	16	85
2	98	7	80	12	78	17	88
3	78	8	90	13	91	18	85
4	87	9	89	14	95	19	86
5	98	10	95	15	85	20	87

La **Figura 2.27** muestra que se tenía una distribución normal de los valores de los esfuerzos residuales, y que el valor de la probabilidad $P > 0.05$ es mayor al nivel de significancia, por lo cual se consideró al modelo como adecuado en el intervalo de confianza de $(1 - \alpha)$ en que $\alpha = 0.05$, **Figura 2.27** (14).

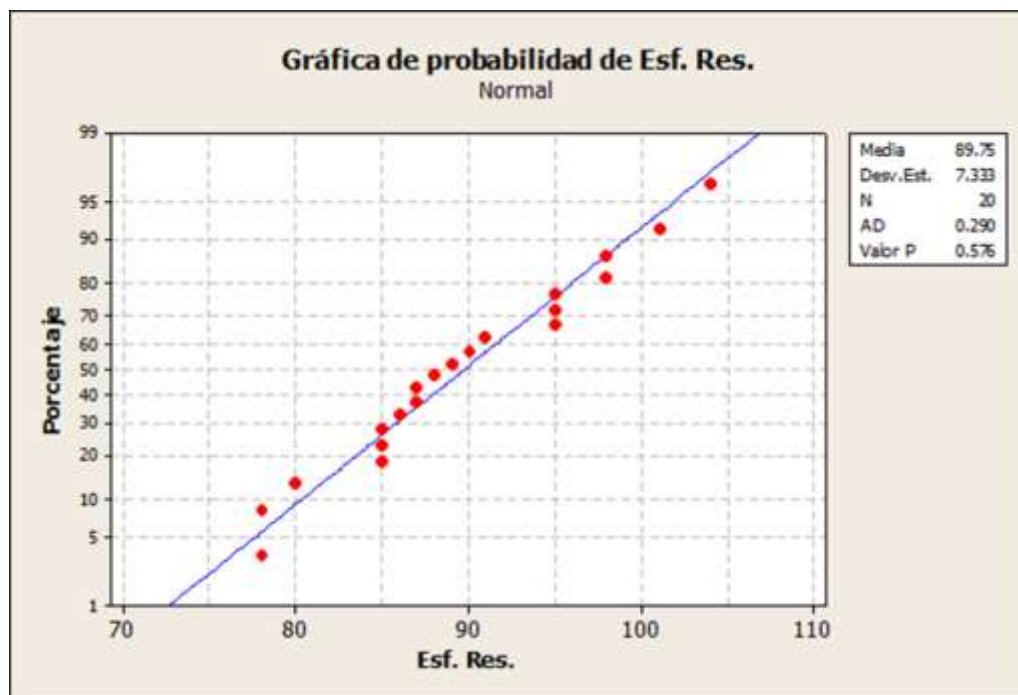


Figura 2.27. Gráfica de prueba de normalidad en los valores de esfuerzos residuales para el diseño de experimentos de Olabi y colaboradores, la media del esfuerzo residual es 89.75, y se analizó por MINITAB (14).

Se encontró mediante el software Minitab (14), que las variables mediante un análisis de regresión por el método de superficies de respuestas, los valores de la potencia (P), velocidad de soldadura (S), y posición del foco (F), correspondieron a los valores 1.03, 68.5, y -1 respectivamente como se muestra en la **Figura 2.28**, (14).

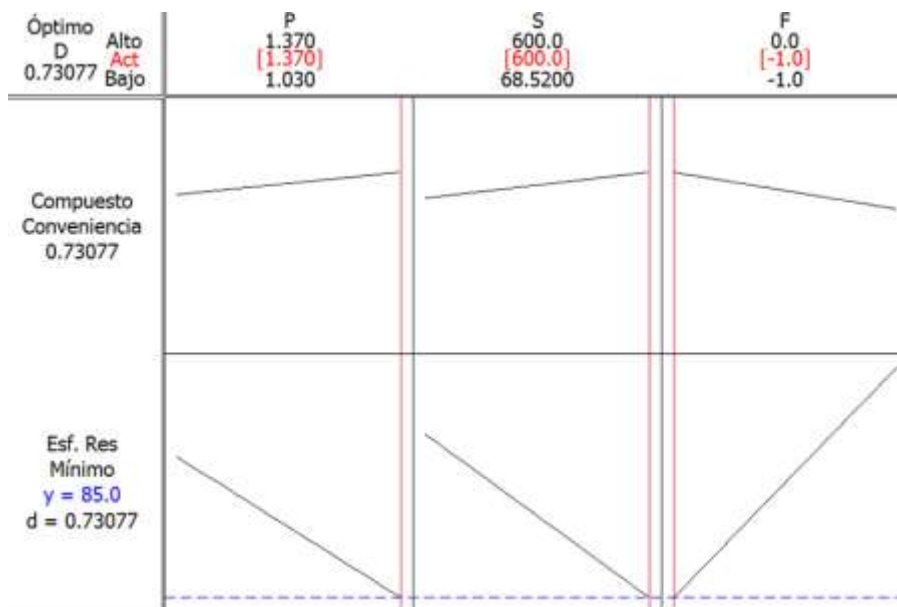


Figura 2.28. Valores mínimos optimizados para el diseño de experimentos de soldadura por rayo láser con los parámetros de potencia (P) en kW, velocidad de soldadura (S) en mm/min y distancia del foco (F) en mm, valores aproximados a los encontrados por Olabi y colaboradores (24), realizado con el software MINITAB (14).

La ecuación de regresión lineal para calcular el esfuerzo residual de acuerdo al diseño de experimentos aplicado resultó como sigue:

$$\text{Esfuerzo residual} = 103 - 7.51(P) - 0.00602(S) + 3.73(F) \quad (32)$$

CAPÍTULO 3 . MARCO TEÓRICO

3.1 Aceros API

La fabricación de los aceros para tubería de transporte de petróleo se lleva a cabo conforme el estándar API 5L, en el cual se debe cumplir con la aplicación de pruebas de alta resistencia mecánica, buena tenacidad a la fractura a bajas temperaturas, así como buena soldabilidad, que se logra mediante aceros de alta resistencia con baja aleación (HSLA por sus siglas en inglés), los cuales se obtienen mediante procesos termo mecánicos controlados, y como resultado final una microestructura de fases seleccionadas con refinamiento en el tamaño de grano (15), contienen bajo contenido de sulfuros y cantidades reducidas de fases secundarias como óxidos e inclusiones (16).

3.2 Proceso de soldadura SAW

La soldadura por arco sumergido es un proceso de coalescencia entre metales mediante el calentamiento de uno o varios arcos que se forman entre uno o varios electrodos con el metal base, los cuales van cubiertos por una capa de polvo fundente granulado que se funde sobre el metal base, y todo el metal de aporte se obtiene de los electrodos. El proceso de soldadura en tubería con doble arco sumergido consiste en dos costuras que se producen automáticamente, las cuales van separadas 180° entre sí, la primera costura se realiza en el interior del tubo, mientras la segunda se aplica en diámetro exterior (17).

En la Figura 3.1 se representa el esquema del proceso de arco sumergido.

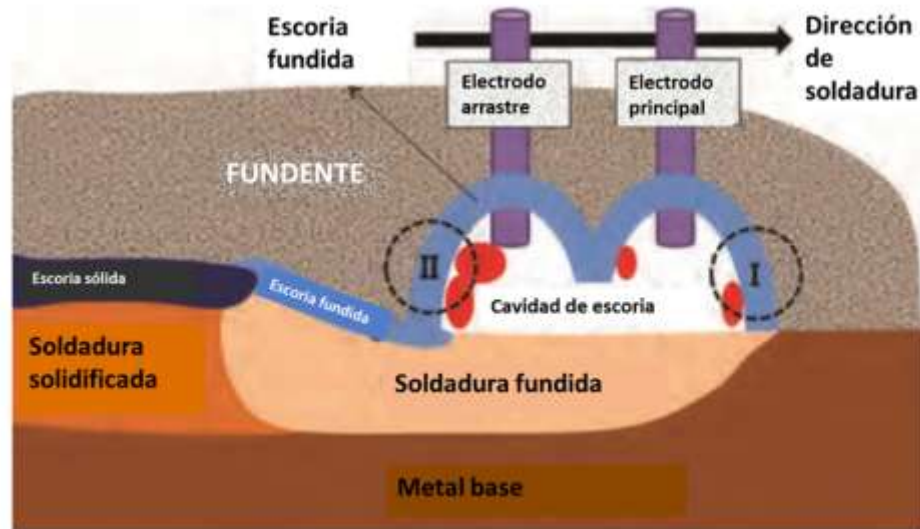


Figura 3.1. Esquema de soldadura por arco sumergido (18).

La tubería con costura helicoidal o en espiral de arco sumergido, se produce mediante un proceso automático de arco sumergido, que presenta al menos un paso de soldadura en el interior del diámetro y otro paso en el exterior de diámetro de la tubería, como se muestra en la **Figura 3.2**.

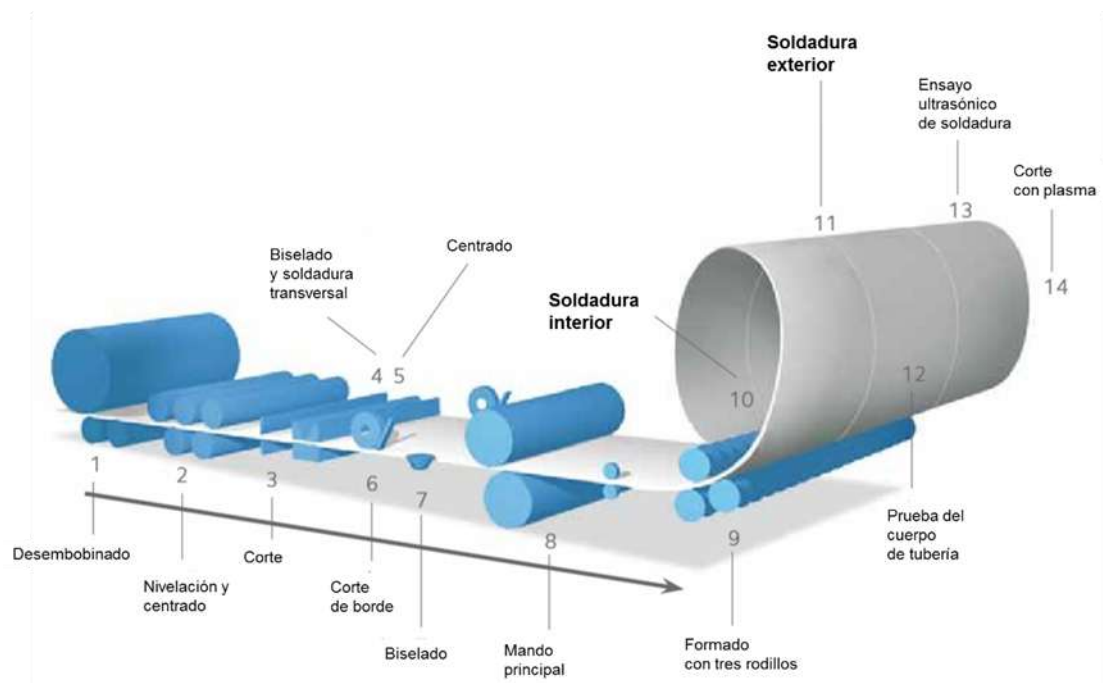


Figura 3.2. Esquema de soldaduras interior y exterior en producción de tubería (19)

3.3 Método de contorno para medición de esfuerzos residuales

Es un método que se ha vuelto como uno de los más recientes y que se basa en relevado elástico de esfuerzos que resultan al remover un material en dos dimensiones. Consiste en tres pasos el primero considera la presencia de esfuerzos arbitrarios de compresión y de tensión en una línea previa de corte en la muestra, en el segundo paso al realizar el corte la muestra se divide en dos partes simétricas, en las cuales las condiciones de frontera consisten en componentes de esfuerzos normales y de corte a lo largo del eje x, de los cuales resulta una configuración en deformaciones, y en el paso tres se superpone el cálculo de vectores de esfuerzo que se oponen a la configuración deformada del espécimen, finalmente los cálculos se realizan mediante técnicas por el método del elemento finito (20)

3.4 Método de difracción de rayos X

El método de difracción de rayos X se basa en el hecho de que el efecto resultante de los esfuerzos residuales produce deformaciones en la estructura cristalina, las cuales pueden medirse aprovechando las distancias entre los planos atómicos del material cristalino, que pueden utilizarse en la ley de Bragg, con lo cual se calcula el esfuerzo total en un metal al conocerse las deformaciones elásticas con el conocimiento de la longitud de onda, y las variaciones de incidencia del ángulo de incidencia. Si el esfuerzo es menor al esfuerzo de cedencia del material entonces pueden generarse deformaciones interatómicas, y se asume que los esfuerzos se encuentran en el comportamiento elástico. El fenómeno de difracción se representa con gráficos y picos de difracción para determinada intensidad, o que pueden estar libres de

interferencia con respecto a la vecindad de otros picos y pueden producirse en regiones con alta reflexión. El método se limita a determinar esfuerzos residuales solo superficialmente en pequeñas áreas de aproximadamente 3μ de diámetro (21).

3.5 Método de difracción de neutrones

Es un método que es similar al de rayos X que permite hacer mediciones en deformaciones residuales en espesores de 20 a 30 mm, en el cual se determina la distancia interplanar que se obtiene mediante la ecuación de la Ley de Bragg, por lo tanto, mediante una interferencia constructiva al incrementarse el espacio interplanar existe un decremento en el ángulo de incidencia. Se determina el ángulo entre la incidencia y los rayos dispersos para el cálculo de la deformación elástica y de los esfuerzos residuales siguiendo la Ley de Hooke (22).

3.6 Método de ultrasonido

Es un método de técnica no destructiva que se utiliza para estudiar cualquier material, y se utiliza en la medición de esfuerzos residuales, está basado en la velocidad con la cual se propaga la onda elástica en el material y depende del esfuerzo mecánico. Tiene la ventaja de poder utilizarse en muestras y directamente en los elementos estructurales de estudio. Las características y la intensidad de la velocidad de onda longitudinal y de la onda de corte dependen de las propiedades del material, que se emiten por un transductor y se reciben por un transductor receptor, se pueden determinar los esfuerzos residuales en la profundidad del material y dependen de la longitud de onda, la cual llega a ser de algunos milímetros, mucho mayor al método de difracción de rayos X,

otras ventajas que se tienen es que los instrumentos de equipo son de rápida instalación, portátiles y económicos, además que no existe riesgo por radiación. El método resulta ser adecuado para utilizarse en la inspección de estructuras con grandes componentes. El equipo para la técnica de ultrasonido debe ser tal que al medir los esfuerzos residuales se tenga alta resolución, confiable, y computarizado. Es posible obtener un fenómeno optoacústico el cual se emplea para producir una banda amplia, por lo cual la intensidad de pulso es tal que se produce un pulso ultrasónico de nanosegundos con un perfil temporal sin periodo, amplio espectro de frecuencia, y presiones con amplitudes mayores a cientos de MPa (4).

3.7 Método de ruido de Barkhausen

Es una técnica de prueba no destructiva con la cual se mide el esfuerzo residual superficial en materiales ferromagnéticos, los cuales se componen de regiones micromagnéticas separadas por paredes de dominio que se presentan en aceros ferromagnéticos y sus soldaduras. Cuando es sometida una muestra de material a la prueba de un campo magnético, se aplican fuerzas de magnetización con valores más altos, las cuales sobrepasan las fuerzas de restricción en las paredes de dominio, entonces aparecen pulsos o saltos bruscos histeréticos de voltaje producidos por los movimientos de dominio, con lo cual se genera la señal de ruido magnético de Barkhausen. Los pulsos se determinan mediante una bobina de inducción, que se coloca en las superficies de las muestras. El ruido de Barkhausen consiste en el cambio del gradiente de magnetización causado por el cambio de orientación de los dipolos en el dominio magnético, o por un salto brusco en las paredes de dominio. El área de influencia de los esfuerzos residuales en las paredes de dominio varía de 180° a 90° , el esfuerzo residual de tracción incrementa en las paredes de dominio de 180° , con el consecuente incremento del ruido de Barkhausen y resulta ser opuesto para al caso del esfuerzo residual de compresión (23).

3.8 El método del barreno

Es un método simple y rápido además es uno de los más popularmente utilizados, se le considera como un método semidestructivo, con el cual se pueden medir los esfuerzos residuales a través del espesor en magnitud dirección y sentido, es confiable y práctico, consiste en realizar un barreno de 1.8 mm de diámetro a una profundidad mayor a 2 mm que se localice en el lugar deseado, donde se liberan los esfuerzos y se miden las deformaciones mediante calibradores de deformación en un patrón de distribución conformado de roseta como en la **Figura 3.3**, con la finalidad de calcular los esfuerzos residuales utilizando constantes de calibración, que correspondan a cada tipo de roseta, y para cada tipo de esfuerzo que se contemple calcular (4). En la **Figura 3.3** se muestra una roseta y la imagen del barreno con esfuerzos máximos y mínimos (24).

Los esfuerzos principales promedio y la orientación (σ_{\max} , σ_{\min} , β), se calculan por la teoría elástica mediante las siguientes fórmulas (21) :

$$\sigma_{\max, \min} = \frac{\varepsilon_1 + \varepsilon_2}{4A} \mp \frac{1}{4B} \sqrt{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + [2\varepsilon_3 - (\varepsilon_1 + \varepsilon_2)]^2} \quad (33)$$

$$\tan(2\beta) = \frac{2\varepsilon_3 - (\varepsilon_1 + \varepsilon_2)}{\varepsilon_2 - \varepsilon_1} \quad (34)$$

$$A = -\frac{1+\nu}{2E} * \frac{1}{r^2} \quad (35)$$

$$B = -\frac{1+\nu}{2E} \left(\frac{4}{1+\nu} * \frac{1}{r^2} - \frac{3}{r^4} \right) \quad (36)$$

$$r = \frac{D_0}{D} \quad (37)$$

Donde ε_1 , ε_2 y ε_3 son las deformaciones que se obtienen de acuerdo a las rosetas distribuidas en el espécimen, D_0 y D son el diámetro del barreno y el diámetro en el cual se localizan los calibradores de deformación respectivamente, A y B son los coeficientes de relevado, ν es el coeficiente de Poisson, β es el ángulo formado entre la orientación del eje del esfuerzo principal σ_{\max} y el eje del calibrador de deformación 1, como se muestra en la **Figura 3.3**.

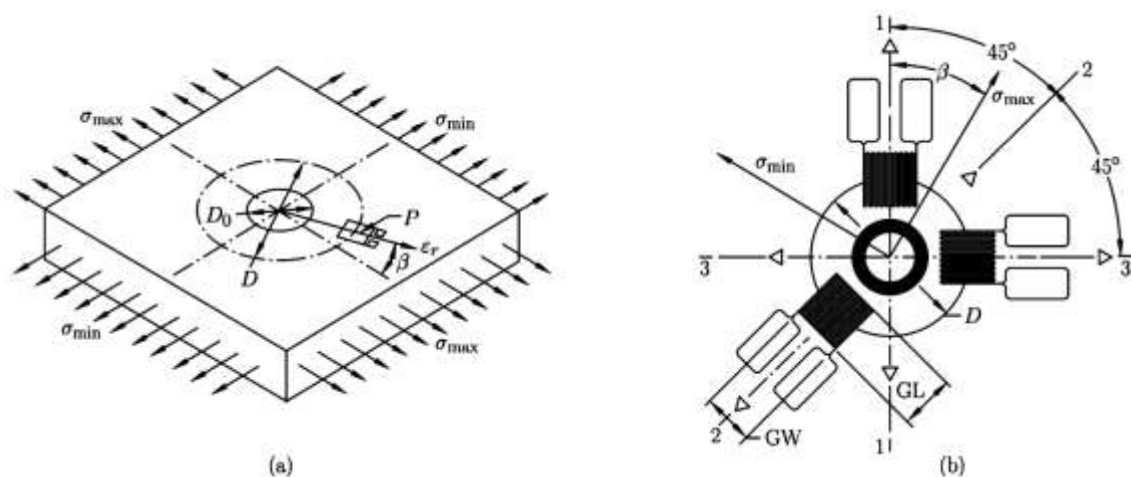


Figura 3.3. Diagrama esquemático en que se muestra (a) simbología, (b) el patrón de distribución de roseta por el método del barreno (24).

Con la finalidad de evitar cedencia local por concentración de esfuerzos en el barreno, el esfuerzo residual medido no debe exceder de 60 al 70% de los respectivos esfuerzos locales de cedencia, mientras que la profundidad del barreno no debe exceder de $0.5 D_0$, donde D_0 es el diámetro del barreno. Varios investigadores han utilizado este método en materiales como el aluminio soldado por el proceso de fricción agitación, así como en los casos de tratamientos térmicos previos y posteriores aplicados en aceros estructurales

para vigas I soldadas de sección en cajón, para acero AISI 410, y que se han implementado en motores de la industria aeronáutica; otros investigadores han utilizado este método para medir los esfuerzos residuales en soldaduras con metales disímiles entre acero ferrítico AISI 316 de acero inoxidable y un acero industria de alimentos, industria farmacéutica, y en otras aplicaciones. Trabajos recientes se han concentrado en técnicas ópticas para medir las deformaciones alrededor del barreno, los cuales se han extendido al alcance de las mediciones de esfuerzos residuales por medio de barrenación, y que pueden proveer información detallada de los esfuerzos residuales como el gráfico de vectores alrededor del barreno que se muestra en la **Figura 3.4 (c)**, así mismo en la **Figura 3.4** se muestra el equipo utilizado y la imagen digital del relevado de esfuerzos (24).

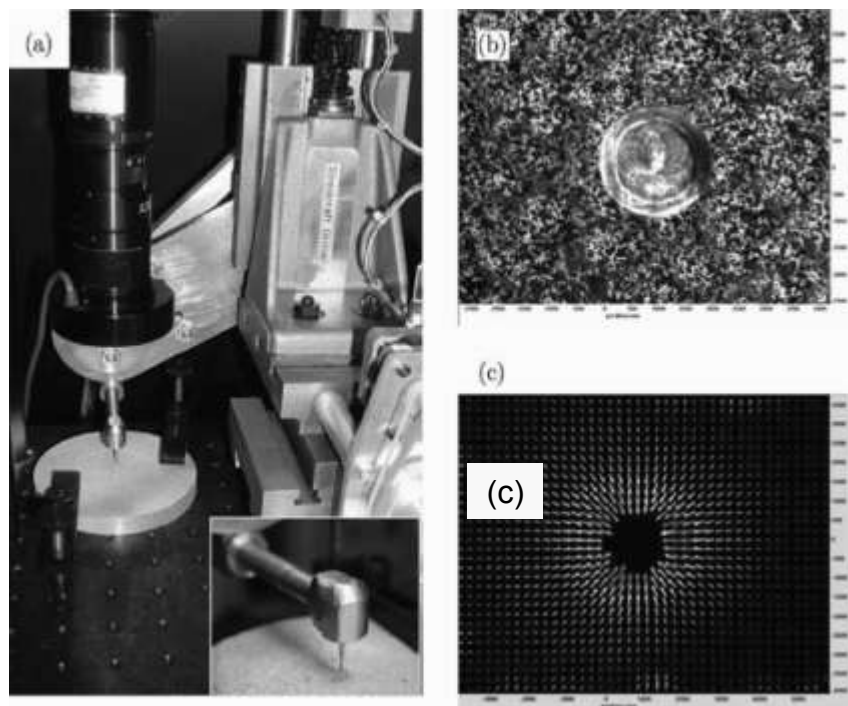


Figura 3.4. Configuración de equipo de taladro, b) patrón de correlación de imagen digital del punto después del barreno, c) gráfico del vector alrededor del barreno después del relevado de esfuerzos (24).

3.9 Método de seccionamiento

Se basa en el relevado de esfuerzos mediante el corte de piezas, se aplica en el caso que únicamente se desean calcular esfuerzos residuales unidireccionales, en los cuales los esfuerzos transversales son nulos. La distribución de los esfuerzos residuales se determina al seccionar en varias partes el componente, dicho método se ha probado que es exacto y económico, si se lleva a cabo una adecuada preparación del espécimen y la medición de los esfuerzos residuales. Varios estudios se han apoyado de métodos ópticos para determinar esfuerzos residuales como los mostrados en la **Figura 3.5**, donde en la **Figura 3.5 (a)** se muestra una línea punteada que indica un revestimiento de barrera térmica, el inciso **3.5 (b)** muestra el patrón de desplazamientos de Moire, y en **3.5 (c)**, se muestra la distribución de deformaciones ϵ_x . (24).

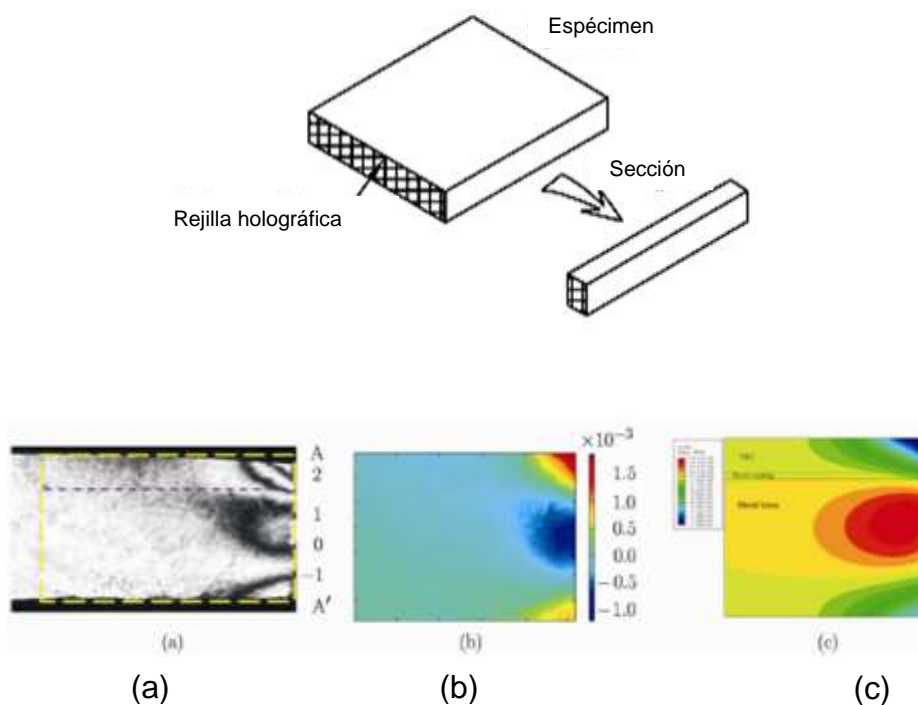


Figura 3.5. Método de seccionamiento y gráficas (a) patrones de franjas de Moiré, (b) desplazamientos calculados del patrón de franjas de Moiré, (c) distribución de deformaciones ϵ_x (24).

3.10 El método del anillo-núcleo

Tiene como finalidad medir deformaciones en un área central causada por el corte de una ranura anular del material circundante, con dicha técnica se determinan esfuerzos en el plano, así como el perfil de esfuerzos mediante la implementación de incrementos de las distancias en profundidad de la ranura, y que se pueden utilizar en la evaluación de esfuerzos residuales en tres dimensiones, tiene ventaja sobre el método de barrenos porque proporciona mayores superficies de deformaciones, pero el método de anillo núcleo es de menor aplicación porque produce mayor daño del espécimen, y es poco conveniente que se implemente en la práctica (25). En la **Figura 3.6** se muestra mediante microscopía electrónica de barrido, la imagen de anillo núcleo en un espécimen. Recientemente el método del anillo núcleo se ha aplicado en la medición de esfuerzos residuales en rotores de turbina de vapor, que ha resultado ser benéfico por la velocidad de relevado de deformaciones, y por la exactitud en las mediciones.

Las medidas de la ranura anular en el método de anillo núcleo implican que se instale en el corazón del núcleo un calibrador de roseta tal que las dimensiones de la ranura circundantes son de un diámetro externo D de 18 mm, un diámetro interno d del orden de 14 mm, y la profundidad de la ranura h es de 4 a 5 mm, lo cual implica que el método de anillo núcleo produce mayor daño en el espécimen que el método del barrenos (25).

Los pasos básicos del método son los siguientes:

- Colocar una roseta de calibración en el área de prueba (Preparar superficie, y cables con soldadura).
- Proteger la roseta y los cables.
- Colocar el mecanismo del taladro en el área de prueba.
- Centrar el cortador de fresado y el calibrador de roseta.
- Establecer el valor de profundidad (z) en nivel cero.

- Maquinar la ranura anular alrededor de la roseta con incrementos de profundidad y en cada punto de los valores de deformación que contemplen sean medidos.
- El paso previo se repite a cada mínimo de profundidad de 4 mm.
- Tomar las medidas de deformación.

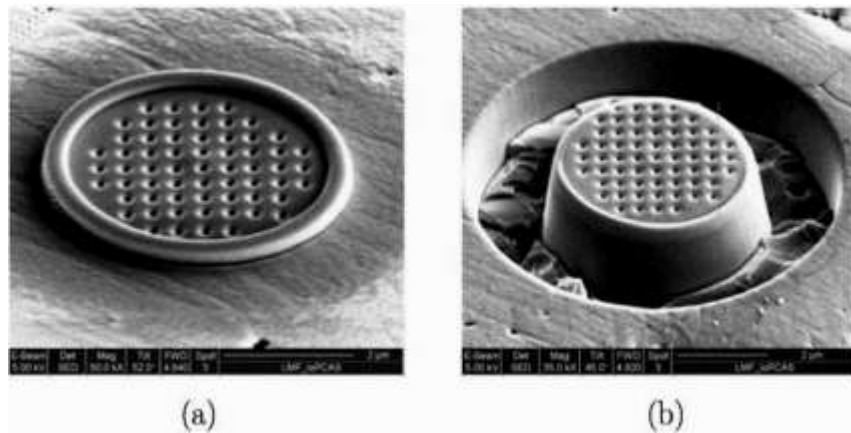


Figura 3.6. Imagen de microscopia electrónica de barrido que muestra antes de maquinarse (a), y después de haberse maquinado el anillo-núcleo (b), (25).

3.11 Método del barreno profundo

Es una técnica similar a la del barreno y al anillo-núcleo, se le toma la medida al diámetro del barreno, en seguida se extrae el núcleo, en el cual se genera liberación de los esfuerzos residuales, se mide nuevamente el barreno, y se determinan los esfuerzos residuales a partir de la diferencia en las medidas del diámetro, con este método se permiten obtener esfuerzos residuales interiores en la dimensión de la profundidad, se puede aplicar en especímenes grandes que pueden llegar a pesar toneladas. En la técnica puede aplicarse el uso de calibradores, con la finalidad de medir el relevado de las deformaciones. La técnica del barreno profundo ha llegado a ser una técnica estándar en la

medición de esfuerzos residuales para materiales isotrópicos, en algunos casos en particular se ha utilizado en componentes de espesor delgado, y se ha extendido como un método para medir esfuerzos residuales en materiales ortotrópicos como en el caso de componentes compuestos de lámina delgada.

El procedimiento se sigue con los siguientes pasos:

- 1 Se colocan cojinetes de guía en las dos superficies opuestas del espécimen.
- 2 A continuación se realiza un barrenado de 1.5 mm de diámetro a través del componente y de los cojinetes.
- 3 Se mide el diámetro inicial d_o del barrenado de referencia a intervalos de 0.2mm de profundidad, y a intervalos θ de 22.5° de la circunferencia respecto al eje z, como se muestra en la **Figura 3.7**.
- 4 Se extrae un corazón cilíndrico de 5 mm de diámetro a lo largo del eje z.
- 5 Se vuelve a medir el diámetro d de referencia en las mismas ubicaciones de las lecturas iniciales.

Los esfuerzos residuales se calculan con las siguientes ecuaciones (26):

$$\hat{\sigma} = -E[M]^+ \bar{\mu}_{rr} \quad (38)$$

$$[M]^+ = ([M]^T * [M])^{-1} * [M]^T \quad (39)$$

$$\bar{\mu}_{rr} = -\frac{1}{E} [M] \bar{\sigma} \quad (40)$$

$$\begin{bmatrix} \mu_{rr1} \\ \mu_{rr2} \\ \dots \\ \dots \\ \mu_{rr9} \end{bmatrix} = -\frac{1}{E} \begin{bmatrix} f(\theta_1) & g(\theta_1) & h(\theta_1) \\ f(\theta_2) & g(\theta_2) & h(\theta_2) \\ \dots & \dots & \dots \\ \dots & \dots & \dots \\ f(\theta_9) & g(\theta_9) & h(\theta_9) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{xy} \end{bmatrix} \quad (41)$$

$$f(\theta) = (1 + 2\cos 2\theta) \quad (42)$$

$$g(\theta) = (1 - 2\cos 2\theta) \quad (43)$$

$$h(\theta) = (4\text{Sen}2\theta) \quad (44)$$

Donde σ_{xx} , σ_{yy} , σ_{xy} Son los esfuerzos residuales normales al barreno de referencia.

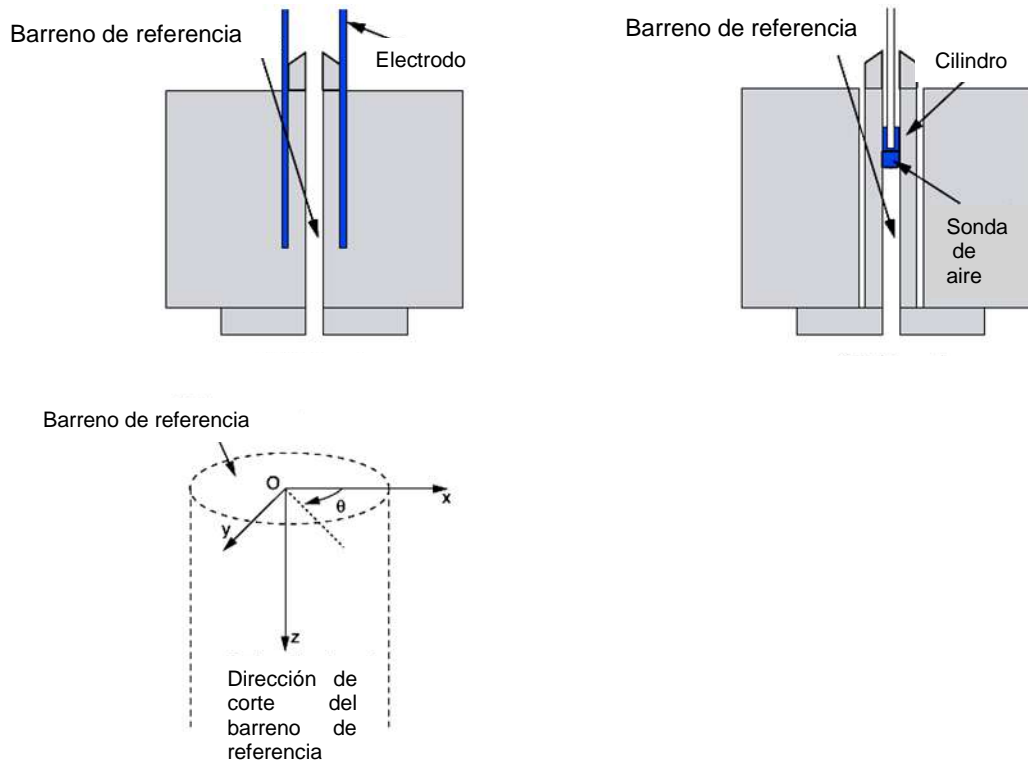


Figura 3.7. Esquema del método del barreno profundo Ref (27).

Cuando se libera el esfuerzo residual bajo condición de deformación en el plano, la expansión del cilindro es causado por la liberación de esfuerzos que se denota por σ'_z . (27).

$$\sigma'_z = -\vartheta(\sigma_x + \sigma_y) \quad (45)$$

donde ϑ es la relación de Poisson, por lo tanto el cambio diametral causado por σ'_z se calcula se la forma siguiente:

$$\frac{d-d_0}{d_0} = \frac{\vartheta\sigma'_z}{E} = -\frac{\vartheta^2}{E}(\sigma_x + \sigma_y) \quad (46)$$

La relación $u_r(z, \theta)$, y los esfuerzos residuales dentro de la solución elástica están dados por la siguiente ecuación:

$$u_r(z, \theta) = -\frac{1}{E'} [(1 + 2\cos 2\theta)\sigma_x + (1 - 2\cos 2\theta)\sigma_y + 4\sin 2\theta\sigma_{xy}] - \frac{\nu^2}{E} (\sigma_x + \sigma_y) \quad (47)$$

$$\text{Donde } E' = \frac{E}{(1-\nu^2)} \quad (48)$$

3.12 Estándar de medición de esfuerzos residuales por el método del barreno mediante deformímetros o galgas extensométricas con distribución de roseta (28)

Consiste en determinar los esfuerzos residuales en un material isotrópico elástico lineal, para lo cual se utilizan deformímetros con distribución en roseta, que sirven para medir las deformaciones de liberación de esfuerzos generados por el material removido por un barreno localizado en el centro de dicha roseta, las deformaciones se utilizan en ecuaciones para la determinación de los esfuerzos residuales, mediante el estándar ASTM E837 08.

El estándar toma en cuenta tres diferentes tipos de deformímetros en distribución de roseta que se muestran en la **Figura 3.8**, la tipo A disponible en diferentes tamaños se utiliza para propósitos generales, la tipo B se utiliza en las proximidades de un obstáculo, en esquinas, radios de filetes o en soldaduras, y la tipo C en casos que se requiera alta sensibilidad a la deformación y en requerimientos de estabilidad térmica.

Se establece que la preparación de la superficie para la determinación de esfuerzos residuales, no sea abrasiva ni haya sido granallada, para evitar que se altere la superficie de estudio.

Las técnicas de barrenado recomendadas pueden consistir en altas revoluciones del barrenado mediante turbina de aire, que generen velocidades mayores a 400,000 revoluciones por minuto, y se aplican para el caso de materiales extremadamente duros como la estelita, pero que resulta inadecuado aplicarse en materiales más suaves como el cobre. Se establece que el barrenado a baja velocidad con una fresa de punta abrasiva puede ser inadecuada.

Para el caso en que el espécimen sea de al menos 1.2 veces en diámetro del barrenado ($1.2D_0$) se considera de grueso espesor, es recomendable realizarse ocho grupos de lecturas ε_1 , ε_2 , ε_3 , que sean medidas conforme se incremente la profundidad del barrenado a razón de una profundidad equivalente a $0.05D$, hasta una profundidad de $0.4D$, donde D es el diámetro medio del deformímetro. En el caso de que el espécimen tenga un espesor menor a $0.4D$ se le considera como de espesor delgado, para lo cual se toman solo tres lecturas ε_1 , ε_2 , ε_3 , una vez que se haya perforado totalmente el espesor del espécimen, como no se contempla el espécimen cuyo espesor fluctúa e $0.4D$ a $1.2D$, se sugiere aplicar cualquiera de los dos métodos mencionados y puede reportarse como un caso aproximado por tener menor precisión.

El caso de la muestras de espesor delgado se consideran con esfuerzos que se encuentran distribuidos uniformemente en la profundidad del barrenado, utilizando constantes de comparación para distribución de esfuerzos relevados, mediante las constantes p , q , o t que se incluyen en el estándar ASTM E837-08.

Al observarse diferencias de microdeformaciones en la distribución del relevado de esfuerzos con valores mayores a $\pm 3\%$, los datos de las microdeformaciones que se hayan medido no se aceptan para el calcular los esfuerzos residuales con los procedimientos descritos en los párrafos anteriores (29).

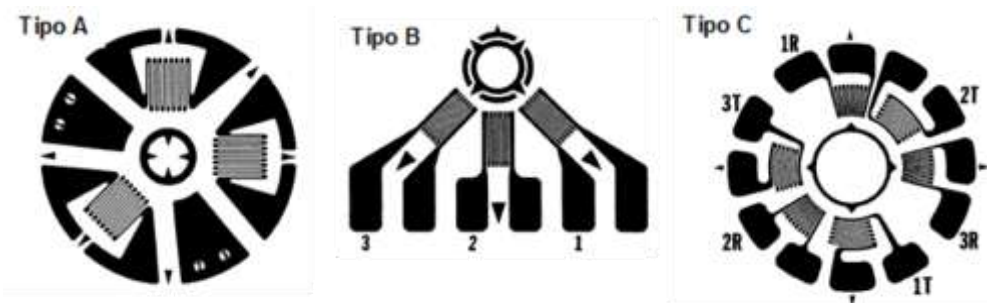


Figura 3.8. Formas de rosetas tipos A, B, y C para medir microdeformaciones, de acuerdo a cada requerimiento de especímenes (29).

3.12.1 Esfuerzos distribuidos uniformemente en espécimen delgado para determinarse por el método del barreno

Las fórmulas para el cálculo de esfuerzos distribuidos uniformemente se tienen los siguientes casos:

Para el caso de espécimen delgado se tiene lo siguiente:

$$p = \frac{\epsilon_1 + \epsilon_3}{2} \quad (49)$$

$$q = \frac{\epsilon_3 - \epsilon_1}{2} \quad (50)$$

$$t = \frac{\epsilon_3 + \epsilon_1 - 2\epsilon_2}{2} \quad (51)$$

Con las combinaciones de deformaciones p , q , y t , se calculan las combinaciones de esfuerzos con las siguientes fórmulas:

$$P = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} = \frac{-Ep}{\bar{a} \cdot (1 + \nu)} \quad (52)$$

$$Q = \frac{\sigma_y - \sigma_x}{2} = \frac{-Eq}{\bar{b}} \quad (53)$$

$$T = \tau_{xy} = -\frac{Et}{\bar{b}} \quad (54)$$

Donde \bar{a} , \bar{b} , son las constantes de calibración definidas en la **Tabla 3** del estándar ASTM E837-08, y que dependen del tipo de roseta (29).

El valor máximo y mínimo del esfuerzo residual se calcula mediante la siguiente fórmula:

$$\sigma_{max}, \sigma_{min} = P \mp \sqrt{Q^2 + T^2} \quad (55)$$

El ángulo β del máximo esfuerzo está dado por la siguiente fórmula:

$$\beta = \arctan \frac{1}{2} \left(\frac{-T}{-Q} \right) \quad (56)$$

Para el caso de espécimen de grueso espesor se tiene lo siguiente:

Se calculan los valores de p , q y t , de las formulas (31) a (33) y como un porcentaje del $0.4D$, cuyo rango debe estar en $\pm 3\%$, si el rango no se encuentra dentro de lo tolerable en la **Figura 3.9** se considera que tiene errores de medición, o que posee distribución no uniforme de esfuerzos en el espesor del espécimen.

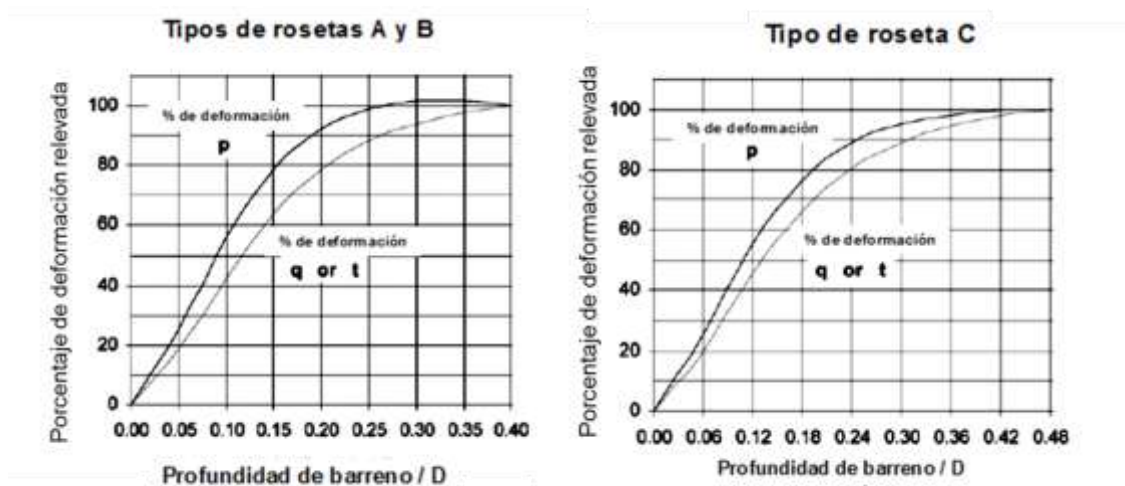


Figura 3.9. Porcentajes de tolerancia para los valores de p , q , y t , en cada tipo de roseta (29).

Para el caso de distribución constante o uniforme de los esfuerzos, deben aplicarse las fórmulas (39) a (41) con la **Tabla 3.1** de constantes, para determinación de combinación de esfuerzos como sigue:

$$P = \frac{-E}{(1+\nu)} * \frac{\sum(\bar{a}*p)}{\sum \bar{a}^2} \quad (57)$$

$$Q = -E * \frac{\sum(\bar{b}*q)}{\sum \bar{b}^2} \quad (58)$$

$$T = -E * \frac{\sum(\bar{b}*t)}{\sum \bar{b}^2} \quad (59)$$

De igual forma los esfuerzos máximos y mínimos, así como el ángulo β , están dados por las siguientes fórmulas:

$$\sigma_{max}, \sigma_{min} = P \mp \sqrt{Q^2 + T^2} \quad (60)$$

$$\beta = \arctan \frac{1}{2} \left(\frac{-T}{-Q} \right) \quad (61)$$

Tabla 3.1. Constantes de calibración para esfuerzos uniformes (29).

Roseta A		\bar{a}					\bar{b}				
Blind hole		Diámetro de barreno					Diámetro de barreno				
Depth/D		D_0/D					D_0/D				
		0.30	0.35	0.40	0.45	0.50	0.30	0.35	0.40	0.45	0.50
0.00		.000	.000	.000	.000	.000	.000	.000	.000	.000	.000
0.05		.027	.037	.049	.063	.080	.051	.069	.090	.113	.140
0.10		.059	.081	.108	.138	.176	.118	.159	.206	.255	.317
0.15		.085	.115	.151	.192	.238	.180	.239	.305	.375	.453
0.20		.101	.137	.177	.223	.273	.227	.299	.377	.459	.545
0.25		.110	.147	.190	.238	.288	.259	.339	.425	.513	.603
0.30		.113	.151	.195	.243	.293	.279	.364	.454	.546	.638
0.35		.113	.151	.195	.242	.292	.292	.379	.472	.566	.657
0.40		.111	.149	.192	.239	.289	.297	.387	.482	.576	.668
A través de barreno		.090	.122	.160	.203	.249	.288	.377	.470	.562	.651
Roseta B		\bar{a}					\bar{b}				
Barreno ciego		Diámetro de barreno					Diámetro de barreno				
Depth/D		D_0/D					D_0/D				
		0.30	0.35	0.40	0.45	0.50	0.30	0.35	0.40	0.45	0.50
0.00		.000	.000	.000	.000	.000	.000	.000	.000	.000	.000
0.05		.029	.039	.053	.068	.086	.058	.078	.102	.127	.157
0.10		.063	.087	.116	.148	.189	.134	.179	.231	.286	.355
0.15		.090	.123	.162	.205	.254	.203	.269	.343	.419	.504
0.20		.107	.145	.189	.236	.289	.256	.336	.423	.511	.605
0.25		.116	.156	.202	.251	.305	.292	.381	.476	.571	.668
0.30		.120	.160	.206	.256	.309	.315	.410	.509	.609	.707
0.35		.120	.160	.206	.256	.308	.330	.427	.529	.631	.730
0.40		.118	.158	.203	.253	.305	.337	.437	.541	.644	.743
A través de barreno		.096	.131	.171	.216	.265	.329	.428	.531	.630	.725
Roseta C		\bar{a}					\bar{b}				
Barreno ciego		Diámetro de barreno					Diámetro de barreno				
Depth/D		D_0/D					D_0/D				
		0.40	0.45	0.50	0.55	0.60	0.40	0.45	0.50	0.55	0.60
0.00		.000	.000	.000	.000	.000	.000	.000	.000	.000	.000
0.06		.081	.106	.132	.163	.200	.132	.167	.199	.235	.279
0.12		.178	.230	.286	.349	.427	.309	.386	.451	.533	.624
0.18		.252	.321	.395	.475	.565	.464	.569	.666	.760	.857
0.24		.297	.375	.458	.546	.640	.576	.696	.805	.905	.997
0.30		.321	.404	.491	.583	.679	.650	.778	.893	.994	1.081
0.36		.333	.417	.507	.601	.701	.697	.829	.946	1.048	1.131
0.42		.337	.422	.514	.610	.712	.727	.860	.980	1.082	1.162
0.48		.338	.423	.516	.614	.717	.746	.881	1.001	1.103	1.182
A través de barreno		.316	.399	.494	.597	.707	.623	.723	.799	.847	.859

3.12.2 Esfuerzos intermedios por el método del barreno

El método de cálculo para espesores intermedios (s) no se consideran en el estándar ASTM E837, dichos espesores fluctúan con valores respecto al diámetro (D), $0.4D < s < 1.2D$, los cálculos son iguales a los correspondientes de espesores delgados lo que se cambia es el valor de a y b del estándar ASTM E837, que en forma aproximada se puede calcular el valor (a) con la fórmula siguiente:

$$a_{intermedio} = a_{transversal} + \frac{a_{0.4D} - a_{transversal}}{1.2D - 0.4D} * (\text{espesor} - 0.4D) \quad (62)$$

3.12.3 Esfuerzos no uniformes por el método del barreno

El barreno se realiza en cuarenta segmentos de profundidad a cada 0.05 mm, y se realizan medidas de ε_1 , ε_2 , ε_3 , en seguida la combinación de deformaciones se calcula con las mismas fórmulas siguientes:

$$p_j = \frac{(\varepsilon_1 + \varepsilon_3)_j}{2} \quad (63)$$

$$q_j = \frac{(\varepsilon_3 - \varepsilon_1)_j}{2} \quad (64)$$

$$t_j = \frac{(\varepsilon_3 + \varepsilon_1 - 2\varepsilon_2)_j}{2} \quad (65)$$

Para cada tramo de profundidad de barreno la combinación de esfuerzos se calcula de la siguiente manera:

$$\bar{a} * \vec{P} = \frac{E}{(1+\nu)} * \vec{p} \quad (66)$$

$$\bar{b} * \vec{Q} = E * \vec{q} \quad (67)$$

$$\bar{b} * \vec{T} = E * \vec{t} \quad (68)$$

Los sistemas matriciales dan resultados de P, Q y T, para los valores de esfuerzos residuales que se calculan de la forma siguiente:

$$P_k = \frac{(\sigma_x)_k + (\sigma_y)_k}{2} = \frac{-Ep}{\bar{a} * (1+\nu)} \quad (69)$$

$$Q_k = \frac{(\sigma_y)_k - (\sigma_x)_k}{2} = \frac{-Eq}{\bar{b}} \quad (70)$$

$$T_k = (\tau_{xy})_k = -\frac{Et}{\bar{b}} \quad (71)$$

Y los esfuerzos máximos y mínimos se calculan con las siguientes ecuaciones:

$$(\sigma_{max})_k, (\sigma_{min})_k = P_k \mp \sqrt{Q_k^2 + T_k^2} \quad (72)$$

$$\beta_k = \arctan \frac{1}{2} \left(\frac{-T_k}{-Q_k} \right) \quad (73)$$

El ángulo principal β se define en la siguiente **Tabla 3.2** dependiendo del valor de T (29).

Tabla 3.2. Ángulo principal β que depende del valor de T (29).

	$Q > 0$	$Q = 0$	$Q < 0$
$T < 0$	$45^\circ < \beta < 90^\circ$	45°	$0^\circ < \beta < 45^\circ$
$T = 0$	90°	undefined	0°
$T > 0$	$-90^\circ < \beta < -45^\circ$	-45°	$-45^\circ < \beta < 0^\circ$

Las constantes de calibración para esfuerzos no uniformes, en rosetas tipo A, y B se adquieren de las constantes de calibración de acuerdo al ASTM E837-08 (29), como se muestra en las **Tablas 3.3 y 3.4**.

Tabla 3.3. Constantes de calibración para distribución de esfuerzos no uniforme para rosetas tipo A (29).

Tabla 5(a) matriz de calibración de barreno para $\frac{1}{16}$ pulgadas. Roseta A con agujero de 0.08 pul (2mm)											
Profundidad de barreno		Profundidad del esfuerzo									
		0.002 in. 0.05	0.004 0.10	0.006 0.15	0.008 0.20	0.010 0.25	0.012 0.30	0.014 0.35	0.016 0.40	0.018 0.45	0.020 in. 0.50 mm
0.002	0.05	-0.00679									
0.004	0.10	-0.00815	-0.00714								
0.006	0.15	-0.00937	-0.00844	-0.00734							
0.008	0.20	-0.01046	-0.00960	-0.00858	-0.00739						
0.010	0.25	-0.01141	-0.01063	-0.00968	-0.00856	-0.00728					
0.012	0.30	-0.01223	-0.01152	-0.01064	-0.00960	-0.00839	-0.00701				
0.014	0.35	-0.01291	-0.01227	-0.01147	-0.01050	-0.00936	-0.00806	-0.00659			
0.016	0.40	-0.01360	-0.01287	-0.01207	-0.01132	-0.01015	-0.00893	-0.00759	-0.00615		
0.018	0.45	-0.01416	-0.01344	-0.01264	-0.01184	-0.01062	-0.00970	-0.00846	-0.00712	-0.00567	
0.020	0.50	-0.01463	-0.01392	-0.01312	-0.01223	-0.01134	-0.01031	-0.00917	-0.00793	-0.00657	-0.00511
0.022	0.55	-0.01508	-0.01434	-0.01354	-0.01270	-0.01173	-0.01072	-0.00977	-0.00854	-0.00730	-0.00600
0.024	0.60	-0.01545	-0.01471	-0.01391	-0.01306	-0.01211	-0.01113	-0.01013	-0.00906	-0.00791	-0.00670
0.026	0.65	-0.01578	-0.01503	-0.01422	-0.01340	-0.01243	-0.01146	-0.01049	-0.00938	-0.00842	-0.00722
0.028	0.70	-0.01606	-0.01531	-0.01450	-0.01366	-0.01271	-0.01175	-0.01078	-0.00970	-0.00869	-0.00765
0.030	0.75	-0.01629	-0.01554	-0.01473	-0.01390	-0.01294	-0.01199	-0.01102	-0.00996	-0.00892	-0.00795
0.032	0.80	-0.01649	-0.01574	-0.01493	-0.01410	-0.01313	-0.01217	-0.01123	-0.01018	-0.00919	-0.00815
0.034	0.85	-0.01665	-0.01590	-0.01510	-0.01426	-0.01330	-0.01234	-0.01138	-0.01036	-0.00938	-0.00836
0.036	0.90	-0.01679	-0.01604	-0.01523	-0.01441	-0.01344	-0.01248	-0.01151	-0.01049	-0.00955	-0.00852
0.038	0.95	-0.01692	-0.01617	-0.01536	-0.01452	-0.01357	-0.01261	-0.01164	-0.01063	-0.00967	-0.00866
0.040	1.00	-0.01704	-0.01628	-0.01548	-0.01465	-0.01368	-0.01272	-0.01176	-0.01074	-0.00978	-0.00877

Tabla 5(b) matriz de calibración de barreno para $\frac{1}{16}$ pulgadas. Roseta A con agujero de 0.08 pul (2mm)											
Profundidad de barreno		Profundidad del esfuerzo									
		0.022 in. 0.55	0.024 0.60	0.026 0.65	0.028 0.70	0.030 0.75	0.032 0.80	0.034 0.85	0.036 0.90	0.038 0.95	0.040 in. 1.00 mm
0.022	0.55	-0.00464									
0.024	0.60	-0.00543	-0.00441								
0.026	0.65	-0.00604	-0.00485	-0.00364							
0.028	0.70	-0.00655	-0.00544	-0.00431	-0.00316						
0.030	0.75	-0.00693	-0.00589	-0.00484	-0.00378	-0.00270					
0.032	0.80	-0.00716	-0.00624	-0.00524	-0.00425	-0.00328	-0.00231				
0.034	0.85	-0.00738	-0.00644	-0.00555	-0.00464	-0.00373	-0.00283	-0.00195			
0.036	0.90	-0.00755	-0.00665	-0.00574	-0.00482	-0.00406	-0.00323	-0.00241	-0.00162		
0.038	0.95	-0.00770	-0.00679	-0.00582	-0.00508	-0.00432	-0.00353	-0.00277	-0.00203	-0.00131	
0.040	1.00	-0.00781	-0.00690	-0.00605	-0.00521	-0.00448	-0.00374	-0.00303	-0.00234	-0.00167	-0.00103

Tabla 5(b) matriz de calibración de barreno para $\frac{1}{16}$ pulgadas. Roseta A con agujero de 0.08 pul (2mm)											
Profundidad de barreno		Profundidad del esfuerzo									
		0.002 in. 0.05	0.004 0.10	0.006 0.15	0.008 0.20	0.010 0.25	0.012 0.30	0.014 0.35	0.016 0.40	0.018 0.45	0.020 in. 0.50 mm
0.002	0.05	-0.01264									
0.004	0.10	-0.01470	-0.01352								
0.006	0.15	-0.01656	-0.01554	-0.01414							
0.008	0.20	-0.01821	-0.01735	-0.01611	-0.01449						
0.010	0.25	-0.01967	-0.01897	-0.01789	-0.01642	-0.01458					
0.012	0.30	-0.02092	-0.02038	-0.01946	-0.01815	-0.01647	-0.01439				
0.014	0.35	-0.02197	-0.02159	-0.02083	-0.01968	-0.01815	-0.01624	-0.01395			
0.016	0.40	-0.02308	-0.02256	-0.02182	-0.02112	-0.01952	-0.01778	-0.01576	-0.01348		
0.018	0.45	-0.02400	-0.02351	-0.02280	-0.02202	-0.02072	-0.01917	-0.01735	-0.01525	-0.01289	
0.020	0.50	-0.02481	-0.02434	-0.02366	-0.02273	-0.02167	-0.02031	-0.01868	-0.01676	-0.01460	-0.01216
0.022	0.55	-0.02554	-0.02507	-0.02440	-0.02362	-0.02235	-0.02103	-0.01961	-0.01793	-0.01599	-0.01386
0.024	0.60	-0.02616	-0.02571	-0.02505	-0.02428	-0.02305	-0.02177	-0.02045	-0.01890	-0.01715	-0.01522
0.026	0.65	-0.02668	-0.02625	-0.02561	-0.02487	-0.02364	-0.02239	-0.02109	-0.01949	-0.01813	-0.01623
0.028	0.70	-0.02715	-0.02673	-0.02611	-0.02536	-0.02417	-0.02294	-0.02164	-0.02012	-0.01866	-0.01708
0.030	0.75	-0.02753	-0.02713	-0.02653	-0.02582	-0.02463	-0.02341	-0.02213	-0.02064	-0.01911	-0.01767
0.032	0.80	-0.02789	-0.02749	-0.02690	-0.02620	-0.02502	-0.02382	-0.02256	-0.02108	-0.01968	-0.01807
0.034	0.85	-0.02821	-0.02781	-0.02722	-0.02652	-0.02536	-0.02417	-0.02292	-0.02146	-0.02007	-0.01850
0.036	0.90	-0.02848	-0.02809	-0.02750	-0.02682	-0.02566	-0.02447	-0.02324	-0.02176	-0.02041	-0.01885
0.038	0.95	-0.02871	-0.02832	-0.02774	-0.02706	-0.02591	-0.02473	-0.02350	-0.02204	-0.02067	-0.01916
0.040	1.00	-0.02889	-0.02851	-0.02794	-0.02727	-0.02612	-0.02495	-0.02373	-0.02227	-0.02089	-0.01940

Tabla 5(b) matriz de calibración de barreno para $\frac{1}{16}$ pulgadas. Roseta A con agujero de 0.08 pul (2mm)											
Profundidad de barreno		Profundidad del esfuerzo									
		0.022 in. 0.55	0.024 0.60	0.026 0.65	0.028 0.70	0.030 0.75	0.032 0.80	0.034 0.85	0.036 0.90	0.038 0.95	0.040 in. 1.00 mm
0.022	0.55	-0.01156									
0.024	0.60	-0.01310	-0.01081								
0.026	0.65	-0.01430	-0.01226	-0.01013							
0.028	0.70	-0.01531	-0.01345	-0.01149	-0.00944						
0.030	0.75	-0.01608	-0.01439	-0.01260	-0.01073	-0.00875					
0.032	0.80	-0.01652	-0.01511	-0.01344	-0.01172	-0.00985	-0.00812				
0.034	0.85	-0.01698	-0.01549	-0.01408	-0.01251	-0.01069	-0.00921	-0.00747			
0.036	0.90	-0.01736	-0.01590	-0.01441	-0.01312	-0.011591	-0.01004	-0.00847	-0.00688		
0.038	0.95	-0.01769	-0.01624	-0.01480	-0.01340	-0.01213	-0.01072	-0.00926	-0.00781	-0.00632	
0.040	1.00	-0.01796	-0.01655	-0.01511	-0.01367	-0.01249	-0.01121	-0.00989	-0.00856	-0.00719	-0.00581

Tabla 3.4. Constantes de calibración para distribución de esfuerzos no uniforme para rosetas tipo B (29).

Tabla 6(a) matriz de calibración de barreno para $\frac{1}{16}$ pulgadas. Roseta B con agujero de 0.08 pul (2mm)											
Hole Depth		Profundidad del esfuerzo									
in.	mm	0.002	0.004	0.006	0.008	0.010	0.012	0.014	0.016	0.018	0.020 in.
		0.05	0.10	0.15	0.20	0.25	0.30	0.35	0.40	0.45	0.50 mm
0.002	0.05	-0.00726									
0.004	0.10	-0.00878	-0.00766								
0.006	0.15	-0.01013	-0.00909	-0.00788							
0.008	0.20	-0.01133	-0.01037	-0.00924	-0.00793						
0.010	0.25	-0.01237	-0.01149	-0.01043	-0.00921	-0.00781					
0.012	0.30	-0.01325	-0.01245	-0.01147	-0.01033	-0.00901	-0.00751				
0.014	0.35	-0.01397	-0.01325	-0.01235	-0.01129	-0.01004	-0.00863	-0.00704			
0.016	0.40	-0.01471	-0.01388	-0.01297	-0.01214	-0.01088	-0.00956	-0.00811	-0.00654		
0.018	0.45	-0.01533	-0.01450	-0.01360	-0.01268	-0.01161	-0.01039	-0.00904	-0.00758	-0.00599	
0.020	0.50	-0.01587	-0.01504	-0.01414	-0.01313	-0.01217	-0.01105	-0.00981	-0.00845	-0.00696	-0.00536
0.022	0.55	-0.01634	-0.01550	-0.01460	-0.01367	-0.01257	-0.01147	-0.01046	-0.00909	-0.00774	-0.00633
0.024	0.60	-0.01672	-0.01589	-0.01500	-0.01406	-0.01299	-0.01190	-0.01082	-0.00964	-0.00839	-0.00708
0.026	0.65	-0.01705	-0.01621	-0.01532	-0.01441	-0.01332	-0.01225	-0.01118	-0.00997	-0.00892	-0.00764
0.028	0.70	-0.01735	-0.01651	-0.01561	-0.01468	-0.01362	-0.01255	-0.01148	-0.01031	-0.00921	-0.00810
0.030	0.75	-0.01769	-0.01675	-0.01586	-0.01493	-0.01387	-0.01280	-0.01174	-0.01059	-0.00945	-0.00840
0.032	0.80	-0.01781	-0.01697	-0.01607	-0.01515	-0.01408	-0.01302	-0.01196	-0.01080	-0.00974	-0.00860
0.034	0.85	-0.01799	-0.01715	-0.01625	-0.01533	-0.01428	-0.01320	-0.01213	-0.01099	-0.00992	-0.00881
0.036	0.90	-0.01814	-0.01730	-0.01640	-0.01550	-0.01441	-0.01334	-0.01229	-0.01114	-0.01008	-0.00897
0.038	0.95	-0.01829	-0.01744	-0.01654	-0.01561	-0.01454	-0.01347	-0.01242	-0.01129	-0.01021	-0.00912
0.040	1.00	-0.01843	-0.01757	-0.01666	-0.01573	-0.01465	-0.01358	-0.01253	-0.01140	-0.01035	-0.00925

Profundidad de barreno		Profundidad del esfuerzo									
in.	mm	0.022	0.024	0.026	0.028	0.030	0.032	0.034	0.036	0.038	0.040 in.
		0.55	0.60	0.65	0.70	0.75	0.80	0.85	0.90	0.95	1.00 mm
0.022	0.55	-0.00486									
0.024	0.60	-0.00572	-0.00430								
0.026	0.65	-0.00637	-0.00509	-0.00379							
0.028	0.70	-0.00691	-0.00571	-0.00450	-0.00327						
0.030	0.75	-0.00730	-0.00619	-0.00506	-0.00392	-0.00277					
0.032	0.80	-0.00753	-0.00655	-0.00549	-0.00443	-0.00339	-0.00234				
0.034	0.85	-0.00775	-0.00674	-0.00581	-0.00484	-0.00387	-0.00291	-0.00195			
0.036	0.90	-0.00793	-0.00695	-0.00598	-0.00514	-0.00423	-0.00333	-0.00246	-0.00162		
0.038	0.95	-0.00809	-0.00710	-0.00617	-0.00528	-0.00449	-0.00366	-0.00285	-0.00207	-0.00131	
0.040	1.00	-0.00822	-0.00724	-0.00632	-0.00541	-0.00466	-0.00389	-0.00314	-0.00242	-0.00172	-0.00104

Tabla 6(b) matriz de calibración de barreno para $\frac{5}{16}$ pulgadas. Roseta B con agujero de 0.08 pul (2mm)											
Profundidad de barreno		Profundidad del esfuerzo									
in.	mm	0.002	0.004	0.006	0.008	0.010	0.012	0.014	0.016	0.018	0.020 in.
		0.05	0.10	0.15	0.20	0.25	0.30	0.35	0.40	0.45	0.50 mm
0.002	0.05	-0.01417									
0.004	0.10	-0.01653	-0.01516								
0.006	0.15	-0.01866	-0.01746	-0.01685							
0.008	0.20	-0.02055	-0.01953	-0.01810	-0.01624						
0.010	0.25	-0.02222	-0.02138	-0.02012	-0.01844	-0.01634					
0.012	0.30	-0.02365	-0.02299	-0.02190	-0.02040	-0.01848	-0.01614				
0.014	0.35	-0.02485	-0.02437	-0.02346	-0.02214	-0.02039	-0.01823	-0.01584			
0.016	0.40	-0.02610	-0.02547	-0.02459	-0.02375	-0.02195	-0.01997	-0.01769	-0.01510		
0.018	0.45	-0.02715	-0.02656	-0.02571	-0.02479	-0.02331	-0.02154	-0.01947	-0.01709	-0.01440	
0.020	0.50	-0.02806	-0.02750	-0.02670	-0.02561	-0.02440	-0.02283	-0.02097	-0.01879	-0.01631	-0.01353
0.022	0.55	-0.02888	-0.02833	-0.02755	-0.02664	-0.02517	-0.02365	-0.02225	-0.02008	-0.01787	-0.01546
0.024	0.60	-0.02958	-0.02906	-0.02830	-0.02740	-0.02598	-0.02450	-0.02298	-0.02119	-0.01919	-0.01699
0.026	0.65	-0.03019	-0.02968	-0.02894	-0.02808	-0.02666	-0.02521	-0.02370	-0.02186	-0.02030	-0.01816
0.028	0.70	-0.03072	-0.03023	-0.02950	-0.02864	-0.02727	-0.02584	-0.02435	-0.02257	-0.02099	-0.01910
0.030	0.75	-0.03116	-0.03068	-0.02998	-0.02914	-0.02778	-0.02638	-0.02491	-0.02316	-0.02139	-0.01976
0.032	0.80	-0.03158	-0.03108	-0.03038	-0.02956	-0.02822	-0.02684	-0.02539	-0.02366	-0.02202	-0.02022
0.034	0.85	-0.03192	-0.03143	-0.03073	-0.02990	-0.02859	-0.02723	-0.02580	-0.02410	-0.02247	-0.02071
0.036	0.90	-0.03221	-0.03173	-0.03104	-0.03022	-0.02891	-0.02756	-0.02616	-0.02444	-0.02287	-0.02112
0.038	0.95	-0.03247	-0.03200	-0.03131	-0.03048	-0.02919	-0.02785	-0.02645	-0.02475	-0.02317	-0.02146
0.040	1.00	-0.03268	-0.03222	-0.03154	-0.03074	-0.02944	-0.02810	-0.02671	-0.02501	-0.02342	-0.02173

Profundidad de barreno		Profundidad del esfuerzo									
in.	mm	0.022	0.024	0.026	0.028	0.030	0.032	0.034	0.036	0.038	0.040 in.
		0.55	0.60	0.65	0.70	0.75	0.80	0.85	0.90	0.95	1.00 mm
0.022	0.22	-0.01285									
0.024	0.24	-0.01460	-0.01202								
0.026	0.26	-0.01596	-0.01367	-0.01126							
0.028	0.28	-0.01710	-0.01499	-0.01278	-0.01046						
0.030	0.30	-0.01795	-0.01603	-0.01401	-0.01188	-0.00964					
0.032	0.32	-0.01846	-0.01685	-0.01493	-0.01299	-0.01100	-0.00895				
0.034	0.34	-0.01899	-0.01729	-0.01567	-0.01390	-0.01207	-0.01019	-0.00825			
0.036	0.36	-0.01942	-0.01779	-0.01608	-0.01459	-0.01288	-0.01115	-0.00940	-0.00762		
0.038	0.38	-0.01979	-0.01817	-0.01650	-0.01493	-0.01349	-0.01191	-0.01030	-0.00866	-0.00700	
0.040	0.40	-0.02008	-0.01848	-0.01684	-0.01521	-0.01389	-0.01245	-0.01098	-0.00948	-0.00796	-0.00641

3.13 Predicción de esfuerzos residuales en tubería con soldadura helicoidal por arco sumergido

En la fabricación de tuberías por el proceso SAW con aceros API se aplican dos pasos de soldaduras helicoidales, en la cuales se presentan esfuerzos residuales que se deben al calor de entrada de la soldadura, reacciones metalúrgicas y comportamiento termoplástico durante el calentamiento y posterior enfriamiento de las soldaduras. Existe otra forma de fabricación en tuberías de acero que consiste en aplicar varios pasos de soldaduras longitudinales, y se espera que debido a efectos de expansión los esfuerzos residuales axiales de tracción en las soldaduras helicoidales resulten ser mayores comparados con los de soldaduras longitudinales, y los esfuerzos residuales circunferenciales en la soldadura helicoidal se disminuyen por el mayor efecto de expansión circunferencial. Forouzan y colaboradores (30) mediante simulaciones por elemento finito encontraron diferencia entre los esfuerzos residuales del diámetro interno y el externo de una tubería.

La técnica semidestructiva del barrenado ciego se puede utilizar para la determinación de los esfuerzos residuales en soldaduras, consiste en realizar un barrenado ciego en una muestra de material hasta una profundidad máxima de dos milímetros, y se obtienen lecturas en microdeformaciones mediante dispositivos electrónicos durante la barrenación, para lo cual se instrumenta previamente la muestra con galgas extensométricas en los puntos de interés de la soldadura que generalmente se ubican en la zona afectada por el calor, y se obtienen finalmente los esfuerzos residuales a partir de fórmulas predeterminadas, las cuales se encuentran estandarizadas para aplicarse en el comportamiento elástico del material de muestra.

Forouzan y colaboradores (30) realizaron una simulación mediante modelado del elemento finito en el software ANSYS, con el cual se modeló un tubo de acero soldado helicoidalmente por el proceso de doble arco sumergido (DSAW por sus siglas en inglés), y presentaron una prueba hidrostática en acero API X70. El tubo en estudio presentó un diámetro externo de 1,219.2 mm, con un espesor de pared de 20.6 mm, y una franja de rolado con un ancho de 1,530 mm de acero API X70. La simulación se validó utilizando mediciones de los esfuerzos residuales por el método del barreno que se llevó a cabo antes de la prueba hidrostática de dicha investigación, y observaron que se tuvieron resultados de coincidencia aceptables comparativamente con las mediciones experimentales. Las **Tablas 3.5** y **3.6** muestran los elementos químicos del acero, y los parámetros de soldadura utilizados respectivamente.

Tabla 3.5 Composición química del acero API X70 (30).

C%	Mn%	Si%	S%	P%
0.2	1.6	0.55	0.035	0.035

Tabla 3.6. Parámetros de soldadura (30).

Proceso	Tipo	Diámetro de alambre (mm)	Corriente (A)	Voltaje (V)	Velocidad (cm/min)
Soldadura interior	DC	3.2	750	31	90
	AC	3.2	600	35	90
Soldadura exterior	DC	4	1050	30	90
	AC	3.2	700	33	90

La **Figura 3.10** muestra la geometría de biselés, en la cual se realizaron con ángulos de 60° y 90° en los diámetros exterior e interior respectivamente, con separaciones entre electrodos de 13 y 14 mm para el diámetro exterior e interior respectivamente, además se emplearon corrientes alternas y directas (AC, DC por sus siglas en inglés) en cada aplicación de soldadura.

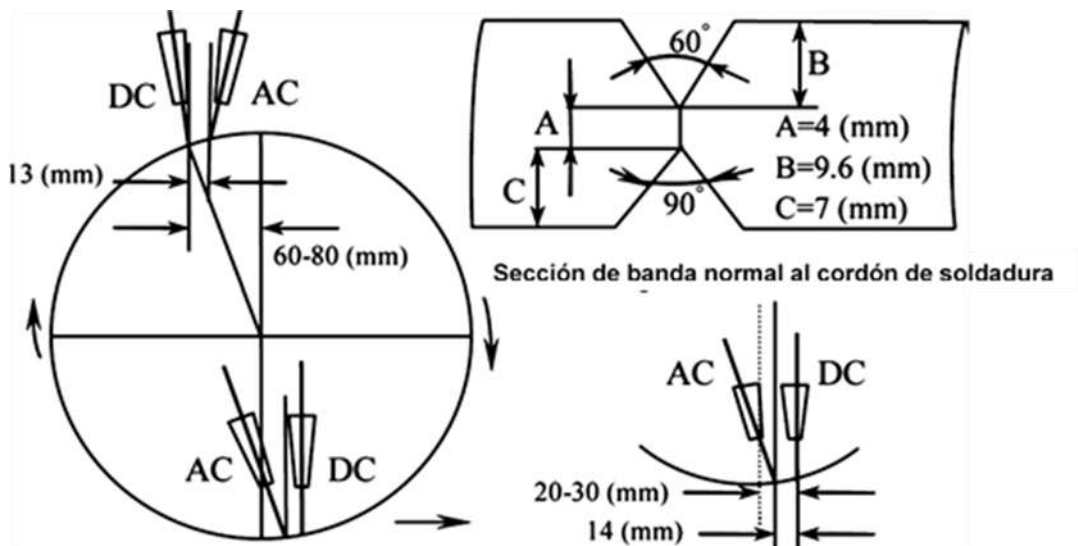


Figura 3.10. Distancias de posición y separación entre electrodos, geometría de biseles y tipo de corriente en diámetro exterior e interior del tubo (30).

En la **Figura 3.11** se muestra el esquema del formado del tubo en el cual B es el ancho de la franja de lámina, α es el ángulo respecto a la línea transversal de corte del tubo, V_i es la velocidad de alimentación de la bobina de lámina, V_o es la velocidad de avance de tubo formado, (b) es el ancho de franja rolada del tubo, y (D) es el diámetro del tubo.

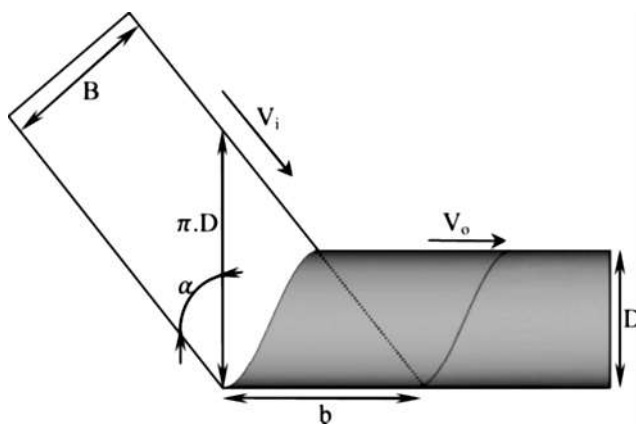


Figura 3.11. Vista superior del formado del tubo (30).

Para la realización de las mediciones experimentales se utilizó el método del barreno mostrado en la **Figura 3.12 (a)**, y se tomaron dos muestras en las

cuales se colocaron calibradores de deformación, localizados en seis puntos tanto en el diámetro interior como en el diámetro exterior del tubo, la distribución de los calibradores en el diámetro interior y exterior se muestran en las **Figuras 3.12 (b) y 3.12 (c)**, que se distribuyen a diferentes distancias a partir de la línea central perpendicular a la dirección de la soldadura.

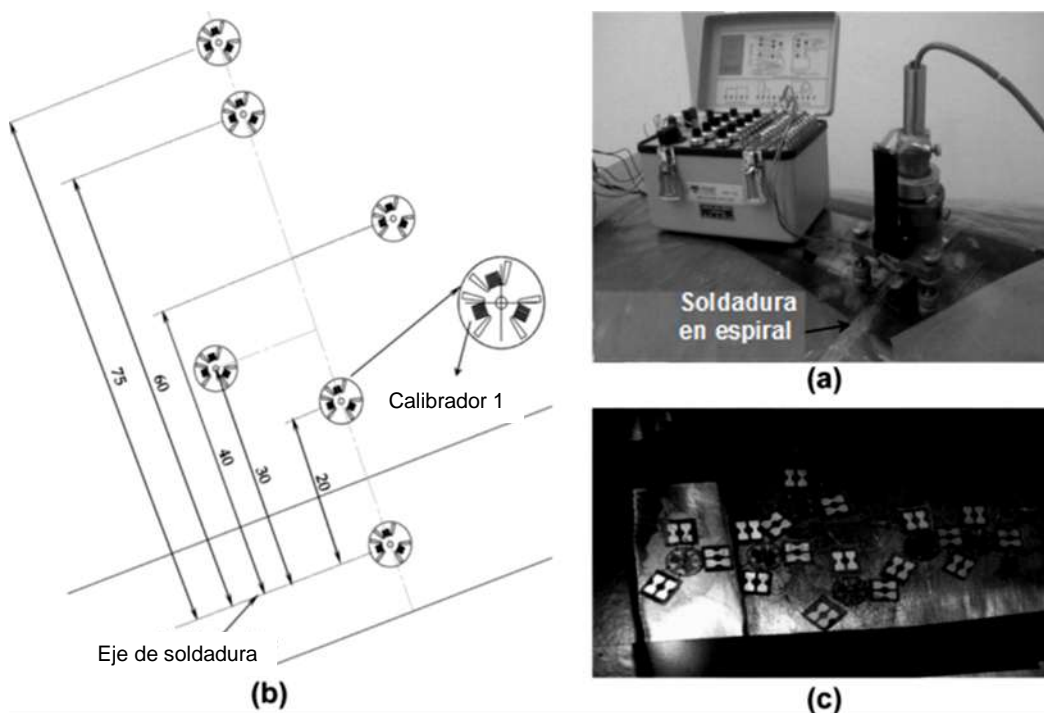


Figura 3.12. Equipo de taladro (21a), distribución de calibradores en el diámetro interior (21b), distribución de calibradores en el diámetro exterior (21c) (30).

Los registros de las mediciones para el método del barreno se tomaron en diez lecturas con incrementos a cada 0.2 mm, con un diámetro del taladrado de 1.6 mm, y el cálculo de los esfuerzos residuales se basaron en el estándar de prueba ASTM E837 (Sociedad Americana para Pruebas y Materiales por sus siglas in inglés).

En los resultados experimentales encontraron que el valor máximo mostrado en la figura 22, es del orden del esfuerzo inicial de cedencia del tubo en la dirección de la soldadura, el cual se localiza aproximadamente a 12 mm de la

línea central de la soldadura y a una profundidad equivalente a un 60% del espesor del tubo, este punto correspondió a la zona afectada por el calor. Resulta importante que debido a la prueba hidrostática, los resultados representados en la **Figura 3.13** mostraron una reducción en el valor pico de los esfuerzos residuales de tensión, del orden de 53% y 56%, en las superficies exterior e interior respectivamente del tubo, que resultó en una coincidencia cualitativa al ser comparada con resultados analíticos de otros investigadores.

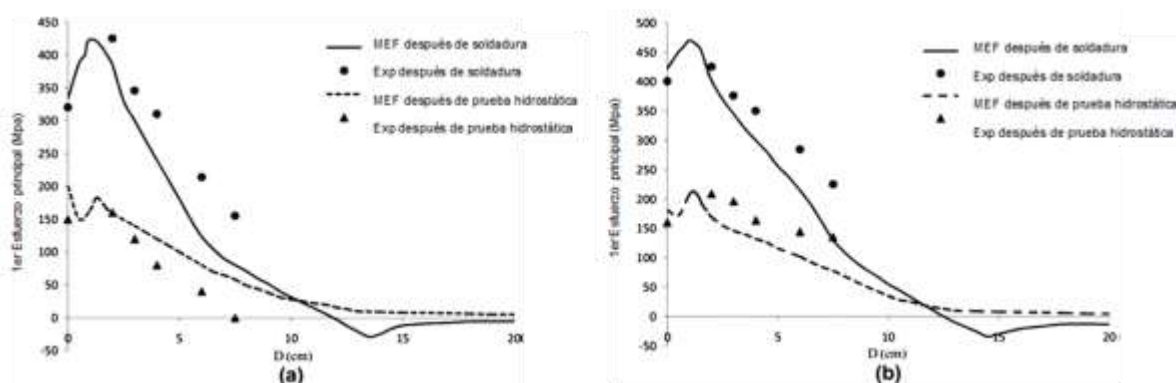


Figura 3.13. Esfuerzos residuales (a) en el diámetro exterior de la soldadura, (b) en el diámetro interior de la soldadura (30).

La **Figura 3.14 (a)** mostró esfuerzos residuales negativos, perpendiculares a la dirección de la soldadura, ubicados en el diámetro exterior de la soldadura, los cuales se redujeron en un 38% aplicarse la prueba de presión hidrostática. La figura 3.14 (b) mostró los resultados tanto experimentales como de simulación, para los valores principales de esfuerzos, en el tercer eje principal de esfuerzos para el diámetro interior del tubo. Consideraron un error en los esfuerzos residuales durante el formado debido a que no se contempló en la simulación, dicho error fue ubicado en regiones distantes al cordón de la soldadura, el cual podría esperarse debido a que el incremento en la temperatura de la soldadura era muy lento para relevar los esfuerzos residuales del formado, por esta razón el último punto de las gráficas resultó ser el más

distante respecto a la medición experimental, en comparación a los otros puntos.

Se obtuvieron esfuerzos residuales aproximados a cero después de la prueba hidrostática y lo atribuyeron a que el calor de soldadura relevó los esfuerzos del formado de tubo en los puntos ubicados cercanos al cordón de soldadura, que es de importancia para estimar el incremento en la vida útil del tubo debido al esfuerzo de agrietamiento por corrosión y por fatiga (30).

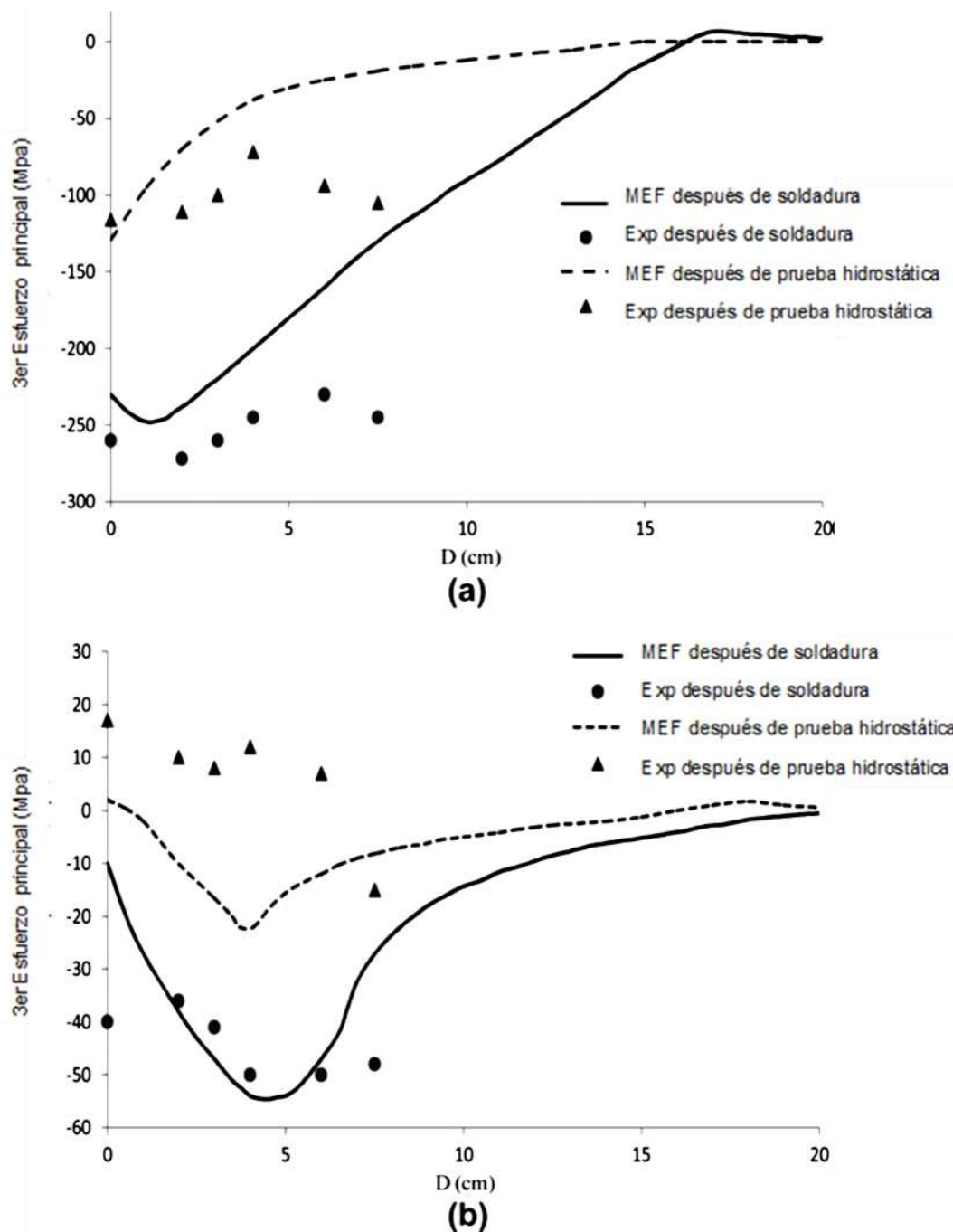


Figura 3.14. Esfuerzos residuales principales en el tercer eje, (a) en el diámetro exterior, (b) en el diámetro interior del tubo (30).

Las ecuaciones para la soluciones de un problema de soldadura, se encuentran en el campo térmico, metalúrgico y mecánico, pero Forouzan y colaboradores anularon el efecto de las transformaciones de fases en los esfuerzos residuales, por tratar con el acero al bajo carbono API X70, tal que en

su estudio no consideraron los factores metalúrgicos en los modelos numéricos. Modelaron el comportamiento termomecánico mediante formulación acoplada secuencialmente, con el fin de aplicar resultados térmicos al modelo mecánico, lo cual implicó se determinara el campo térmico independientemente del análisis mecánico, para lo cual incluyeron efectos termofísicos de la soldadura en estado líquido y sólido, mediante las propiedades del material dependientes de la temperatura, en las cuales la transferencia de calor por conducción en el metal fundido fue del orden de tres veces el valor correspondiente, al de temperatura ambiente.

En el caso de los esfuerzos residuales calculados por el elemento finito, en la investigación de Forouzan y colaboradores se implementó el modelo de Goldak, que propone una densidad para aplicar calor de entrada con doble elipsoide, el cual resultó exitosamente para simular la carga de esfuerzos térmicos en tubos con doble soldadura helicoidal, con dicho modelo el método se introdujo la posibilidad de superar dificultades geométricas, porque virtualmente se considera al tubo como una placa con superficie plana, y la soldadura en espiral es considerada como una soldadura recta, como se muestra en la **Figura 3.15**, (30).

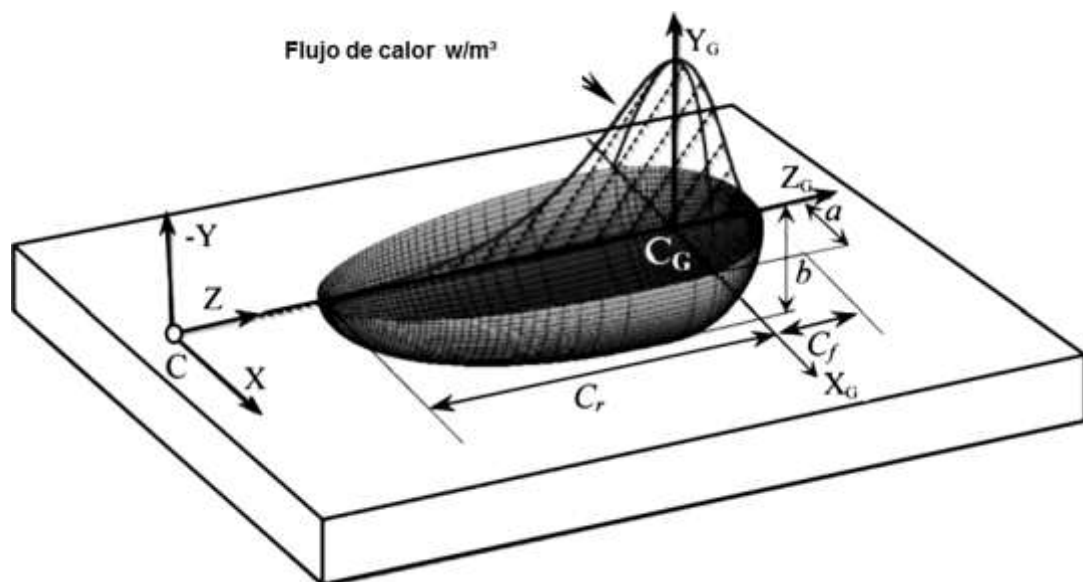


Figura 3.15. Doble elipsoide de Goldak para el flujo de calor, en la simulación de carga de esfuerzos térmicos en la soldadura (30).

Las ecuaciones para las coordenadas de Goldak en tubería con espiral fueron las siguientes:

$$x_G = x \quad (74)$$

$$y_G = y \quad (75)$$

$$z_G = z = vt \quad (76)$$

$$r_1 = \sqrt{y_1^2 + z_1^2} \quad (77)$$

$$\theta_1 = \text{Cos}^{-1} \frac{y_1}{\sqrt{y_1^2 + z_1^2}} \quad 0 < \theta_1 < \pi \quad (78)$$

$$x_2 = x_1 \quad (79)$$

$$y_2 = r_1 \quad (80)$$

$$z_2 = R_m * \theta_1 \quad (81)$$

$$x_3 = x_2 - x_2^s \quad (82)$$

$$y_3 = y_2 - y_2^s \quad (83)$$

$$z_3 = z_2 - z_2^s \quad (84)$$

$$x_G = |x_3 \text{Cos} \alpha + z_3 \text{Sin} \alpha| \quad (85)$$

$$y_G = |y_3^w - y_3| \quad (86)$$

$$z_G = [(x_3 - x_3^w)^2 + (z_3 - z_3^w)^2 - x_G^2]^{1/2} \quad (87)$$

En la **Figura 3.16** se muestran las coordenadas que utilizaron los investigadores para la modelación de esfuerzos residuales en soldadura helicoidal por el proceso SAW.

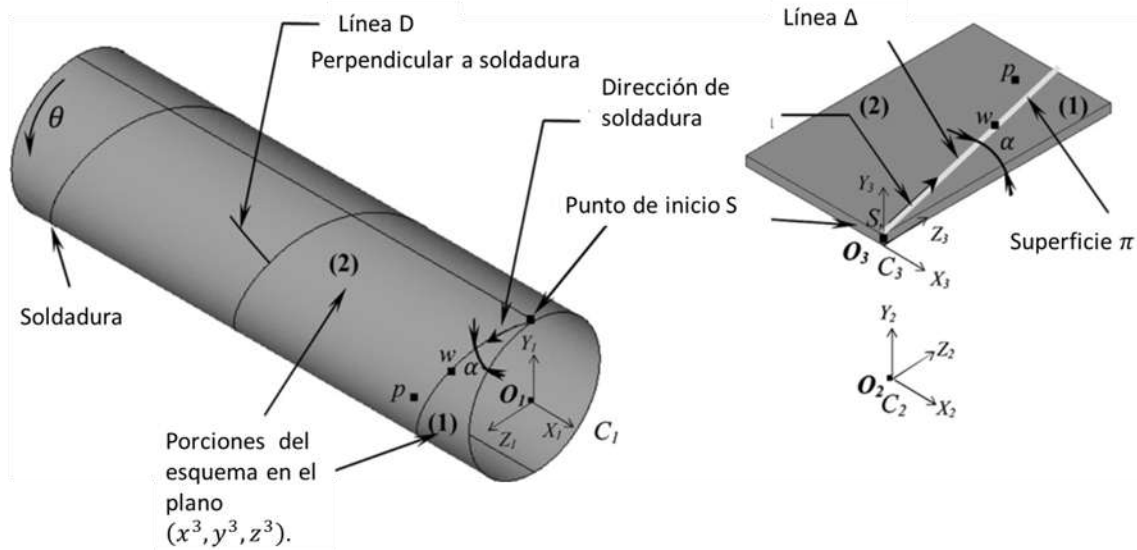


Figura 3.16. Esquema de figura para las coordenadas en el espacio utilizadas para simulación de esfuerzos residuales en soldadura helicoidal (30).

3.14 Desarrollo de esfuerzos residuales durante la manufactura de tubos con soldadura en espiral

En la fabricación de tuberías con aceros API se aplican dos pasos de soldaduras helicoidales, en la cuales resultan esfuerzos residuales que se deben al flujo de calor, reacciones metalúrgicas y comportamiento termoplástico a altas temperaturas en las soldaduras, la magnitud de los esfuerzos residuales circunferenciales en la soldadura helicoidal se disminuyen por la presencia del efecto de una expansión circunferencial, cuando se le aplica un corte longitudinal al tubo y por el efecto de dicha expansión circunferencial puede presentarse una abertura o cierre en la circunferencia del tubo. Arif y colaboradores (31) utilizaron estas ecuaciones, con las cuales relacionaron la distancia de separación o cierre en la circunferencia para determinar el esfuerzo residual considerando el efecto de formado en varias muestras de tubos con soldaduras helicoidales.

Es este trabajo Arif y colaboradores (31), investigaron mediante modelación por elemento finito, los esfuerzos residuales en la soldadura en ambos lados por el proceso de arco sumergido, en tubos de acero con propiedades similares al acero API X60 y API X65, con un diámetro de 1422 mm y un espesor de pared igual a 16.48 mm y una longitud de 150 mm. En el estudio incluyeron las propiedades mecánicas y térmicas de acero, los resultados fueron validados por la prueba del corte de anillo y por el método del barrenado, encontraron que se desarrollaron altos valores del esfuerzo de Von Mises, durante los ciclos de enfriamiento después de la solidificación de las zonas de la soldadura, y el calor de entrada se asumió como una fuente de valor volumétrica en tres dimensiones (3D). Además estudió el efecto que tenía la velocidad de la soldadura sobre el nivel de los esfuerzos residuales, y encontraron que al incrementar la velocidad de la soldadura a una potencia constante, resultaba en la reducción del ancho de la soldadura en la zona de altos esfuerzos residuales.

En sus experimentos incluyeron la fórmula deducida de investigaciones anteriores a partir de pruebas experimentales en 2,090 anillos obtenidos, para determinar los esfuerzos residuales circunferenciales en un anillo seccionado longitudinalmente de un tubo soldado helicoidalmente, mediante la siguiente fórmula:

$$\sigma_r = \frac{E(t)(\Delta_c)}{2R(\Delta_c) + 4\pi R^2} \quad (88)$$

Donde:

E= Módulo de Young en MPa

t=Espesor de pared del tubo en mm.

Δ_c =Abertura o cierre del aro seccionado mm.

R=Radio del tubo mm

En el modelo matemático utilizaron el modelo de Goldak como flujo de calor por volumen de acuerdo a la siguiente ecuación:

Para $z > 0$

$$q_f(x,y,z) = \frac{6\sqrt{3}f_f Q}{abc_f \pi \sqrt{\pi}} e\left(-3\frac{x^2}{a^2}\right) e\left(-3\frac{y^2}{b^2}\right) e\left(-3\frac{z^2}{c_f^2}\right) \quad (89)$$

$$q_f(x,y,z) = \frac{6\sqrt{3}f_r Q}{abc_r \pi \sqrt{\pi}} e\left(-3\frac{x^2}{a^2}\right) e\left(-3\frac{y^2}{b^2}\right) e\left(-3\frac{z^2}{c_r^2}\right) \quad (90)$$

Que por tanto la temperatura transitoria T en el tubo está en función del tiempo t , y de las coordenadas espaciales (x, y, z) , que se determina por la ecuación de difusión de calor no lineal que sigue:

$$\rho(T)C_p(T)\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x}\left(k(T)\frac{\partial T}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(k(T)\frac{\partial T}{\partial y}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(k(T)\frac{\partial T}{\partial z}\right) + q \quad (91)$$

La **Figura 3.17** muestra el esquema con sistema coordenado global (x, y, z) en el espacio, de la soldadura helicoidal que tiene como origen de recorrido al punto (A) , y el fin de recorrido el punto (\underline{A}) , (R_z) es el radio exterior del tubo, (Q) es la energía en potencia, y (v_1, v_2, v) son los vectores de velocidad de soldadura (32).

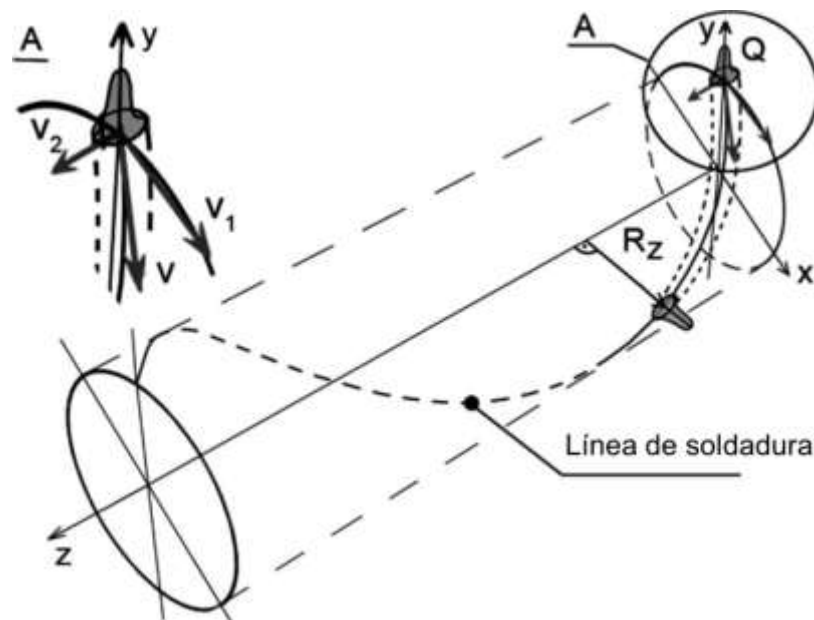


Figura 3.17. Esquema de soldadura helicoidal el sistema coordinado espacial (x, y, z) , y vectores de velocidad de soldadura (v_1, v_2, v) (32).

La **Figura 3.18** muestra el corte longitudinal con el cual se genera la abertura o cierre (Δ_c) del tubo, al cual se le pueden determinar los esfuerzos residuales circunferenciales.

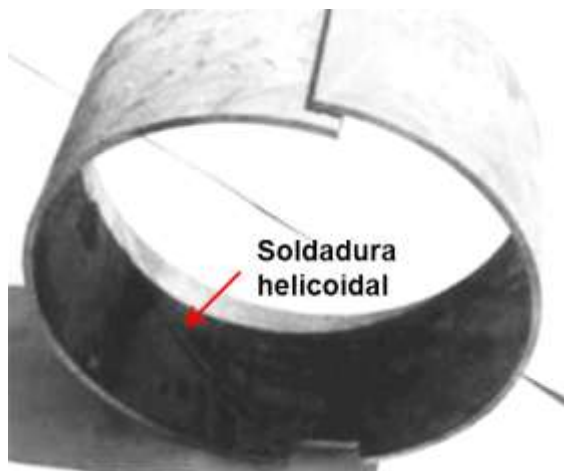


Figura 3.18. Sección de corte de anillo cortada longitudinalmente, obtenido de un tubo soldado helicoidalmente (31).

En el análisis de la soldadura utilizaron el siguiente algoritmo para el modelo de análisis matemático **Figura 3.19**:

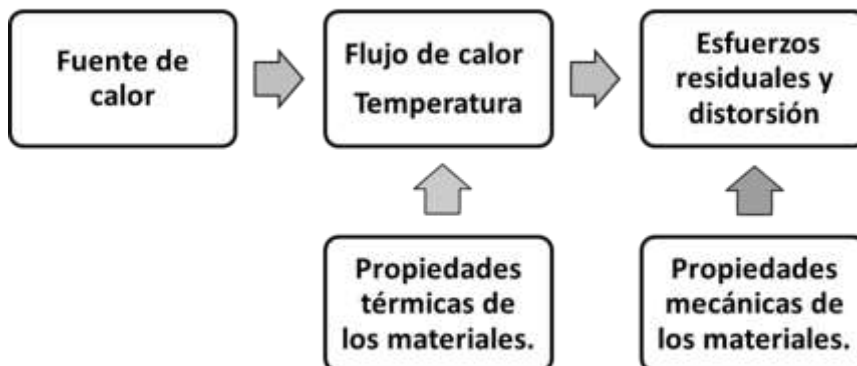


Figura 3.19. Algoritmo del modelo de análisis matemático para determinar los esfuerzos residuales (31).

El análisis matemático se enfocó en el modelo de Goldak, en el cual se utilizaron las fórmulas de los dos elipsoides, consecuentemente determinaron la temperatura transitoria T del tubo en función del tiempo (t), en el espacio de las coordenadas (x, y, z), y mediante solución numérica de las ecuaciones de difusión de calor no lineal se determinó el historial de temperaturas en el sustrato del material en el modelo matemático. La evaluación de la estructura que contiene a las soldaduras requirió de evaluar por métodos numéricos los valores de los esfuerzos residuales, para lo cual se consideró la energía de deformación debida a los esfuerzos térmicos, los cuales resultan de la restricción al movimiento de contracción, durante los cambios de temperatura, para lo cual se determinó finalmente con el principio de trabajo virtual, la fuerza en cada uno de los nudos del modelo para el modelo de elemento finito.

Encontraron que el esfuerzo residual predicho por el método del elemento finito resultó en 268 MPa, que resultó entre los valores experimentales por el método del barreno correspondientes al rango de 248-290 MPa **Figura 3.20**, (31), se aprecia que conforme se aleja de la soldadura helicoidal los esfuerzos tienden a volverse uniformes hasta un nivel mínimo de esfuerzo.

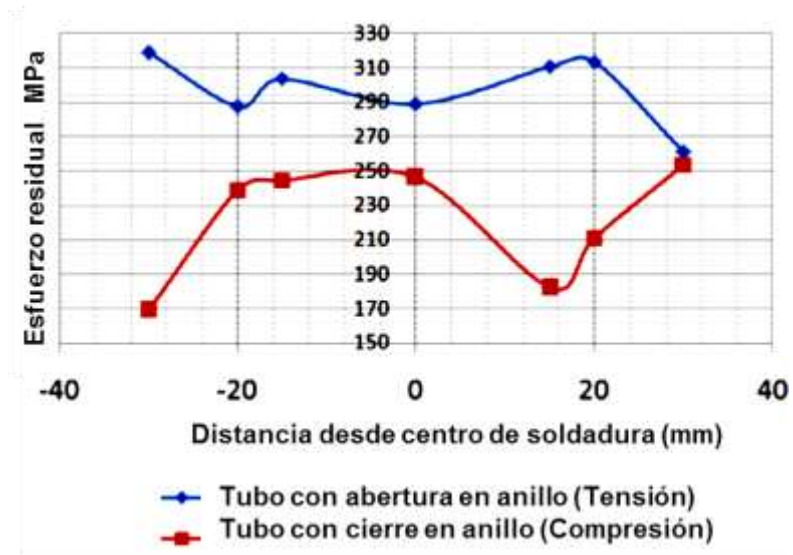


Figura 3.20. Esfuerzos residuales por el método del barreno para los casos de abertura y cierre del anillo (31).

Utilizaron aplicaron para el modelo tres velocidades de soldadura 0.0125 m/s, 0.01917 m/s, y 0.025 m/s, y encontraron que con la velocidad más baja en la soldadura se desarrollaron distribuciones de esfuerzos residuales más anchas, lo cual indicó que a bajas velocidades de soldadura se incrementó el calor de entrada por unidad de volumen, se volvió más ancha la zona de fusión y se incrementó la zona afectada por el calor **Figura 3.21** (31).

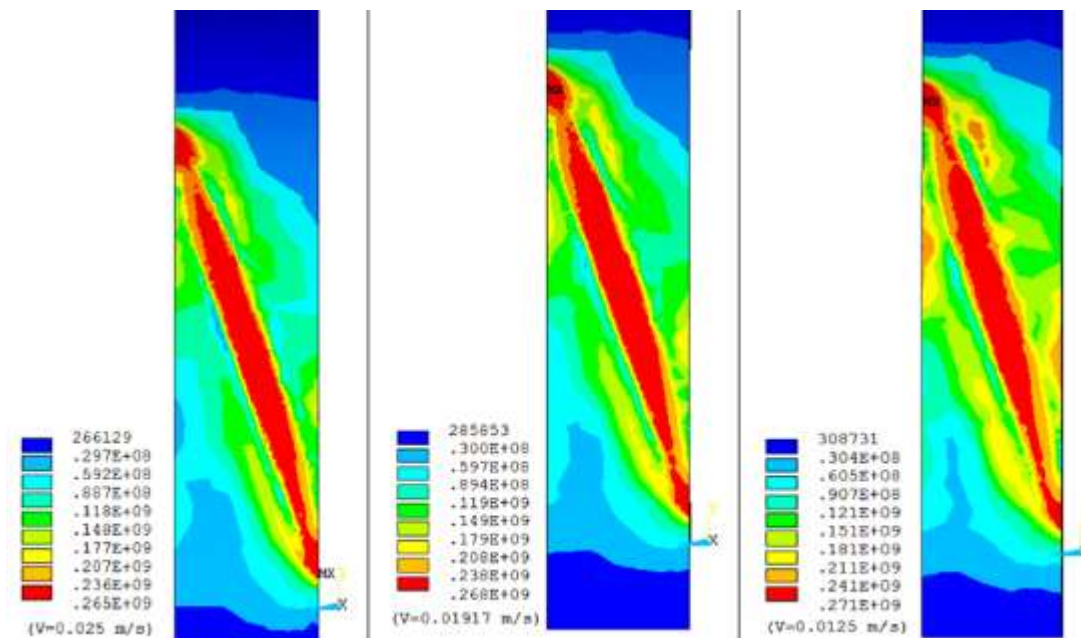


Figura 3.21. Distribución de los esfuerzos residuales en N/m^2 modeladas por el elemento finito, para tres velocidades de soldadura 0.025, 0.01927 y 0.0125 m/s (31).

Concluyeron que en la manufactura de tubos soldados helicoidalmente, el diámetro del tubo, el grado del acero en el tubo, el ancho del formado del tubo, el ángulo de formación, la velocidad de la soldadura, y la distancia entre las soldaduras tienen un efecto significativo en el efecto del cambio en las circunferencias en el método del corte de anillo.

Así mismo encontraron que el valor de 268 MPa resultado del modelo por el elemento finito se aproximó a los valores de los esfuerzos residuales determinados por el método del barreno.

Concluyeron que al incrementar la velocidad de soldadura a calor de entrada constante, y con insignificante pérdida en la superficie, conduce a un crecimiento proporcional de las isoterms, y se reduce el ancho de la zona de altos esfuerzos residuales.

Los resultados en el modelo mostraron que los parámetros más importantes del proceso de soldadura, para un estudio futuro son el calor de entrada y la velocidad de la soldadura.

3.15 Modelación y comportamiento de estructuras de cascarón con características helicoidales

La modelación de la soldadura helicoidal puede estudiarse mediante modelos de cascarón, en los cuales se puede considerar un modelo de mallado en forma igualmente helicoidal, para lo cual en la costura de soldadura y la zona afectada por el calor se configura con tetraedros de menor tamaño, con la generación de una malla más fina que en las partes alejadas de la soldadura, por lo que se puede obtener una mayor precisión de los resultados en la determinación de los esfuerzos residuales, y se puede lograr con el uso de siguientes fórmulas de mallado que describe Sadowsky y colaboradores (33).

Sadowski y colaboradores (33) estudiaron las ecuaciones con las cuales se pueden modelarse las soldaduras helicoidales, y representar los mallados helicoidales mediante ventajosos procedimientos computacionales, los cuales resultan ser comunes en el formado de tubos formados en espiral.

Las coordenadas cartesianas en tres dimensiones por medio de las formulas paramétricamente utilizadas como sigue:

$$x(\theta) = R \cos \theta \quad (92)$$

$$y(\theta) = R \sin \theta \quad (93)$$

$$z(\theta) = \frac{P}{2\pi} \theta \quad (94)$$

Donde:

R es el radio de la hélice

θ es el ángulo de coordenadas cartesianas cilíndricas

P es la distancia entre cada giro completo de la soldadura.

La transformación nodal que conduce a una malla para hélice singular se define como sigue:

$$x(\varphi, \xi) = r(\varphi, \xi) \cos[\theta(\varphi, \xi)] \quad (95)$$

$$y(\varphi, \xi) = r(\varphi, \xi) \sin[\theta(\varphi, \xi)] \quad (96)$$

$$z(\varphi, \xi) = P \left(\frac{\theta(\varphi, \theta)}{2\pi} - 1 \right) + \xi \quad (97)$$

Donde los rangos de coordenada son como sigue:

$$0 \leq \varphi \leq (n_p + 1) \sqrt{P^2 + (2\pi R)^2} \quad (98)$$

$$0 \leq \xi \leq P \quad (99)$$

Donde:

n_p es el número de giros de la hélice

ξ es una constante.

Con las fórmulas anteriores es posible modelar con un software el sólido de una sección de tubo para determinados parámetros como se muestra en la **Figura 3.22** en la cual también se incluye la hélice del modelo de soldadura. Con la finalidad de comprender el comportamiento de estructuras cilíndricas, se necesitarán más investigaciones para determinar los patrones de esfuerzos residuales que pueden resultar en las estructuras de tubos soldados (33).

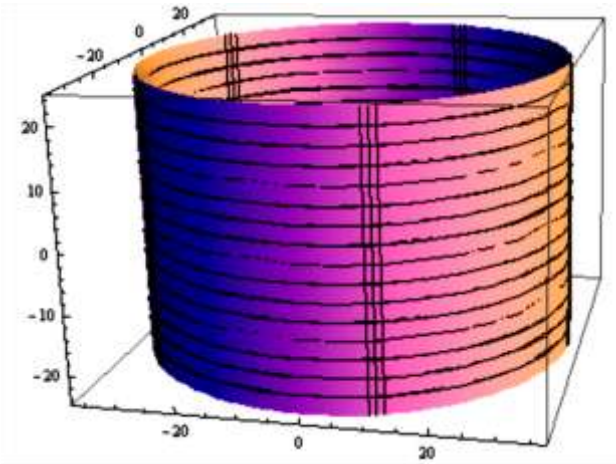


Figura 3.22. Modelo de figura en 3D para un tubo con 40 unidades de diámetro en el cual también se graficó la hélice que representa la soldadura helicoidal, representado en las coordenadas cilíndricas (34)

Se puede representar la hélice como se muestra en la **Figura 3.23**.

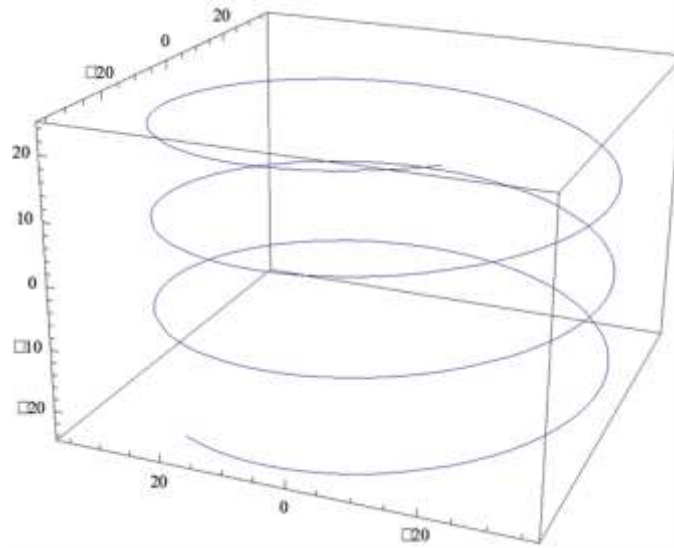


Figura 3.23. Representación de modelo en 3D para la hélice con un diámetro de 40 unidades representada en las coordenadas cilíndricas (34).

Concluyeron que las ecuaciones para representar los tubos con soldaduras helicoidales son un estudio introductorio para el estudio del comportamiento estructural, en tubos cilíndricos con características helicoidales. Propusieron un método altamente robusto y general para representar la malla de elementos finitos cuadriláteros, por lo tanto el metal de soldadura y otras características de con forma helicoidal se pudieron modelar con mucha facilidad y precisión.

3.16 Efecto de secuencia de soldadura sobre los esfuerzos residuales y la distorsión en placas con restricciones

La modelación por elemento finito de elementos estructurales en placa puede realizarse mediante un análisis termo mecánico, en el cual se determinan durante la primera etapa, las temperaturas transitorias generadas por las soldaduras considerando las propiedades termodependientes del material y el

calor de entrada durante el proceso de soldadura, después con los resultados de temperaturas transitorias del análisis térmico se aplican las condiciones de restricción de desplazamiento en el análisis mecánico, para obtener los resultados de distorsión y esfuerzos residuales a partir de haber considerado previamente distintas secuencias de aplicación de soldaduras, para lo cual puede tomarse en cuenta que a mayores zonas de restricción se disminuyen las distorsiones y los esfuerzos residuales pueden llegar a alcanzar su máxima magnitud. Varios estudios de secuencias de soldaduras en muestras de placas restringidas en sección T fueron investigados por Gannon y colaboradores (35), mediante modelos por el elemento finito que a continuación se describen.

Gannon y colaboradores (35) estudiaron el efecto de la secuencia de soldadura sobre los esfuerzos residuales y la distorsión de placas con atiesadores, así como el efecto de la resistencia última bajo el efecto de compresión. En el análisis estudiaron mediante elemento finito una placa con una restricción, para lo cual la simulación se realizó en dos etapas, la primera con un análisis térmico transitorio en el cual se determinó la distribución de temperaturas causadas por el recorrido de la fuente de calor, y la segunda consistió en un análisis estructural no lineal que se resolvió mediante series de cargas secuenciales paso a paso, las cuales consistieron en incrementar la posición de la fuente de calor en la dirección de la soldadura, de tal forma que se asociaron las temperaturas del análisis térmico en cada paso de carga se aplicaron como cargas durante el análisis estructural, y dicho proceso se hizo las veces necesarias hasta completar la soldadura.

Las placas horizontal y la de restricción fueron aceros que se han utilizado en la construcción naval del tipo SM400A, los cuales tenían una composición química que se muestra en la **Tabla 3.7**.

Tabla 3.7. Composición química de la placa de acero horizontal y de la placa de restricción para la simulación por elemento finito (35).

C	Si	Mn	P	S
0.23	-	0.56	< 0.035	< 0.035

La placa era de 500 X 500 X 9 mm con una placa de restricción cuyas dimensiones fueron 300 X 500 X 9mm de espesor como se muestra en la **Figura 3.24**. En dicho componente el elemento de restricción se unió a la placa horizontal con una soldadura de filete de 6mm aplicada en ambos lados de la placa vertical de restricción.

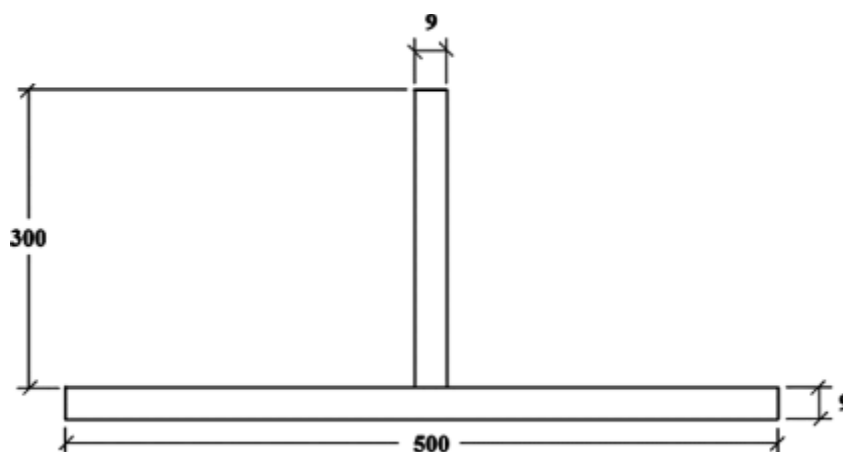


Figura 3.24. Perfil de la sección de placa horizontal y de la placa de restricción soldadas para la simulación por elemento finito (35).

En cuanto a las secuencias de las soldaduras se utilizaron cuatro modos distintos que se muestran en la **Figura 3.25**.

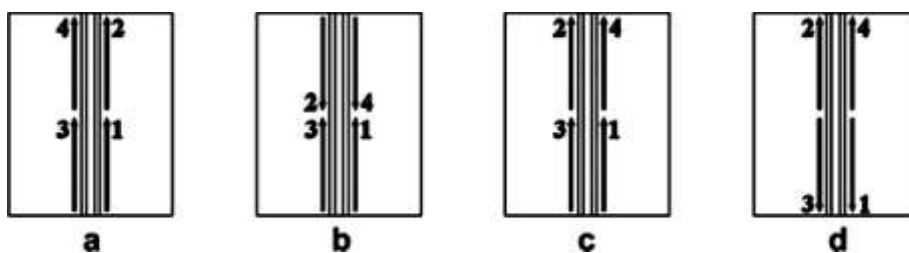


Figura 3.25. Figuras de las cuatro distintas secuencias de soldaduras para la modelación del componente soldado (35).

El análisis por elemento finito mostró tener resultados similares a la reducción de la distorsión en las placas. En el análisis mecánico no se consideró la transformación de fases principalmente porque los aceros al bajo carbono poseen una relativa alta temperatura de inicio de la martensita M_s , porque el esfuerzo de cedencia resulta ser bajo cuando se presenta la deformación volumétrica debida a la transformación martensítica, y como resultado la deformación volumétrica debida a la formación de la martensita, se tiene poco efecto en la distribución de los esfuerzos residuales.

Se estudiaron las distribuciones de los esfuerzos residuales en tres secciones en las cuales se observó que eran similares, y los esfuerzos residuales alcanzaron el valor del esfuerzo de cedencia, y los esfuerzos residuales de compresión fueron de -97 MPa y -60 MPa en las placas horizontal y la restricción respectivamente, para todas las secciones la secuencia B resultó con el más alto valor de esfuerzos residuales a compresión la placa de restricción, y las secuencias A y C resultaron con los esfuerzos residuales más altos en la placa ver **Figura 3.26**.

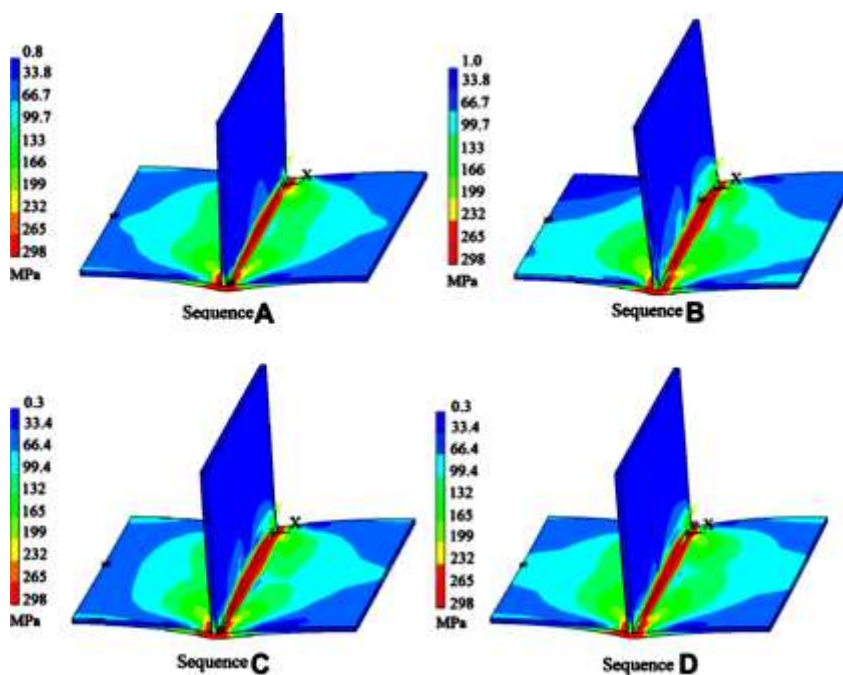


Figura 3.26. Figura de presencia de esfuerzos residuales para las distintas secuencias de soldaduras (35).

Observaron que la secuencia B resultó con la más elevada deflexión fuera del plano, y las secuencias de soldadura A y B resultaron ser las deflexiones más altas que se presentaron en la placa de restricción, las secuencias C y D resultaron en la mínima distorsión tanto de la placa horizontal como de la placa de restricción. Concluyeron que la secuencia de soldadura D resultó preferible aplicarse, por haber presentado el más bajo esfuerzo residual de soldadura y de distorsión ver **Figura 3.27**.

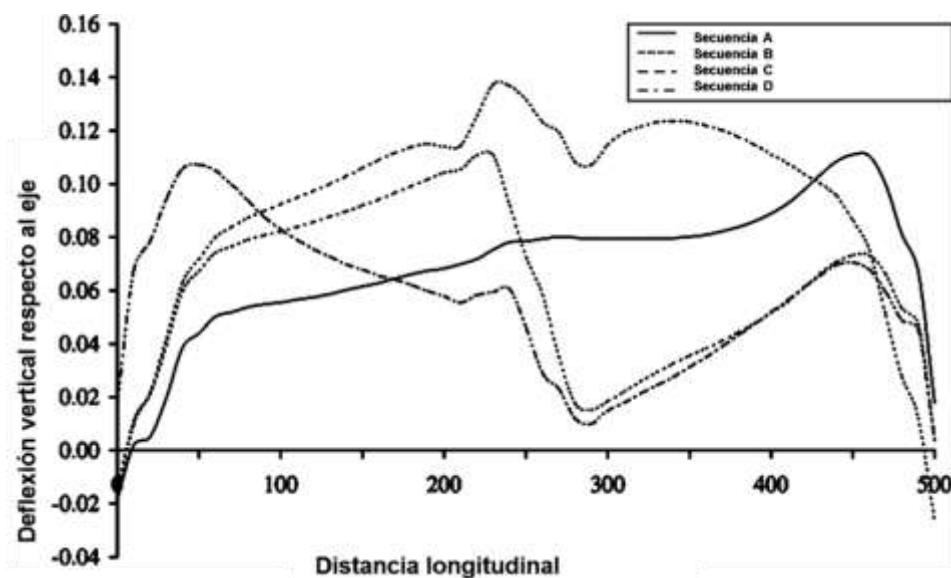


Figura 3.27. Deflexiones verticales del componente simulado con soldadura en placa con una placa de restricción (35).

3.17 Medición de esfuerzos residuales en tubería de acero X70 nueva y en servicio por difracción de rayos X

La medición de esfuerzos por difracción de rayos X se sustenta en la teoría de Ley de Bragg, la cual se basa en la interpretación del ensanchamiento en los picos de difracción, que se generan a partir del ángulo de incidencia de los rayos X sobre una muestra de material, las medidas de ensanchamiento varían según el espaciamiento interplanar los cuales se deben a las microdeformaciones presentes, para lo cual se aplica el parámetro de medición

que es la longitud de onda de los rayos X en la determinación de los esfuerzos residuales.

Gou y colaboradores (36) determinaron los esfuerzos residuales en tubería nueva de acero X70, con un diámetro de 1,200 mm, un espesor de 12 mm y una longitud de 2,200 mm, con soldadura helicoidal, la cual se midió en la dimensión del ancho de la costura igual a 20 mm.

El método que aplicaron para medir los esfuerzos residuales consistió en difracción de rayos X, para lo cual utilizaron la Ley de Bragg con la ecuación que se representa en la siguiente forma (36):

$$2d(\text{Sen}\theta) = n\lambda \quad (100)$$

Donde:

n = es un número entero

d = es la distancia interplanar entre dos redes cristalinas

θ = es el ángulo de difracción

λ = es la longitud de onda

En que la prueba principal del dispositivo se basa en la fórmula siguiente:

$$2\theta - \text{Sen}^2\psi \quad (101)$$

que se puede describir en la siguiente ecuación:

$$\sigma_x = K * M \quad (102)$$

$$K = -\frac{E}{2(1+\mu)} * \frac{\pi}{180} \text{ctg}\theta_0 \quad (103)$$

$$M = \frac{\partial(2\theta_{\psi x})}{\partial(\text{Sen}^2\psi)} \quad (104)$$

Donde:

θ_0 es el ángulo de difracción cuando σ vale 0.

K es una constante de medición del esfuerzo

M es el factor de medición de esfuerzo

σ_x es el esfuerzo en la dirección de x

Como existe una relación lineal entre 2θ , $\text{Sen}^2\psi$, y la pendiente M , puede calcularse si se conocen más de dos puntos (2θ , $\text{Sen}^2\psi$), de tal forma que se puede calcular entonces σ_x , al medirse cuatro diferentes valores de $\theta_{\psi x}$.

En el caso del acero X70 los parámetros principales del instrumento fueron los siguientes:

- $\alpha\text{-Fe}$ (2 1 1) con un paso 2θ en la cara de cristal medida de 0.4° , con una variación de 150° a 162° , 0.8 s de tiempo de barrido por ángulo, y a una cantidad máxima de 10,000.
- El procedimiento utilizado consistió en tomar muestras una vez lijadas y pulidas con una dimensión de 8 mm de diámetro y una profundidad pulida de 0.1 mm.
- Los esfuerzos se midieron en cuatro diferentes direcciones 0, 15, 30 y 45° y se calcularon los esfuerzos con el dispositivo con el principio mencionado anteriormente.

Encontraron que el valor máximo del esfuerzo residual en la zona afectada por el calor del tubo nuevo fue de 189 MPa en el diámetro externo, y en el diámetro interno fue de 425 MPa, estos valores fueron tomados de un total de 44 puntos medidos en el tubo nuevo de acero X70, y los valores de los esfuerzos residuales correspondieron a un valor mayor al esfuerzo de cedencia $\sigma_{0.2} = 485$ MPa en el diámetro interior, mientras que en el diámetro exterior resultó en un valor de $0.4 \sigma_{0.2} = 194$ MPa.

Concluyeron que en los tubos nuevos el esfuerzo residual de la zona afectada por el calor en el diámetro interior era generalmente mayor a $0.8 \sigma_{0.2} = 388$ MPa hasta $1.05 \sigma_{0.2} = 509.3$ MPa, mientras que en el exterior del tubo resultó ser inferior a $0.4 \sigma_{0.2} = 194$ MPa, como se muestra en la **Figura 3.28**.

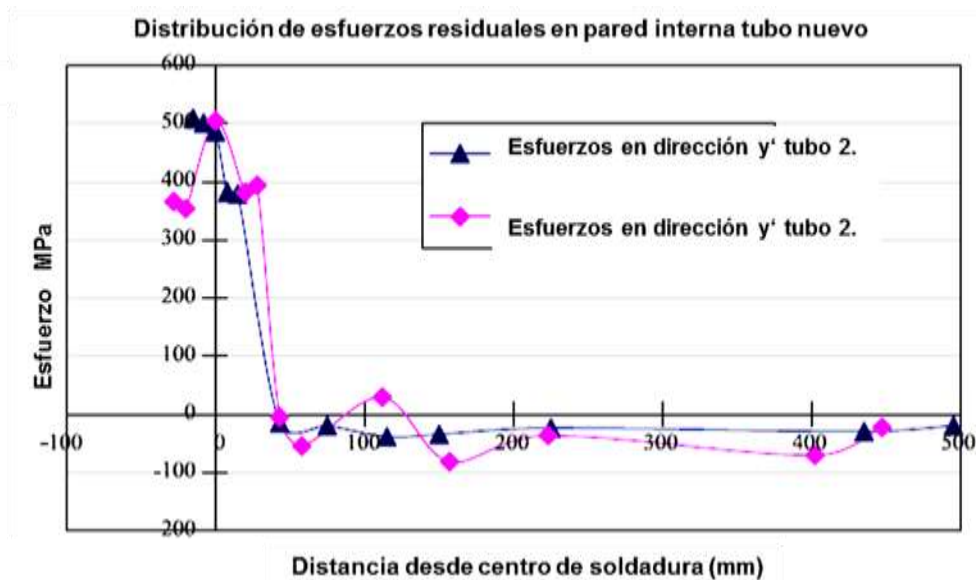


Figura 3.28. Diagrama de esfuerzos residuales para el tubo soldado por el proceso GMAW y SAW, en el diámetro interior del tubo nuevo (36).

El máximo esfuerzo residual principal resultó estar paralelo a la soldadura, y un alto esfuerzo residual se presentó dentro de un ancho comprendido de 40 mm que corresponde a la costura en toda la soldadura.

Los investigadores encontraron que los esfuerzos residuales en general podrían propiciar la aparición de los esfuerzos de corrosión y de fatiga por corrosión, debido a que los esfuerzos residuales de tensión eran predominantemente mayores al esfuerzo de cedencia $\sigma_{0.2} = 485$ MPa.

3.18 Predicción mediante elemento finito de los esfuerzos residuales y de la distorsión mediante transformaciones de fase

Las transformaciones de fase en la soldadura pueden simularse por el método del elemento finito, para lo cual se emplea un modelo geométrico de la placa soldada, en la cual se incluye la soldadura, la zona afectada por el calor, así como las propiedades termodependientes y las composiciones químicas del material base y de la soldadura, con la finalidad de obtener el ciclo térmico en la

zona afectada por el calor. En otro análisis mecánico transitorio se determina la distorsión en la soldadura con las propiedades mecánicas dependientes de la temperatura. Con el uso de fórmulas se puede determinar el inicio de la fase de martensita en la zona afectada por el calor y en el metal de aporte en función de la temperatura, así como valores fracción de la martensita en función de la temperatura como lo realizó Deng (34), y se obtienen finalmente las gráficas de la fracción de martensita contra tiempo de enfriamiento como se describe en los siguientes párrafos:

Deng (34) realizó investigaciones de las transformaciones de fase en estado sólido, de los esfuerzos residuales y las distorsiones en soldaduras de aceros al bajo y medio carbono respectivamente, para lo cual realizó simulaciones por el método del elemento finito, elaboró diagramas de transformación bajo enfriamiento continuo (CCT por sus siglas en inglés), para determinar las fracciones de martensita en la zona de fusión, así como de crecimiento y refinamiento de grano en la zona afectada por el calor.

En la simulación por elemento finito modelo una placa de 200 X 200 X 6 mm de espesor que se conformó de 4000 elementos y 5355 nudos, y el elemento más pequeño de la malla midió 4 X 1 X 1.5 mm, como se muestra en la **Figura 3.29**.

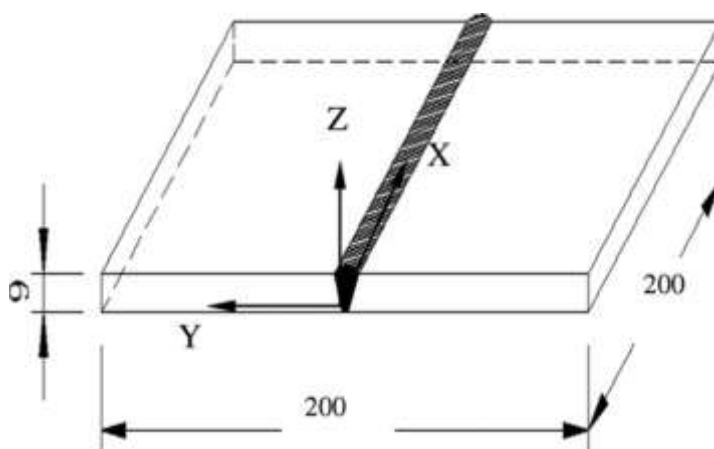


Figura 3.29. Figura del modelo por elemento finito de 200 X 200 X 6 mm de espesor tanto para acero al bajo y al medio carbono (37).

La composición química del acero S15C al bajo carbono y del acero al medio carbono S45C se muestran en la **Tabla 3.8**.

Tabla 3.8. Composición química de los aceros al bajo y al medio carbono respectivamente (37).

Acero	C	Si	Mn	P	S	Cr
S15C	0.15	0.22	0.41	0.021	0.024	0.06
S45C	0.44	0.22	0.66	0.022	0.029	0.015

Las fracciones de martensita fueron obtenidas mediante el tiempo de enfriamiento $t_{8/5}$ de 800°C a 500°C, y su relación con la fracción de martensita la obtuvo de los diagramas de transformación bajo enfriamiento continuo que se muestran en las **Figuras 3.30 y 3.31**.

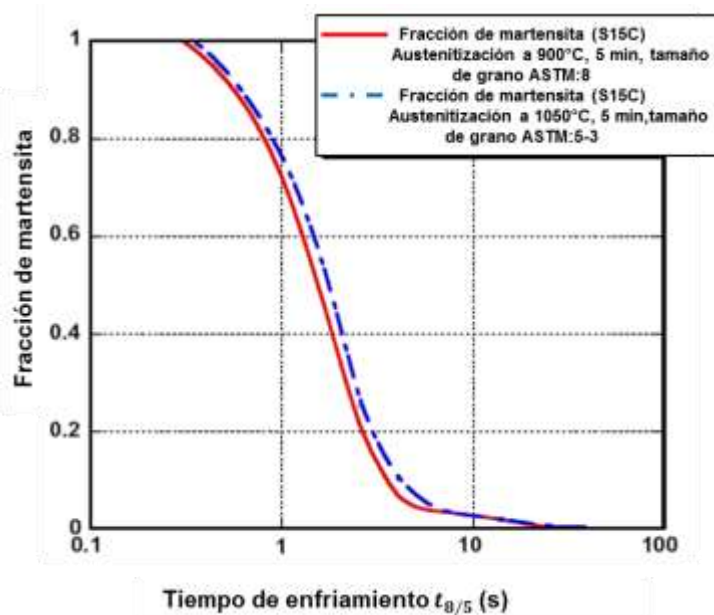


Figura 3.30. Curva de fracción de martensita contra tiempo de enfriamiento $t_{8/5}$ en el acero al bajo carbono S15C (37).

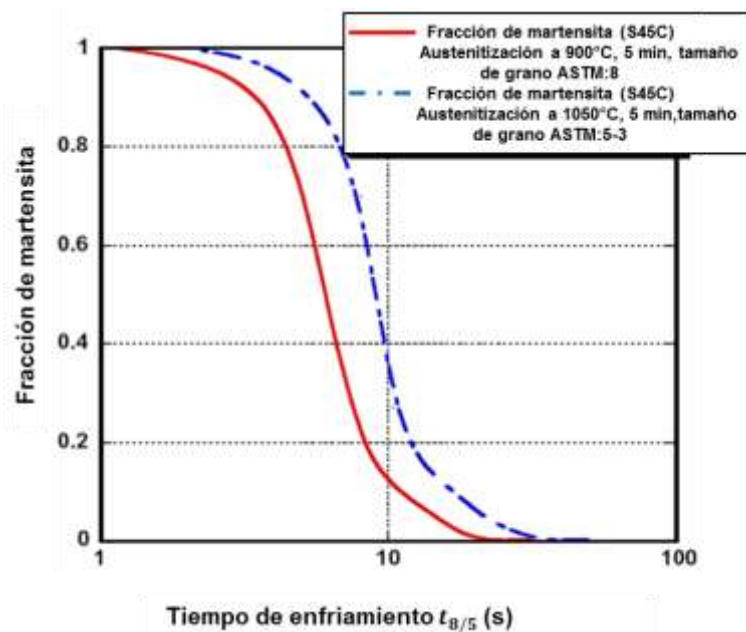


Figura 3.31. Curva de fracción de martensita contra tiempo de enfriamiento $t_{B/5}$ en el acero al bajo carbono S45C (37).

Concluyó que tanto en los esfuerzos residuales como en la distorsión el acero al bajo carbono no tuvo influencia la transformación de fase en estado sólido, sin embargo en los aceros al medio carbono los esfuerzos residuales y las distorsiones se vieron afectados significativamente por la transformación martensítica.

3.19 Medición y modelación por métodos numéricos de esfuerzos residuales de soldaduras circunferenciales en tubería costa afuera

La modelación de los esfuerzos residuales en soldaduras longitudinales pueden realizarse por el método del elemento finito, para lo cual se considera

en la geometría del modelo la sección del bisel, la sección transversal de la soldadura, y el espesor de pared de la tubería a la cual se le desea determinar los esfuerzos residuales, se consideran también para el análisis las propiedades termodependientes del metal base y del metal de aporte (coeficiente de expansión térmica, coeficiente de conductividad térmica, calor específico, entalpía y densidad), y las propiedades mecánicas del metal base y del aporte dependientes de la temperatura (esfuerzo de cedencia, módulo de Young, módulo de Piosson), con lo cual se pueden realizar varios modelos para determinadas geometrías agrupadas con características específicas de tubería, y a partir de los resultados de simulación de los esfuerzos residuales, pueden generarse bases de datos en los cuales se muestran gráficas con resultados estadísticos acerca de la media de los esfuerzos residuales, y es posible representar los valores de los esfuerzos residuales con ecuaciones de regresión como las ecuaciones de los siguientes estudios realizados por Zhang y colaboradores (38).

En la medición de los esfuerzos residuales puede utilizarse una técnica similar a la del barreno ciego, la cual se conoce como técnica del barreno profundo, y consiste en realizar un barreno hasta el extremo opuesto de una muestra, para después practicar la extracción de un núcleo que contiene al primer barreno, el esfuerzo residual se calcula por diferencia entre las medidas el diámetro del barreno antes y después de extraerse el núcleo; este tipo de prueba también se realizó por Zhang y colaboradores (38) para mediciones de esfuerzos residuales en tuberías, las cuales pueden obtenerse con la finalidad validar los resultados de simulación por elemento finito de los esfuerzos residuales en tuberías con soldaduras longitudinales.

Zhang y colaboradores (38) realizaron investigaciones en muestras de tubería soldada sin costura de acero X70 de 406 mm de diámetro (16 pulgadas), 19.1 mm de espesor (3/4 pulgadas), 900 mm de longitud, así como tubería soldada con costura de acero X65 de 508 mm de diámetro (20

pulgadas), 22 mm de espesor (7/8 pulgadas), 900 mm de longitud, para lo cual utilizaron el método de barrenado ciego por abrasión con aire forzado mediante el estándar del ASTM E837-08, el método de barrenado profundo (DHD por sus siglas en inglés), así como el método de estratificación, con la finalidad de hacer predicciones mediante métodos numéricos de los esfuerzos residuales a través del espesor de soldaduras a tope, los cuales combinaron con la base en datos para esfuerzos residuales del estándar británico BS 7910, y evaluar la influencia de los esfuerzos residuales en la integridad estructural de soldaduras circunferenciales en tubería costa afuera.

En la **Tabla 3.9** aparecen las propiedades mecánicas de las muestras de tubo tanto en la soldadura y el metal base.

Tabla 3.9. Propiedades mecánicas de los tubos en la experimentación para determinar los esfuerzos residuales (38).

Diámetro de tubo (mm)	Metal	Esfuerzo de cedencia (MPa)	Esfuerzo de tensión (Mpa)	Elongación (%)
406 (16 pul)	Base	519	601	19.4
	Soldadura	728	782.1	18.1
508 (20 pul)	Base	539.2	615.9	18.9
	Soldadura	653.7	720.5	19

En la **Tabla 3.10** se especifican los procesos de soldadura de arco metálico con gas pulsado (PGMAW por sus siglas en inglés) y la soldadura de arco metálico con gas (GMAW), así como el calor de entrada en la soldadura.

Tabla 3.10. Proceso de soldadura, velocidad de avance y calor de entrada de las muestras de tubo utilizadas en la experimentación para determinar los esfuerzos residuales (38).

Medida de tubo	Pasos	Procesos	Velocidad de avance (cm/min)	Calor de entrada (KJ/mm)
406 mm (16 pul)	1	PGMAW	80	0.37
	2	PGMAW	46	0.62
	3	PGMAW	46	0.61
	4	PGMAW	46	0.64
	5	PGMAW	45	0.64
	6	GMAW	36	0.69
	7	GMAW	30	0.71
508 mm (20 pul)	1	PGMAW	79	0.33
	2	PGMAW	55	0.54
	3	PGMAW	53	0.55
	4	PGMAW	51	0.58
	5	PGMAW	49	0.60
	6	PGMAW	47	0.61
	7	GMAW	40	0.62
	8	GMAW	31	0.66

La **Figura 3.32 a)** muestra la macrografía de la soldadura correspondiente el tubo de 16 pulgadas de diámetro de acero X70, en la cual se aplicaron 7 pasos de soldadura por los procesos PGMAW y GMAW.

La macrografía de soldadura para el caso de la muestra de tubo de 20 pulgadas se muestra en la **Figura 3.32 b)**, y presenta 8 pasos de soldadura, por los procesos GMAW y PGMAW.

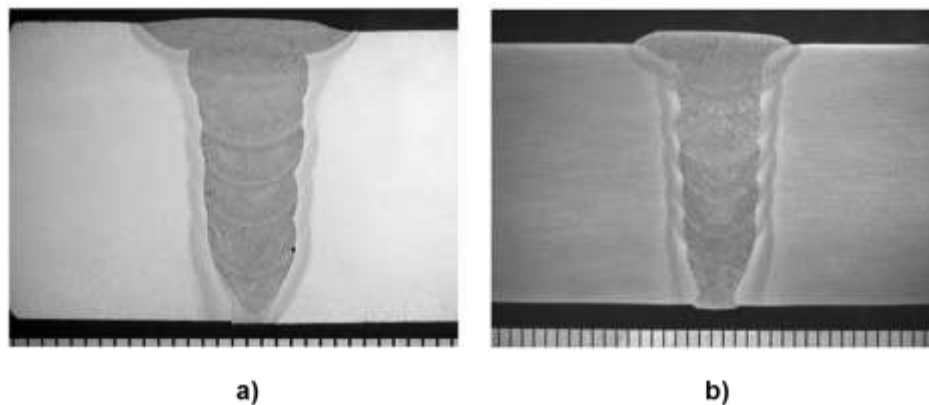


Figura 3.32. a) Macrográficas del perfil de soldaduras para las muestras de tubos de 16 pulgadas de diámetro de acero X70, con 7 pasos de soldadura, y **b)** soldadura en tubo de 20 pulgadas de diámetro con 8 pasos de soldadura (38).

Los de recorrido tanto del inicio como fin de la soldadura, así como las posiciones en las cuales se determinaron los esfuerzos residuales circunferenciales se muestran en la **Figura 3.33**.

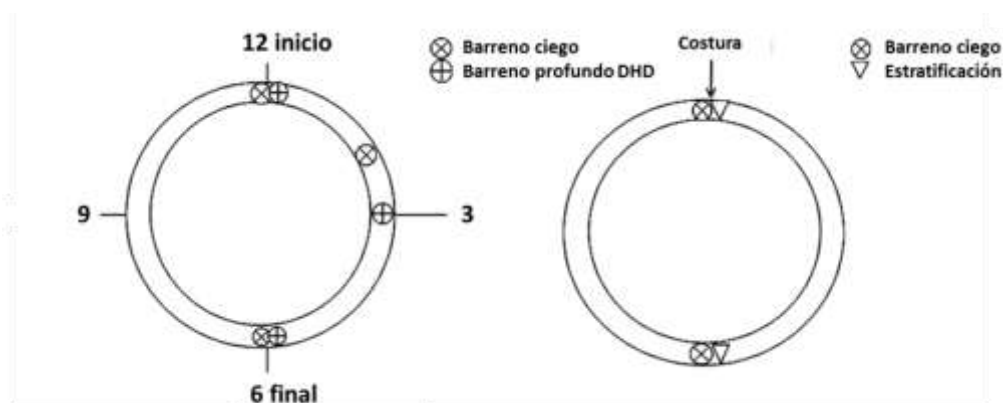


Figura 3.33. Puntos en los cuales se realizaron las pruebas de esfuerzos residuales, así como el tipo de pruebas de esfuerzos circunferenciales en los tubos de muestra (38).

Los resultados experimentales se ven en la **Tabla 3.11**, en la cual se presentan tres muestras de anillos de tubos cortados a 900 mm de longitud, con los puntos en los cuales fueron determinados los esfuerzos residuales máximos

superficiales, para las soldaduras circunferenciales en el tubo de 16 pulgadas de diámetro, y en acero X70.

Tabla 3.11. Resultados de esfuerzos residuales circunferenciales superficiales, para tres muestras de tubos de acero X70 con diámetro de 16 pulgadas, y puntos en los cuales se determinaron los esfuerzos residuales máximos (38).

Muestra	Ubicación	Esfuerzos residuales (MPa) y dirección (grados).			
		Esfuerzo principal máximo	Ángulo respecto al eje axial.	Esfuerzo longitudinal	Esfuerzo circunferencial
Muestra de anillo 1	En la soldadura (12)	290	74	-21	263
	Pie de soldadura (12)	360	90	54	360
	En la soldadura (6)	314	66	-126	227
	Pie de soldadura (6)	469	89	111	469
Muestra de anillo 5	En la soldadura (2 o 10)	244	67	114	222
	Pie de soldadura (2 o 10)	195	90	-109	195
Muestra de anillo 6	En la soldadura (2 o 10)	214	63	104	186
	Pie de soldadura (2 o 10)	147	87	-137	146

Los resultados de la experimentación del anillo 5 se realizaron con el método del barreno profundo por incrementos de profundidad en el espesor de pared, y además se graficaron los esfuerzos residuales superficiales determinados por el método de barreno ciego por abrasión por el ASTM E837-08, los esfuerzos residuales en el inicio y fin de recorrido de la soldadura, así como en los puntos 3 o 9. Los resultados de los esfuerzos longitudinales y circunferenciales se normalizaron respecto al esfuerzo de cedencia del metal base y de la

soldadura, para compararse con los valores graficados del estándar británico BS 7910, también se normalizó la distancia respecto a la profundidad del espesor en los tubos. Los esfuerzos residuales por el método del barreno ciego por abrasión también se incluyeron en las gráficas.

Los esfuerzos residuales longitudinales normalizados para la muestra de tubo de 16 pulgadas se muestran en la **Figura 3.34**.

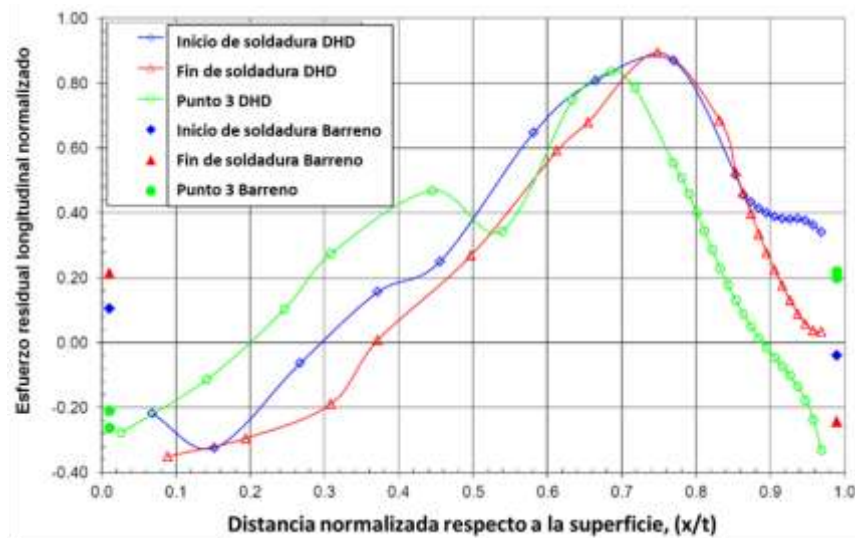


Figura 3.34. Gráfica de esfuerzos residuales longitudinales normalizados que fueron determinados experimentalmente en tubo de 16 pulgadas de diámetro (38).

Los esfuerzos circunferenciales normalizados del tubo de 16 pulgadas se muestra en la **Figura 3.35**.

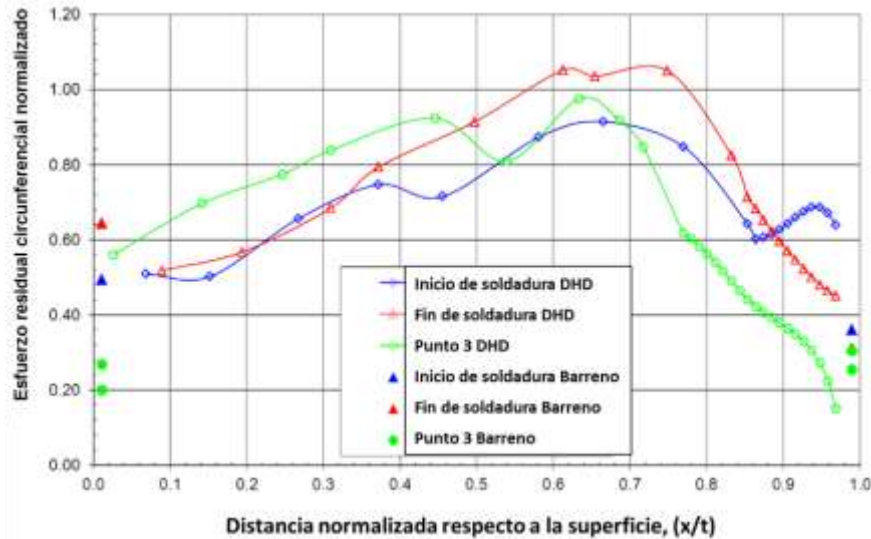


Figura 3.35. Gráfica de esfuerzos residuales circunferenciales normalizados que fueron determinados, en tubo de 16 pulgadas de diámetro de acero X70 (38).

En los resultados experimentales de esfuerzos residuales circunferenciales incrementan y decrecientan respecto a la profundidad desde la superficie y encontraron el esfuerzo residual máximo a la profundidad de 13 mm.

En la modelación de pérdidas de calor por convección y radiación desde las superficies externas, asumieron las propiedades térmicas dependientes de la temperatura con valores de temperatura ambiente como sigue:

Capacidad de calor específico 450 J/kgK, conductividad térmica en 63 W/mK, densidad del acero 7800 kg/m³. El software por elemento que utilizaron fue el Abaqus en el cual realizaron el análisis de transferencia de calor y de esfuerzos térmicos no lineales, para predecir el flujo de calor y de los esfuerzos térmicos alrededor de la soldadura para predecir finalmente los esfuerzos residuales. La simulación los pasos de la soldadura, consistió en integrar el metal de soldadura considerando la profundidad y el movimiento de la soldadura depositada. El modelado del flujo de calor se resolvió mediante secuencia de pasos que se dividieron en cortos incrementos de distancia, en el cual se incluyó un elemento al inicio del paso con la finalidad de representar al aporte de material de soldadura, de forma que el flujo de calor volumétrico

adicionado uniformemente en cada paso se cumplió hasta que se alcanzó la longitud total de soldadura y fuera considerada entonces como energía depositada.

El análisis de esfuerzos térmico se completó en un ciclo de calentamiento desde el inicio de la soldadura hasta la última soldadura, hasta que el tubo se enfrió a temperatura ambiente, en cada elemento adicionado se consideró, que llegaba a la temperatura de fusión de la soldadura, y que resultó de cada nuevo aporte de material depositado a partir del electrodo utilizado durante el proceso.

Analizaron la mitad del tubo en simetría a partir del eje de la soldadura una línea transversal a eje del tubo, restringieron los desplazamientos normales al eje de simetría en todos los nudos del mallado, así como los desplazamientos verticales en el sentido 6 a 12 para prevenir movimiento tanto lineal como rotacional del cuerpo rígido, y los desplazamientos para impedir el movimiento en la dirección 3 a 9, de forma que todas las restricciones permitieron que el tubo se deformara libremente bajo el efecto de los esfuerzos térmicos de la soldadura.

En la **Figura 3.36** se comparan los esfuerzos residuales longitudinales obtenidos de la simulación por elemento finito (MEF) y de los experimentos realizados por el método del barreno profundo (DHD por sus siglas en inglés), en el tubo de 16 pulgadas en acero X70.

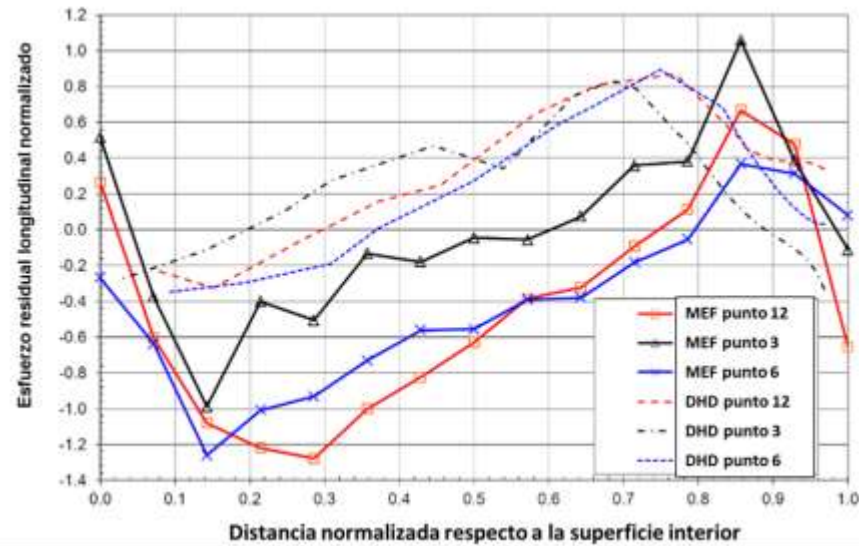


Figura 3.36. Gráfica de comparación de esfuerzos residuales longitudinales obtenidos por análisis de elemento finito (MEF) y de experimentación por el método del barreno profundo (DHD) en tubo de 16 pulgadas de acero X70 (38).

En la **Figura 3.37** se muestra la gráfica de comparación de resultados obtenidos por simulación (MEF) y experimentaciones de esfuerzos residuales circunferenciales normalizados en el tubo de 16 pulgadas con acero X70.

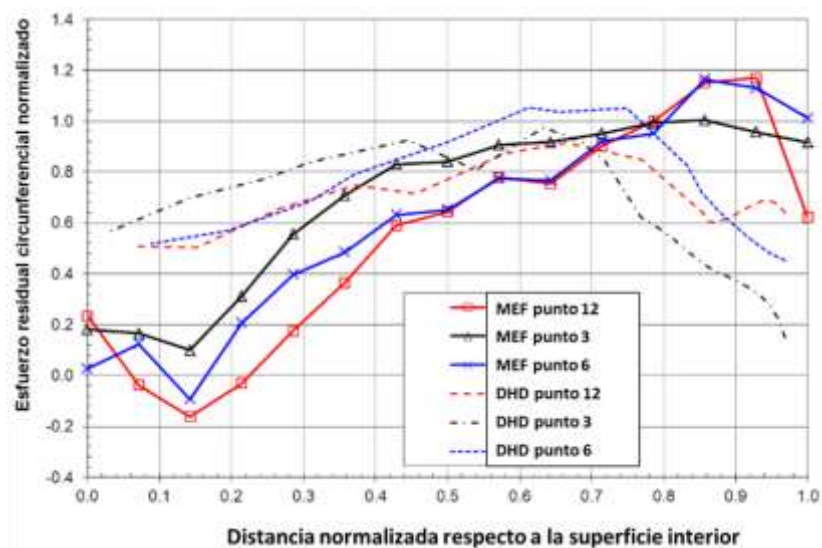


Figura 3.37. Gráfica de comparación de esfuerzos residuales circunferenciales obtenidos por análisis de elemento finito (MEF) y de experimentación por el método del barreno profundo (DHD) en tubo de 16 pulgadas de acero X70 (38).

Los datos de los experimentos generados por los autores resultaron de valores de calor de entrada bajos, y consideraron a los esfuerzos residuales longitudinales, por tener más influencia en la evaluación de la integridad estructural, e incluyeron en el análisis estadístico la base de datos del estándar BS 7910 para esfuerzos residuales generados por bajos valores de calor de entrada, así como datos de publicaciones recientes de otros autores He y colaboradores, y Ogawa y colaboradores.

La **Figura 3.38** muestra la gráfica de base de datos con un total de 296 datos, en la cual los autores incluyeron la curva del estándar BS 7910, la cual indica el valor límite superior de los esfuerzos residuales longitudinales normalizados.

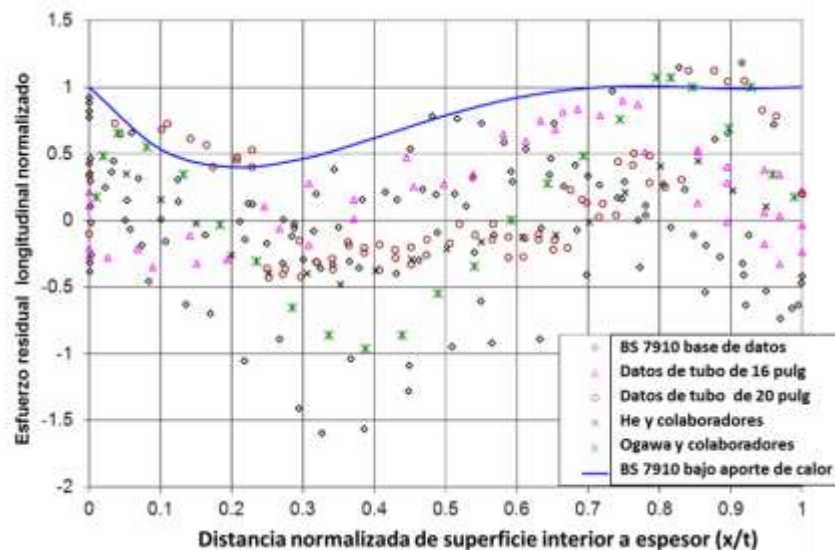


Figura 3.38. Gráfica de base de datos experimentales que comprende puntos de 296 datos para soldaduras circunferenciales, en la cual se incluye la curva del estándar británico BS 7910, para esfuerzos residuales longitudinales con bajo aporte de calor de entrada (38).

En la **Figura 3.39** se muestra la gráfica de los resultados por elemento finito y de la curva BS 7910 para tubo de 16 pulgadas, la cual subestima valores de esfuerzos residuales en relaciones de $x/t= 0.1$, y los sobrestima en $x/t = 0.5$.

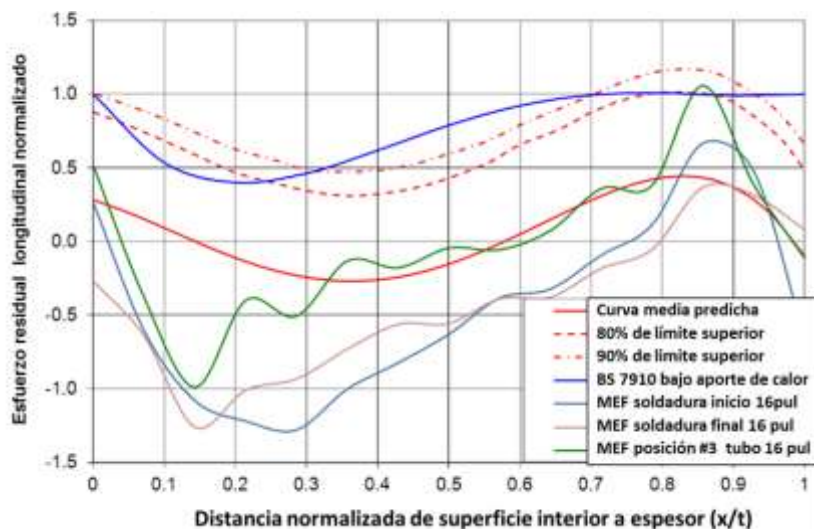


Figura 3.39. Comparación distribución de esfuerzos residuales experimentales con diferentes niveles de confianza y de predicción para tubo de 16 pulg (38).

Los investigadores propusieron una curva que representara el límite basado en el 90% de confianza y reemplazar la curva dada por el BS 7910, para lo cual propusieron la siguiente ecuación:

$$\frac{S_R}{S_y} = 1 - 3.33 \frac{x}{t} + 4.87 \left(\frac{x}{t}\right)^2 + 1.96 \left(\frac{x}{t}\right)^3 - 3.63 \left(\frac{x}{t}\right)^4 \quad (105)$$

Donde S_R, S_y , son los esfuerzos residuales y de cedencia respectivamente.

$\frac{x}{t}$, es la relación de superficie interior a espesor de pared.

En la **Figura 3.40** se muestran la curva de la expresión propuesta por los investigadores en color rojo, comparada con la curva del estándar británico BS 7910, la curva límite superior con 90% de confianza, la media de los datos y los puntos de los datos.

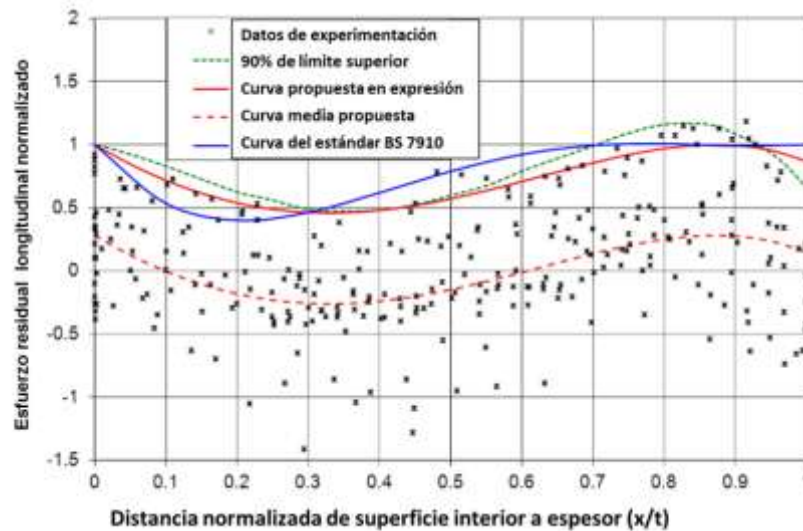


Figura 3.40. Comparación de la curva propuesta en la expresión matemática de la ecuación (105), con la curva de la base de datos de otros análisis (38).

La **Figura 3.41** muestra los valores de intensidad de esfuerzo, para lo cual asumieron una superficie de agrietamiento semi-elíptica en la grieta, los valores de K fueron normalizados respecto a los valores de $\sigma_y \sqrt{\pi a}$, en función de la profundidad normalizada de agrietamiento, para los esfuerzos residuales correspondientes al 90% de confianza del límite superior a partir de un análisis de regresión, y una distribución de esfuerzo residual igual a la resistencia de cedencia del material dado en el estándar BS 7910. La curva propuesta mostró valores de K mayores al estándar BS 7910 para valores de $x/t < 0.5$, y valores de K menores al estándar BS 7910 para valores de $x/t > 0.5$.

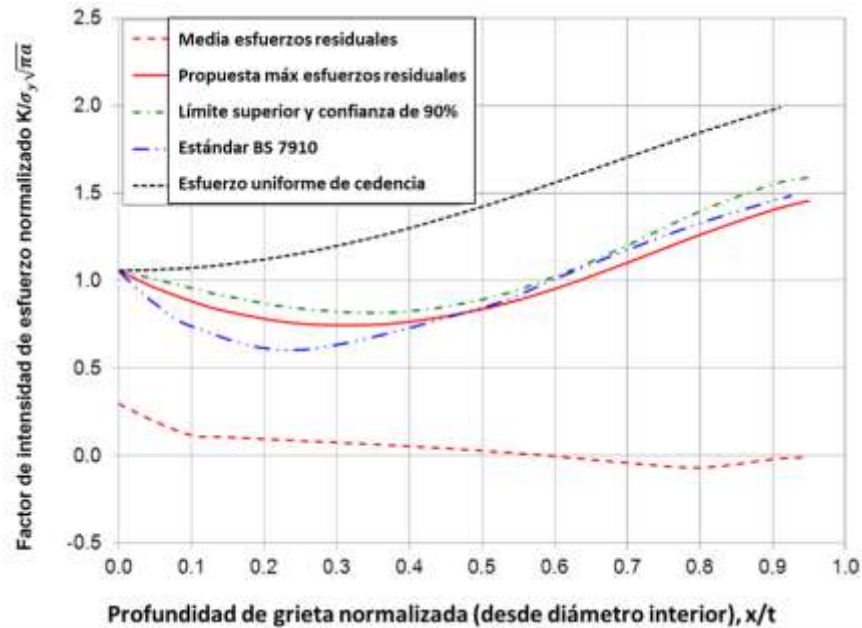


Figura 3.41. Gráfica de factor de intensidad de esfuerzo (K) normalizado, distribuido respecto en la profundidad de la pared, bajo esfuerzos residual axial (38).

Concluyeron que para el tubo de 16 pulgadas de diámetro los resultados de los experimentos por el método del barreno profundo (DHD), y del método de barreno tuvieron discrepancias.

Los esfuerzos residuales de tensión fueron mayores en el pie de la soldadura que en la soldadura en la soldadura circunferencial de inicio y fin de recorrido.

Existió buena concordancia entre los esfuerzos circunferenciales y las predicciones de modelo, a una distancia de 5 mm debajo de la superficie, así mismo el modelo mostró concordancia de resultados por el método del barreno, en las posiciones de inicio y fin de la soldadura, más no mediante el método de DHD o del método del barreno en la posición del punto 3.

Propusieron una nueva expresión para la distribución de esfuerzos residuales longitudinales para soldadura de bajo aporte de calor, la cual se basó en un límite superior con un 90% de confianza.

CAPÍTULO 4 .METODOLOGÍA EXPERIMENTAL

El procedimiento para realizar las pruebas de los esfuerzos residuales, en dos placas planas de acero X70 de media pulgada de espesor, soldadas por el proceso SAW consistió en tomar lecturas de microdeformaciones en seis rosetas previamente adheridas a las placas muestra de acero, a partir de barrenos ciegos, con profundidades sucesivas a cada 0.25 mm hasta llegar a los 2 mm, las rosetas fueron adheridas en un solo lado del cordón de soldadura, de las cuales tres se ubicaron en la contigüidad próxima al borde del cordón de soldadura a una distancia de 2.5, 3, y 4 mm, de las tres restantes, dos se ubicaron a una distancia de 17, y una a 17.5 mm del borde de la soldadura.

Una vez tomadas las lecturas de las microdeformaciones, se trazaron las gráficas de la variación del esfuerzo residual, respecto a la profundidad de cada barreno considerando las tres galgas extensométricas contenidas en cada roseta, así como del esfuerzo máximo y mínimo de los esfuerzos residuales en estado biaxial, respecto a las diferentes profundidades de cada barreno, el diagrama de flujo para la prueba de los esfuerzos residuales se muestra en la **Figura 4.1.**

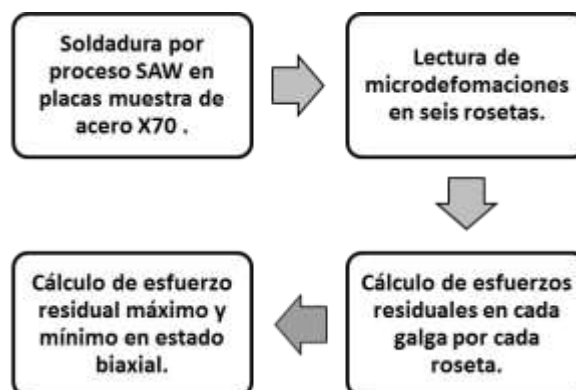


Figura 4.1. Diagrama de flujo para la prueba de esfuerzos residuales en placas de acero X70 de media pulgada de espesor, y soldadas con doble bisel por el proceso SAW.

4.1 Composición química de laboratorio en acero X70

Tabla 4.1 Composición química del acero API X70 (39).

C%	Mn%	Si%	S%	P%	Cr	Mo
0.085	1.48	0.289	<0.009	0.013	0.191	0.223
Ni	Al	Cu	Ti	Nb	V	Fe
<0.051	0.032	<0.01<	<0.031	0.07	0.051	Bal

4.2 Microestructura del acero X70

La microestructura del acero X70 es el resultado de un tratamiento termomecánico que presenta ferrita poligonal (PF), perlita (P) y bainita (B) como se muestra en la **Figura 4.2**.

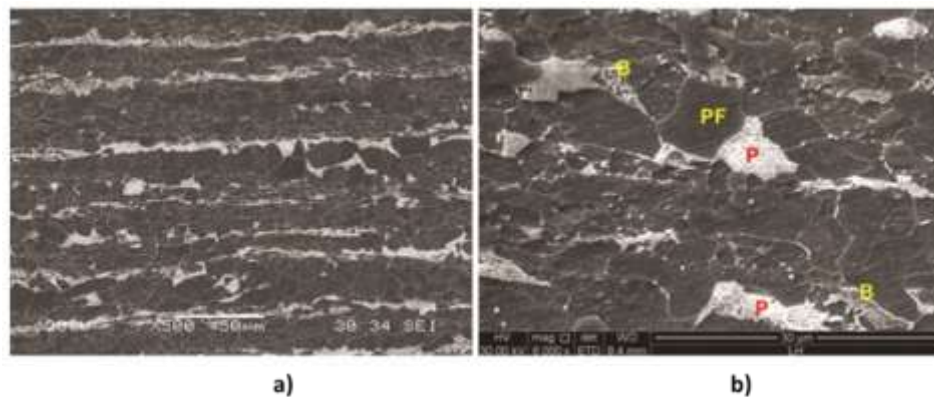


Figura 4.2. Microestructura del acero X70 a) aumentada a 500X, b) Aumentada a 6,000X ferrita poligonal (PF), perlita (P) y bainita (B) (15)

La microestructura encontrada en la zona afectada por el calor consistió en ferrita poligonal en el límite de grano FP(G) y perlita (P) como se muestra en la **Figura 4.3**.

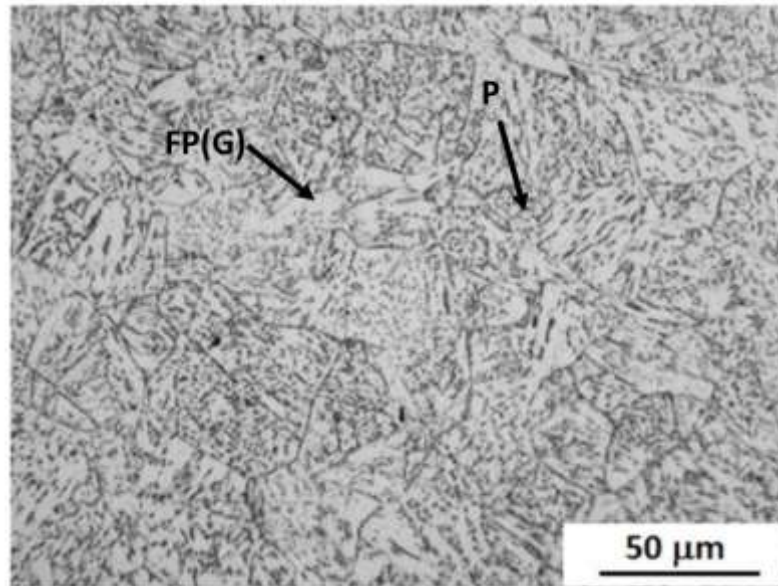


Figura 4.3. Microestructura en la zona afectada por el calor compuesta en su mayoría por ferrita poligonal en el límite de grano FP(G) y perlita (P) en el acero soldado X70 (40)

La microestructura encontrada en la zona de fusión consistió en ferrita acicular FA y ferrita Widmanstätten como se muestra en la **Figura 4.4.**

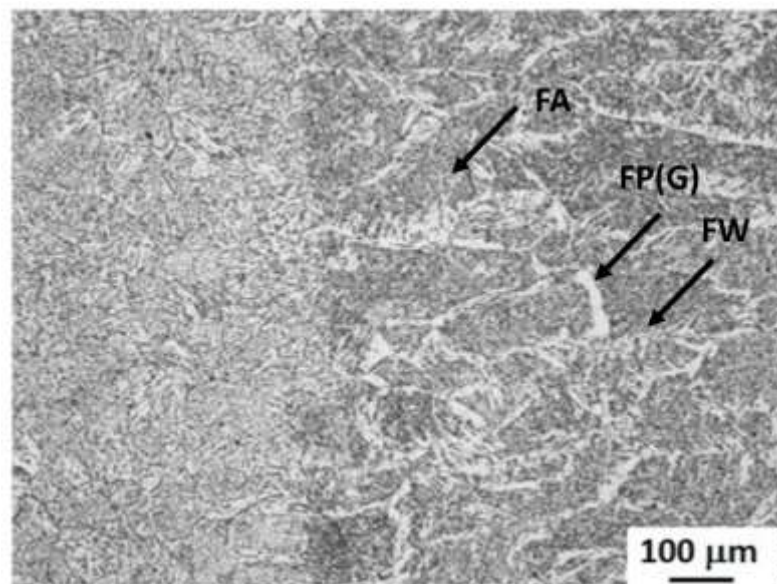


Figura 4.4. Microestructura en la zona de fusión compuesta predominantemente por ferrita acicular FA, ferrita poligonal en el límite de grano FP(G) y algunas regiones de ferrita Widmanstätten (40).

4.3 Análisis de tensión del acero X70

Se hizo una prueba de tensión en acero X70, con la finalidad de conocer el esfuerzo de cedencia en el acero de acuerdo al estándar ASTM E8 y los resultados de la prueba se muestran en la Tabla 4.2.

Tabla 4.2 Resultados de prueba de tracción en el acero API X70 (40).

Sección de probeta (cm ²)	Carga máxima (kg)	Carga de cedencia	Esfuerzo de cedencia (MPa)	Esfuerzo máximo (MPa)	% elongación
1.55	11,100	8,580	542.5	701.8	31

4.4 Experimentación de esfuerzos residuales por el método del barreno

Se determinaron los esfuerzos residuales en una muestra de placa de acero X70 soldada por el proceso SAW, con doble bisel, para lo cual se realizó el siguiente procedimiento:

- Se colocaron termopares en la placa para determinar el historial de temperaturas en el tiempo.
- Se aplicó soldadura en el bisel de menor profundidad la cual se le conoce como soldadura interna cuando se aplica en tubería.
- Se determinó la curva de evolución de temperatura contra el tiempo en segundos.
- Se aplicó el segundo cordón en el bisel de mayor profundidad conocido como soldadura externa, cuando se aplica en el caso de soldadura en tubería.
- Para preparar la zona donde se colocaron las rosetas se inició con el pulido de la superficie de la placa mediante lijas de los números 80 y 220 respectivamente.

- Se aplicó un líquido desengrasante en la superficie lijada utilizando gasas secas en el proceso de secado de la muestra.
- Un líquido acondicionador se aplicó seguido de un líquido neutralizador para dejar la superficie libre de rugosidades, previamente a la aplicación del adhesivo.
- Se aplicó una gota de adhesivo en la roseta previamente adherida a una cinta translúcida para evitar la estática durante la manipulación de la roseta.
- Los filamentos de las rosetas se soldaron con aleación plomo-estaño como metal de aporte, mediante un caudín de temperatura controlada, a las terminales de cables para preparar la conexión con el componente de medición de microdeformaciones.
- Se realizó el barrenado de acuerdo al estándar ASTM E837-08 mediante un taladro especial accionado por aire comprimido, con un cortador de 1.6 mm de diámetro y colocado firmemente en la punta de dicho taladro.
- Se registraron las lecturas transmitidas de las microdeformaciones mediante un dispositivo de adquisición de datos, con capacidad de cuatro canales de señal a partir de cada sola roseta.
- Se calcularon los esfuerzos residuales uniformes con las fórmulas del ASTM E837-08 de las rosetas utilizadas en la experimentación.

El esquema de los biseles se muestra en la **Figura 4.5**.

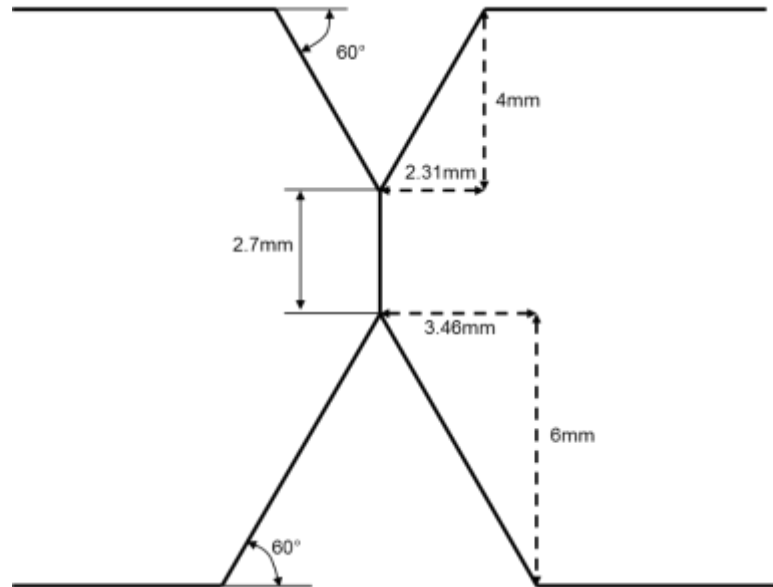


Figura 4.5. Esquema detallado de los biseles que se realizaron en las muestras para experimentación con proceso de soldadura SAW en placa de acero X70.

4.5 Experimentación para determinación de distorsiones

Se determinaron las distorsiones mediante el siguiente procedimiento en el cual se utilizó un escáner en tres dimensiones sin contacto y un software de diseño asistido por computadora tipo (CAD).

- Se aplicó líquido revelador de color blanco sobre la superficie de la placa muestra con la finalidad de evitar la reflexión del rayo láser.
- Se colocaron marcas circulares sobre la placa, con la finalidad de crear una nube de puntos que un software denominado VX Element lo procesara por triangulaciones en imagen digitalizada.
- Se recorrió la imagen de la placa a una altura de 20 centímetros, mediante un escáner de la marca Scanner EXA Scan™.
- Posteriormente se procesó la imagen en un software denominado Geo Magic Design X, con el cual se determinaron las distorsiones en elevaciones de 6 puntos sobre la placa.

4.6 Resumen de parámetros de soldadura para experimentación de placas soldadas de acero X70

La **Tabla 4.3** muestra el resumen de los parámetros en el experimento con soldadura SAW.

Tabla 4.3. Parámetros de soldadura para las soldaduras aplicadas en la experimentación con placas de acero X70, por el proceso de SAW.

	A (amperios)	V (voltios)	Velocidad (pulg/min)	HI (KJ/pulg)	HI (KJ/mm)	HI (J/mm ²)
1er cordón	650	43	33	50.82	2	2.5
2o cordón	735	30	33	40.09	1.58	1.6

En el caso del cálculo de aporte de calor (HI por sus siglas en inglés) se utilizó la fórmula que sigue en KJ/(pulg,mm) (41):

$$\frac{\text{Amperaje} \cdot \text{Voltaje} \cdot 60}{\text{Velocidad de soldadura} \left(\frac{\text{pulg}}{\text{min}} \cdot \frac{\text{mm}}{\text{min}} \right) \cdot 1000} \quad (106)$$

El caso de la fórmula del calor de entrada en J/mm² se utilizó la siguiente fórmula (42):

$$E_{wd} = \eta \frac{VI}{T_s} - 7.7\pi r^2 \frac{\omega_s}{T_s} \quad (107)$$

Donde:

E_{wd} es el calor de entrada en J/mm²

η es el factor de eficiencia de la soldadura = 1.

V es el voltaje

I es el amperaje

r es el radio del electrodo

ω_s es la velocidad de alimentación del alambre

T_s es la velocidad de la soldadura.

Se utilizó fundente Lincolnweld 761 con una composición química que se muestra en la Tabla 4.4.

Tabla 4.4. Composición del fundente clasificado como AWS F7A2-EM13K-H8 para la soldadura aplicada en placas (43).

Composición	SiO ₂	MnO	MgO ₂	CaF ₂	Na ₂ O	Al ₂ O ₃	TiO ₂	FeO
%	45	19	22	5	2	2	2	1

Se utilizó electrodo con diámetro de 5/32 de pulgada (3.9 mm) clasificado como AWS A517 - EM13K, con una composición química que se muestra en la Tabla 4.5.

Tabla 4.5. Composición química del electrodo EM13K para soldadura de placas en la experimentación (43).

Composición	C	Mn	Si	S	P	Cu
%	0.06-0.16	0.9-1.4	0.35-0.75	0.03	0.03	0.35

4.7 Datos para modelación por elemento finito

En la Tabla 4.6 se muestran los datos de propiedades térmicas del acero X70, que se utilizaron en la modelación por elemento finito, los cuales se introdujeron en la librería de datos del software Simufact.

Tabla 4.6. Datos de propiedades térmicas del acero X70, para modelación por elemento finito en el software Simufact (44).

Temperatura (°C)	Conductividad térmica (W/mK)	Calor específico (J/kgK)	Esfuerzo de cedencia (MPa)	Módulo de Young (GPa)	Relación de Poisson	Coefficiente de expansión térmica 10 ⁻⁶ (K ⁻¹)	Densidad (kg/m ³)
18	45.91	461.5	481	206.8	0.28	14.07	7,853
200	44.95	-	436	-	-	-	-
400	39.87	615.3	-	175.9	0.295	14.07	7,727
600	33.61	769.2	220	154.5	0.309	21.45	-
700	-	-	110	-	-	-	7,610
800	26.04	1823	-	114.5	0.319	-	7,642
1000	27.13	680	-	44.6	0.329	-	-
1200	-	-	-	2.29	0.332	-	7,429
1445	32.16	4807.6	1.22	0.1	0.335	21.45	7,165

En la **Tabla 4.7** se indican las temperaturas de inicio de formación de austenita durante el calentamiento (A_{c1}), así como la temperatura en que se completa la formación de la ferrita en austenita durante el calentamiento (A_{c3}) .

Tabla 4.7. Temperaturas de inicio de austenita y de formación de ferrita en austenita durante el calentamiento (45).

A_{c1}	A_{c3}
732°	887°

4.8 Gráfica de temperaturas de termopares

Se graficaron las temperaturas mediante siete termopares para lo cual se hicieron perforaciones en la placa con una broca común de 2.3 mm de diámetro, se prepararon cables de termopares que fueron soldados en las puntas de un extremo, y se colocaron a 5 mm del eje de la soldadura, la configuración de los termopares en la placa se muestran en la **Figura 4.6**, y las temperaturas registradas se muestran en la **Figura 4.7**.

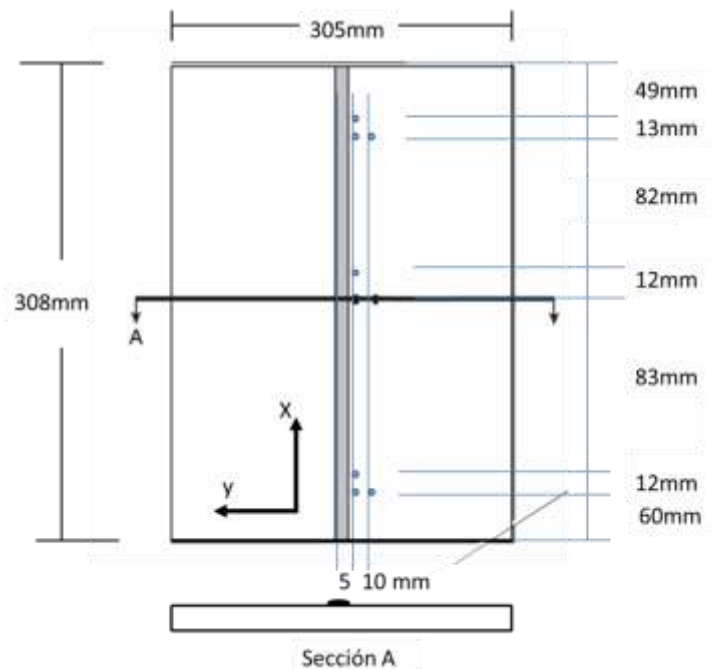


Figura 4.6 Esquema de distribución de termopares para el registro de temperaturas durante la soldadura.

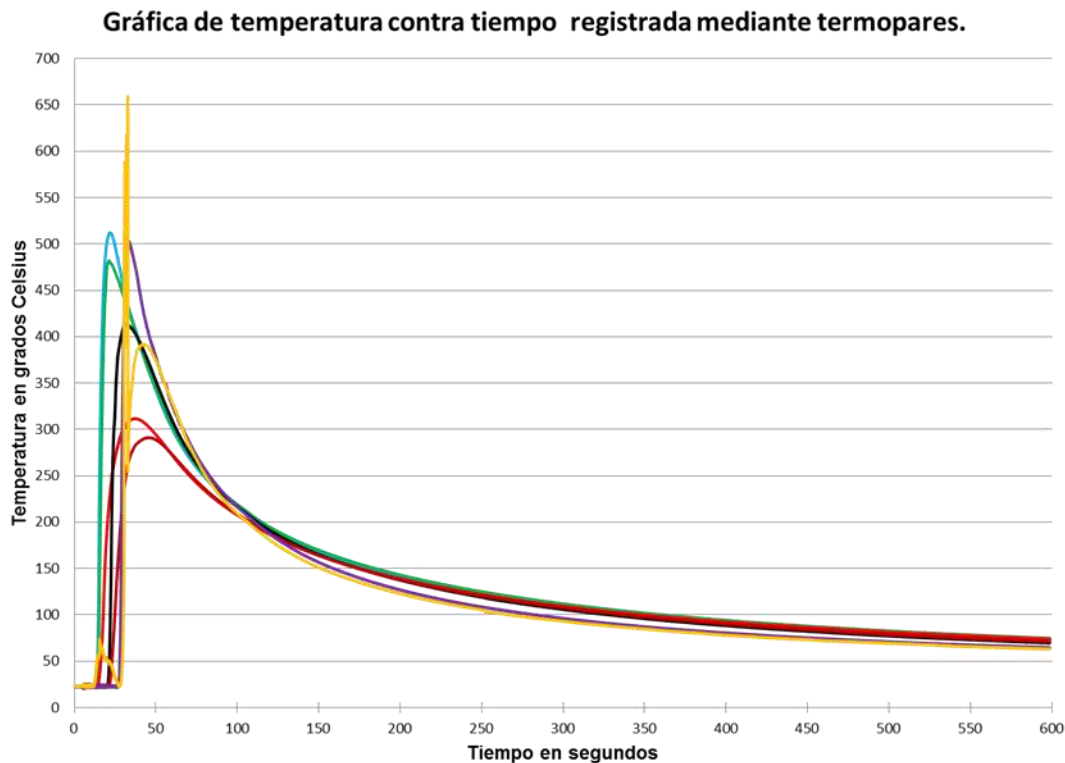


Figura 4.7. Gráfica de temperaturas contra tiempo registradas en 7 termopares tipo K para la experimentación en la soldadura sobre la muestra de placa de acero X70.

Se propuso para el ciclo térmico de la gráfica utilizar la siguiente basada en la ecuación de Rosenthal (46):

$$T_p - T_o = \sqrt{\frac{2}{\pi e}} \frac{q/v}{d(\rho_c)2r} \quad (108)$$

Donde:

T_p es la temperatura máxima

T_o es la temperatura inicial en °C

π es la constante 3.1416

e es logaritmo base

q/v es el calor de entrada en J/m

ρ_c es la difusividad térmica en J/m

r es la distancia radial desde la soldadura en m.

4.9 Gráficas de microdeformaciones en rosetas

Se graficaron las microdeformaciones axiales, y las microdeformaciones normalizadas respectivamente en cada roseta que se muestran en las **Gráficas 5.1 a 5.12**.

Las gráficas de las microdeformaciones axiales se graficaron contra profundidad de barreno, de acuerdo a la distribución de 6 rosetas como se muestran en la **Tabla 4.8**, y que se ubicaron en una muestra de placa de acero X70 de media pulgada de espesor.

Tabla 4.8. Ubicaciones de rosetas sobre la placa muestra de acero X70.

Roseta	Distancia al borde izquierdo de placa (mm)	Distancia al borde de soldadura (mm)
1	85	4
2	154	3
3	225	2.5
4	85	17.5
5	154	17.5
6	225	17.5

En la **Figura 4.8** se aprecia la distribución de rosetas para la determinación de los esfuerzos residuales.

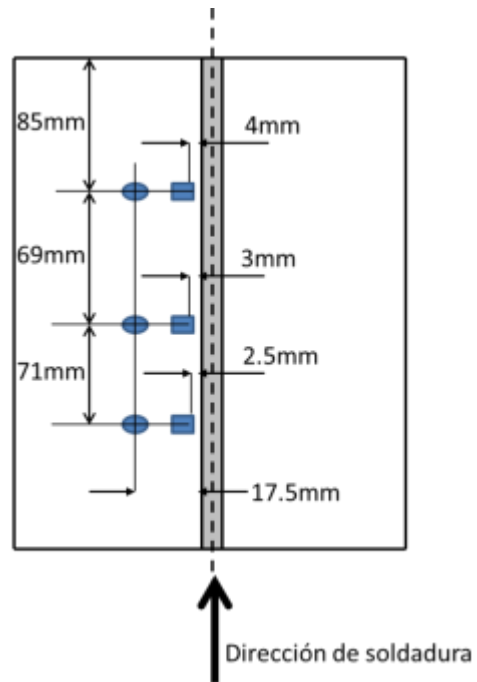


Figura 4.8. Distribución de rosetas sobre la placa muestra para el análisis de los esfuerzos residuales.

La preparación de las muestras de soldadura para la prueba de los esfuerzos residuales consistió en realizar un dispositivo de brida, para la fijación de las placas muestra con la finalidad de evitar que las placas de probeta se distorsionaran después de aplicada la soldadura por el proceso SAW, dicho dispositivo se muestra con las placas de probeta montadas y fijadas mediante la brida con tornillos como en la **Figura 4.9**.



Figura 4.9. Placas de probeta montadas en la brida y fijadas con ocho tornillos en los dos bordes laterales del dispositivo de brida para evitar distorsión después de aplicada la soldadura.

Una vez fijada la brida se colocaron seis termopares a 5 mm del eje de la soldadura, y tres termopares a 13 mm de separación del eje de la soldadura, con la finalidad de registrar el historial de temperaturas en la mitad del espesor de placa, mediante una tarjeta de adquisición de datos marca National Instruments modelo NI9213 de 16 canales, y conectada a una computadora tipo portátil con un software habilitado para el registro de las temperaturas en el tiempo, el equipo para el registro de temperaturas se muestra en la **Figura 4.10**.



Figura 4.10. Fotografía del equipo utilizado para la medición de temperaturas mediante el uso de termopares, una tarjeta de adquisición de datos marca National Instruments, que se muestra a la izquierda y una computadora tipo portátil a la derecha de la fotografía.

Para prueba de los esfuerzos residuales se procedió al lijado de la superficie de la placa mediante lijas de los números 80 y 220 respectivamente, seguido de aplicación de líquido desengrasante, con la finalidad de dejar la superficie libre de polvo y de aceites o grasas que pudieran haberse adherido en la placa, después se aplicó un líquido acondicionador seguido de un líquido neutralizador para sellar el rallado ocasionado por haber lijado la superficie previo a la aplicación del líquido adhesivo a base de Cianoacrilato de la marca Micro-Measurements para unir fijamente la roseta a la probeta de placa de acero, los líquidos envasados para adherir las rosetas se muestran en la **Figura 4.11**.

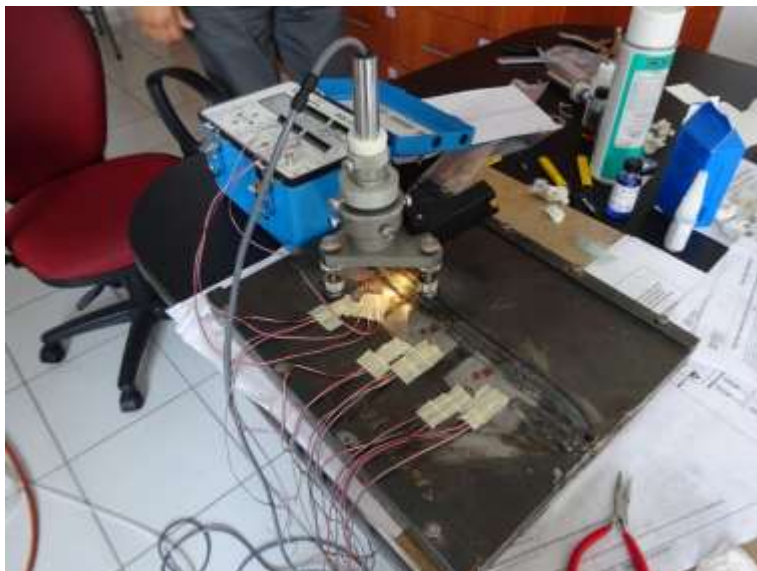


Figura 4.11. Figura en que se aprecian en la parte superior derecha de la figura los líquidos envasados con los cuales se propició buena adherencia de las rosetas con el metal de la probeta para la prueba de los esfuerzos residuales.

Con la finalidad de recibir la señal de las microdeformaciones se soldaron filamentos de las rosetas y las terminales de cables, mediante un caudín de temperatura controlada para transmitir las señales de las rosetas a un dispositivo de medición y registro de microdeformaciones, con cuatro canales, al cual se calibró y se balanceó automáticamente en cero microdeformaciones iniciales, y se le registraron como datos las especificaciones de las rosetas según el fabricante. El dispositivo utilizado para la medición fue el modelo P3 de la marca Micro-Measurements, el cual se muestra en la **Figura 4.12**.



Figura 4.12. Dispositivo indicador de medición y registro de microdeformaciones, con cuatro canales, modelo P3, de la marca Micro-Measurements.

Posteriormente se realizó el barrenado de acuerdo al estándar ASTM E837-08 mediante un taladro especial modelo RS-200 que se muestra en la **Figura 4.13**, marca Micro-Measurements, accionado por flujo de aire comprimido a 100 libras por pulgada cuadrada mediante un compresor eléctrico, por último el barreno se realizó mediante con un cortador de carburo de tungsteno de 1.575 mm de diámetro, que fue colocado en la punta dicho taladro, como se muestra en las **Figuras 4.13 y 4.14**.



Figura 4.13. Taladro RS-200 de funcionamiento con flujo de aire comprimido para el método del barreno según el estándar ASTM E837-08.



Figura 4.14. Fotografía del cortador posicionado, de 1.6 mm de diámetro, fabricado con carburo de tungsteno, para barrenar en la marca de la roseta circular, con la finalidad de medir de esfuerzos residuales. El cortador se muestra posicionado verticalmente a la izquierda del cordón de la soldadura.

- Se calcularon las deformaciones p , q , t , en porcentaje de los valores respecto a $(0.4D)$, que fue la profundidad de barreno.

- Se graficaron los porcentajes de deformaciones contra al valor en porcentaje de profundidad de barreno ($\text{profundidad}/D$), donde $D=5.13$ mm.
- Se calcularon los esfuerzos residuales mediante las fórmulas recomendadas por el fabricante de las rosetas que se utilizaron en la experimentación, de la marca TML Tokio Sokki Kenkyujo Co. Ltd.
- También dichos esfuerzos residuales se calcularon con las fórmulas del estándar por el método del barreno ASTM E837-08.
- Posteriormente los respectivos valores de esfuerzos residuales se graficaron respecto a profundidades sucesivas de 0.25 mm hasta los 2 mm de profundidad.

Se utilizó un equipo escáner láser tridimensional sin contacto para generar una imagen digitalizada, que incluye una cámara como se muestra en la **Figura 4.15**. En la **Figura 4.16** se muestra la placa, a la cual se le aplicó previamente líquido revelador en color blanco con la finalidad de evitar reflexión del rayo láser, posteriormente se aplicó una nube de puntos de identificación para que por método de triangulaciones se procese en imagen digital mediante un software de escaneo. Después se procesó la imagen en un software asistido por computadora (CAD por sus siglas en inglés) Geo Magic Design X, con el cual se determinaron las distorsiones en la placa que se muestran en la **Figura 4.17**.

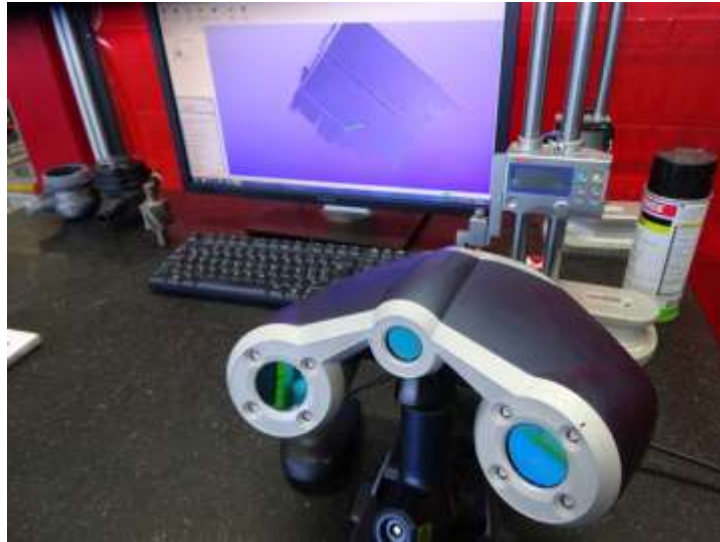


Figura 4.15. Fotografía del escáner láser tridimensional fuera de contacto utilizado para general imagen digitalizada, que incluye una cámara para captar imágenes.

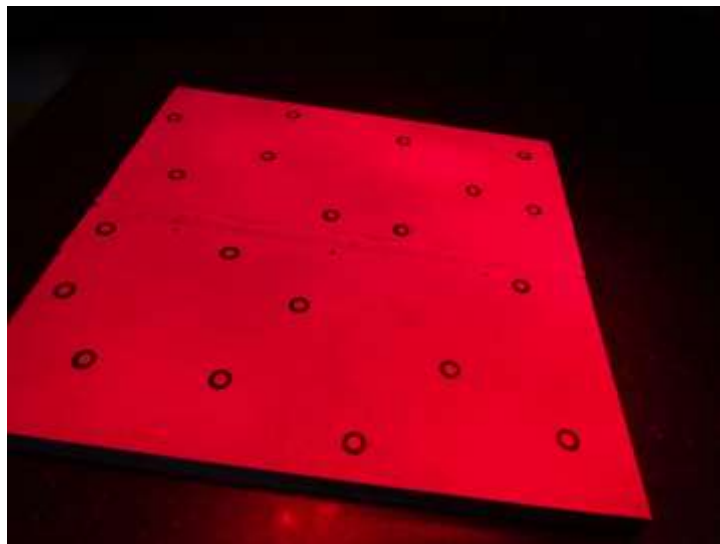


Figura 4.16. Fotografía de placa con superficie de pintura blanca y nube de puntos en la cual se proyectó rayo láser mediante un escáner para producir imagen digitalizada.

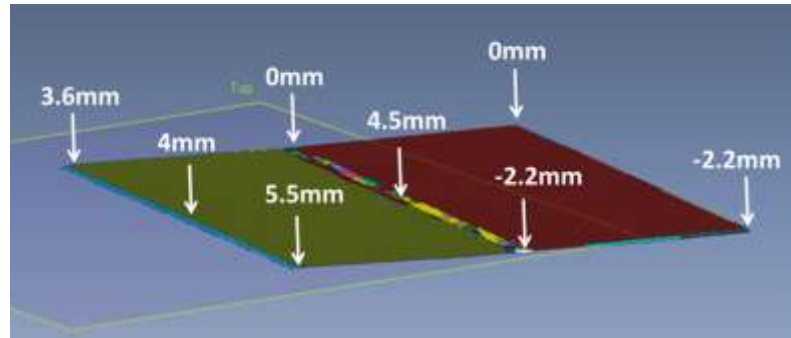


Figura 4.17. Imagen digitalizada con elevaciones de distorsión de placa medidas a partir de un escáner y procesadas en un software asistido por computadora (CAD), Geo Magic.

CAPÍTULO 5 . RESULTADOS Y DISCUSIÓN

En el presente apartado se mostrarán los resultados obtenidos a partir de las pruebas de esfuerzos residuales.

El valor mínimo de los esfuerzos residuales por el método del barreno según el estándar ASTM E837-08, para las superficiales en la placa se presentó en el barreno de la roseta 1, con un valor de - 39.7 MPa en compresión, según la figura 5.15.

El valor máximo de los esfuerzos residuales superficiales en la placa se presentó en la zona afectada por el calor, que correspondió a la ubicación de la roseta 2, con un valor de 314.95 MPa en tensión, según la figura 5.16.

El valor máximo de 314.95 MPa en la roseta 2, el cual correspondió al 65% del valor de esfuerzo de fluencia $F_y = 542.5$ MPa en tensión.

Al hacer una comparación de los valores obtenidos de la experimentación por el método del barreno según el estándar ASTM E837-08, con los valores del estándar británico BS 7910 para esfuerzos residuales longitudinales en tuberías, soldadas circunferencialmente costa afuera con bajo aporte de calor de entrada se concluyó lo siguiente:

- El valor del esfuerzo residual máximo normalizado en la superficie de placa que se presentó en la experimentación por el método del barreno por el ASTM E837-08 resultó en $\frac{314.95 \text{ MPa}}{542.5 \text{ MPa}} = 0.58$, menor a 1, que fue el valor límite superior de la curva del estándar británico BS 7910, por lo cual el valor experimental resultó ser conservador por haber presentado

un valor de esfuerzo residual menor al esfuerzo de fluencia del material, y a dicho esfuerzo residual, le corresponde el valor de esfuerzo longitudinal de 68.88 MPa, que normalizado es igual a $\frac{68.88 \text{ MPa}}{542.5} = 0.13$, por lo cual resultó con un valor conservador, por ser menor al esfuerzo de fluencia del material.

- El valor del factor de intensidad de esfuerzos (K), para la susceptibilidad al agrietamiento de acuerdo al estándar británico BS 7910, se obtuvo como resultado de acuerdo al método del barreno por el estándar ASTM E837-08, el esfuerzo residual máximo a tensión de 314.95 MPa, que normalizado resultó igual a $\frac{K}{\sigma_y \sqrt{\pi a}} = \frac{314.95 * \sqrt{\pi a}}{542.5 * \sqrt{\pi a}} = 0.58$, por lo cual resultó ser no susceptible al agrietamiento, para la evaluación de la integridad estructural como soldadura circunferencial para su aplicación en tubería costa afuera, pues a dicho esfuerzo residual le correspondió el valor de esfuerzo residual longitudinal de 68.88 MPa, que normalizado resultó igual a $\frac{68.88 \text{ MPa}}{542.5} = 0.13$, por lo cual resultó ser aún menos susceptible al agrietamiento por corrosión para su aplicación en tubería costa afuera.
- La distorsión en placa de acero X70 con la primera soldadura y en condición libre de distorsión resultó en 3 mm.
- La distorsión máxima en el centro de la soldadura al haberse sujetado la placa mediante la brida resultó en 0.91mm.

En la **Figura 5.1** se aprecia en la roseta 1 que las microdeformaciones aumentaron uniformemente respecto a la profundidad de barreno hasta 2 mm.

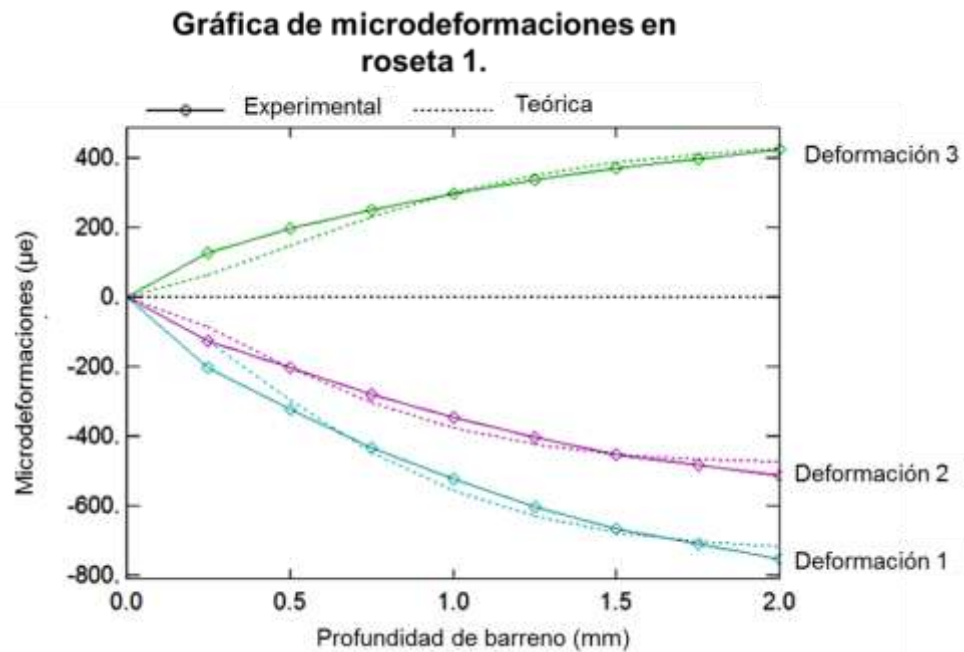


Figura 5.1. Microdeformaciones en la roseta 1, las cuales se incrementaron gradualmente en las tres galgas hasta haber alcanzado la profundidad máxima de barreno. Graficado mediante el software H Drill (47).

En la **Figura 5.2** se apreció que las microdeformaciones en la roseta 2 siguieron un patrón de alguna desviación significativa comparada con la teórica.

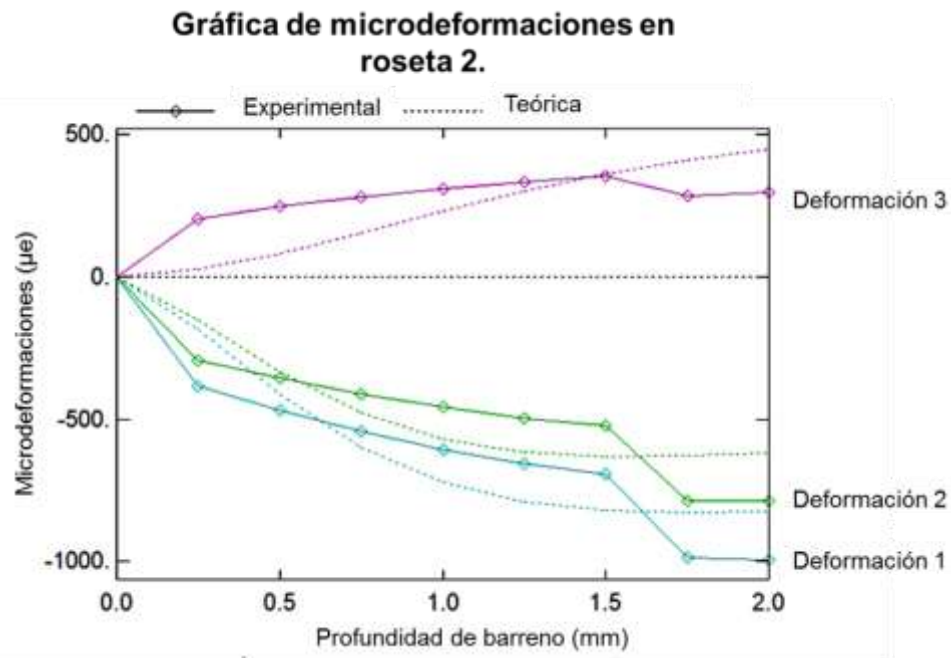


Figura 5.2. Microdeformaciones con incremento gradual de las en las tres galgas de la roseta 2, las cuales fueron tomadas hasta la profundidad máxima de 2 mm. Graficado mediante el software H Drill (47).

En la gráfica de la **Figura 5.3** se apreció que la microdeformación en la roseta 3 incrementó con la profundidad de 1.75 mm, y se obtuvo alguna desviación significativa, además se observó alguna desviación entre las líneas teórica y experimental de las deformaciones 1 y 2.

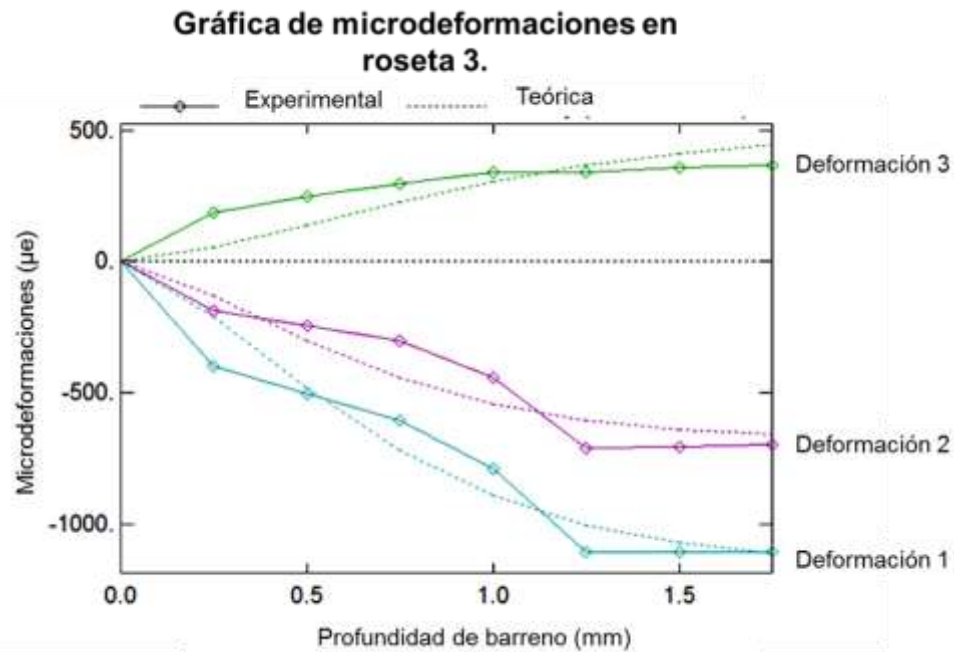


Figura 5.3. Microdeformaciones correspondientes a las tres galgas de la roseta 3. Se presentó alguna desviación significativa entre las curvas teórica y experimental hasta el valor de 1.75 mm de profundidad. Graficado mediante el software H Drill (47).

En la gráfica de la **Figura 5.4** se observó en la roseta 4 alguna desviación significativa, entre las curvas de microdeformación teórica y experimental, además se incrementó la microdeformación hasta la profundidad de 2mm del barreno.

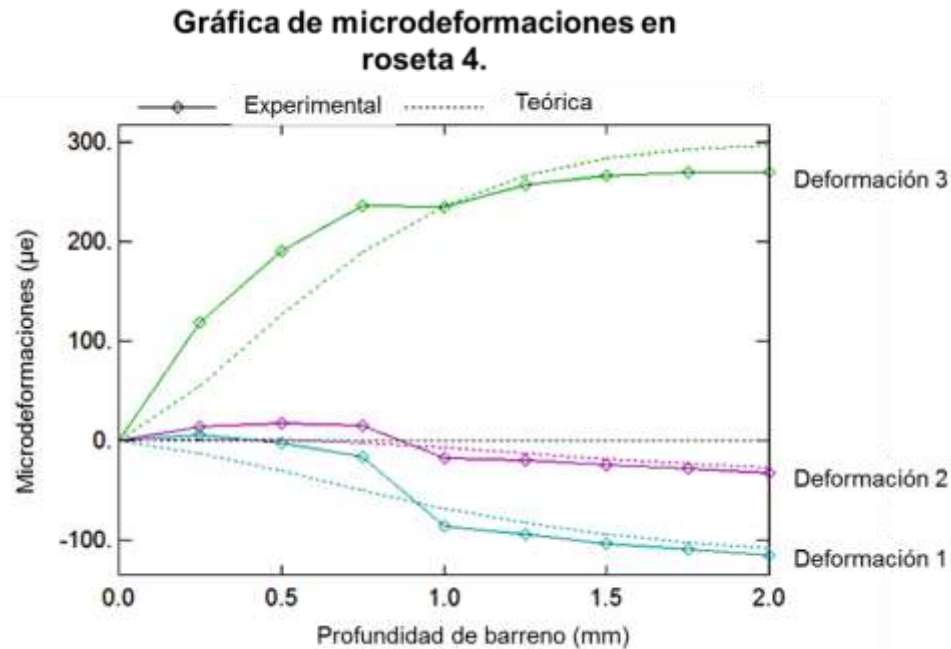


Figura 5.4. Microdeformaciones obtenidas en roseta 4, en las tres galgas se observó alguna desviación respecto a la profundidad de barreno de 2 mm. Graficado mediante el software H Drill (47).

Las microdeformaciones de las galgas 3 y 2, resultaron con menor desviación entre las curvas teórica y experimental de la roseta 5, de igual modo las tres galgas presentaron incremento en la microdeformación respecto a la profundidad barrenada de 2 mm, según muestra la **Figura 5.5**.

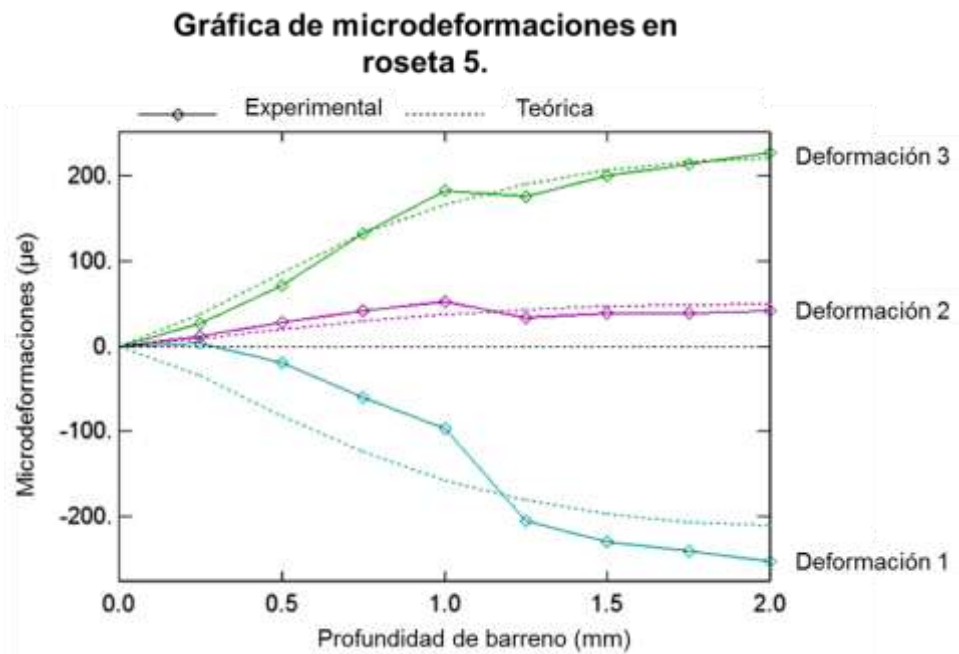


Figura 5.5. Microdeformaciones en roseta 5 que resultaron uniformes en las galgas 3 y 2, mientras en la galga 1 se presentó mayor desviación, conforme se alcanzó la profundidad de 2 mm de barreno. Graficado mediante el software H Drill (47).

En la gráfica de la **Figura 5.6** se observó uniformidad en microdeformaciones de las galgas 2 y 3, mientras la galga 1 presentó alguna desviación significativa a los 0.5 mm con respecto a la curva teórica cuando se alcanzó la profundidad de barreno de 2 mm, porque la estabilización de las deformaciones relevadas iniciales no resultan ser las definitivas, sino hasta que se registran las deformaciones a la profundidad de barreno de los 2 mm, que es la profundidad máxima de barreno de acuerdo al método del barreno por el estándar ASTM E837.

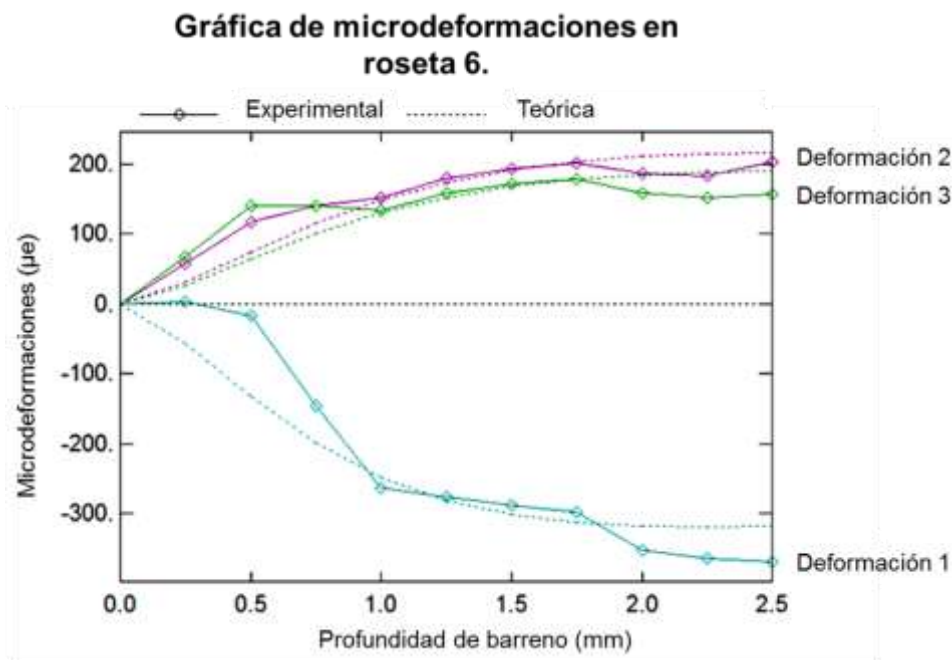


Figura 5.6. Lecturas de roseta 6, en la cual se observó uniformidad en las microdeformaciones de las galgas 2 y 3, y alguna microdeformación significativa respecto a la experimental en la galga 1, cuando el barreno alcanzaron los 2 mm de profundidad. Graficado mediante el software H Drill (47).

5.1 Gráficas de esfuerzos principales en el rango elástico analizados mediante fórmulas sin aplicación de constantes de calibración

Las fórmulas utilizadas para analizar los esfuerzos en estado biaxial, para determinar los esfuerzos residuales principales máximos y mínimos de cargas externas, así como la dirección a partir de lecturas de las microdeformaciones experimentales tomadas de las rosetas fueron las fórmulas 109 a 112 en las cuales se consideró comportamiento en el rango elástico por la ley de Hooke, para registrar deformaciones, las cuales se muestran a continuación (48):

$$\sigma_x = \sigma_{m\acute{a}x} = \frac{E}{2} \left[\frac{\varepsilon_1 + \varepsilon_2}{1 - \nu} + \frac{1}{1 + \nu} \sqrt{2\{(\varepsilon_1 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2\}} \right] \quad (109)$$

$$\sigma_y = \sigma_{min} = \frac{E}{2} \left[\frac{\varepsilon_1 + \varepsilon_2}{1 - \nu} - \frac{1}{1 + \nu} \sqrt{2\{(\varepsilon_1 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2\}} \right] \quad (110)$$

$$\theta = \frac{1}{2} \tan^{-1} \left\{ \frac{2\varepsilon_3 - (\varepsilon_1 + \varepsilon_2)}{\varepsilon_1 - \varepsilon_2} \right\} \quad (111)$$

$$\tau_{xy} = \tau_{m\acute{a}x} = \frac{E}{2(1 + \nu)} \sqrt{2\{(\varepsilon_1 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2\}} \quad (112)$$

En las ecuaciones 109 a 112 (ε_1), (ε_2), (ε_3), son las lecturas de microdeformaciones durante el barrenado en cada roseta, (ν) es el módulo de Poisson, y (E) es el módulo de elasticidad del acero API 5L X70. La posición de las galgas y la convención de signos para la dirección (θ) en grados de las rosetas, se midió a partir del eje (x) que se referenció en la dirección de la galga número 1, el cual también sirvió de referencia para el sentido positivo y negativo de la dirección (θ), que es la dirección del esfuerzo principal máximo respecto al eje de la galga, como se muestra en la **Figura 5.7**.

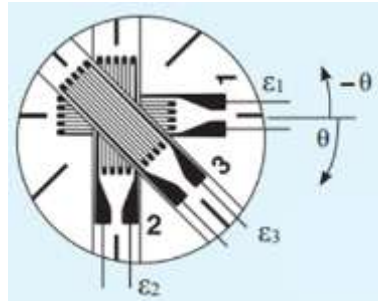


Figura 5.7. Diagrama de convención de signos para determinación de esfuerzos y la dirección en grados a partir de deformaciones producidas por cargas externas, así como enumeración de las galgas en rosetas con posicionadas típicas en forma rectangular (48).

La **Figura 5.8** presenta la gráfica que agrupa los esfuerzos residuales máximos y mínimos sin constantes de calibración, para las seis rosetas adheridas en placa de acero API 5L X70 de media pulgada de espesor, soldada por el proceso de arco sumergido.

En la **Figura 5.8** se observó que en la roseta 1 el análisis resultó con esfuerzos máximos de tensión y mínimos de compresión a partir de deformaciones que se presentaron después de haberse realizado el barrenado a distintas profundidades en la placa, tanto el esfuerzo de tensión y de compresión se incrementaron hasta la profundidad de 2 mm de barrenado.

En la roseta 2 resultó del análisis que solo existen esfuerzos residuales de compresión en todas las profundidades de la placa, y tanto el esfuerzo máximo y el mínimo se estabilizaron a partir de la profundidad de 1.75 mm de barrenado.

En la roseta 3 se analizó un estado máximo de esfuerzo residual de tracción, y de esfuerzo residual mínimo predominante a compresión sin constantes de calibración dentro del rango elástico, a la profundidad en el barrenado de 1.25 mm, lo cual implicó que en dicho punto se presentan magnitudes de esfuerzo menores al de cedencia del acero y los esfuerzos residuales máximos y mínimos se estabilizaron a partir de la profundidad de 1.25 mm de barrenado.

En la roseta 4 resultaron valores máximos de tracción y mínimos de compresión en estado biaxial, cuando se alcanzó la profundidad de 2 mm en el barreno, implicó que la magnitud del esfuerzo máximo de tracción se estabilizó a la profundidad de barreno de 1.25 mm, mientras que el esfuerzo de compresión siguió incrementándose hasta un valor mínimo predominante de compresión conforme se obtuvo a la profundidad máxima de barreno de 2 mm.

En la roseta 5 se obtuvieron esfuerzos analizados sin constantes de calibración del esfuerzo residual máximo de tracción, y el esfuerzo residual mínimo predominante de compresión, en estado biaxial dentro del rango elástico cuando se desarrolló la profundidad de barreno de 2 mm, a una dirección de -33.12° , el esfuerzo máximo de tracción se estabilizó a partir de 1.5 mm de profundidad, mientras el esfuerzo mínimo de compresión siguió incrementándose hasta la profundidad de 2 mm.

En la roseta 6 se analizó el esfuerzo residual máximo de tracción, asociado al esfuerzo residual predominante mínimo de compresión sin constantes de calibración, dentro del rango elástico hasta la profundidad de barreno de 2 mm, y la dirección de los esfuerzos a -20° , implicó estabilización de los esfuerzos residuales de tracción a partir de 0.5 mm hasta los 2 mm de profundidad de barreno, mientras los esfuerzos residuales de compresión se presentaron a la profundidad de 2 mm de barreno.

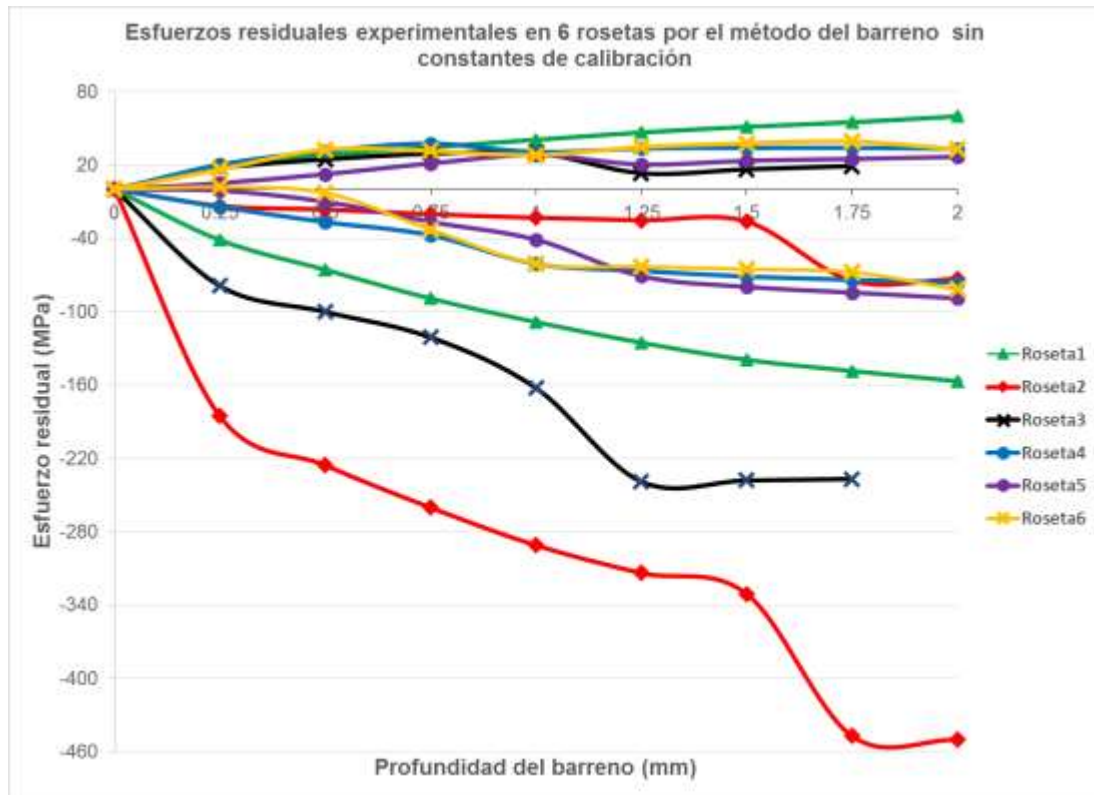


Figura 5.8. Gráficas agrupadas de esfuerzos residuales máximos y mínimos experimentales de barrenos en las 6 rosetas. Los resultados se obtuvieron a partir de microdeformaciones, las cuales se utilizaron en las ecuaciones 109 y 110 sin aplicación de constantes de calibración.

El estado plano de esfuerzos residuales sin constantes de calibración en el rango elástico fueron representados por diagramas de vectores con las componentes normales y de esfuerzo cortante, así como la orientación conocida (θ), cuya línea de referencia se tomó paralela al cordón de la soldadura de la galga número 1 (48), contenida en cada roseta, y dicho diagrama representa el estado de esfuerzos residuales en estado biaxial, con magnitudes de esfuerzo residual en la componente (σ_x), la componente de esfuerzo residual en la dirección de (σ_y), así como la magnitud del esfuerzo residual cortante representado por (τ_{xy}), los ejes fueron rotados en respecto al

sistema de ejes coordenados del emparrillado en un ángulo (θ), como se muestra en las figuras siguientes:

La **Figura 5.9** muestra el estado biaxial de esfuerzos residuales analizados sin constantes de calibración dentro del rango elástico de la roseta 1, en que el esfuerzo mínimo a compresión resultó predominante con una magnitud de -156.83 MPa en el eje (y), mientras el máximo valor de 59.7 MPa en tracción se encuentra representado en el eje (x), así como el esfuerzo residual cortante de 108 MPa representado por las flechas azules, y una orientación (θ) de 15.31° con un giro de sentido horario, implica que en este punto se comprime en un sentido y se tensiona en el otro sentido, con valores menores al esfuerzo de cedencia del material.

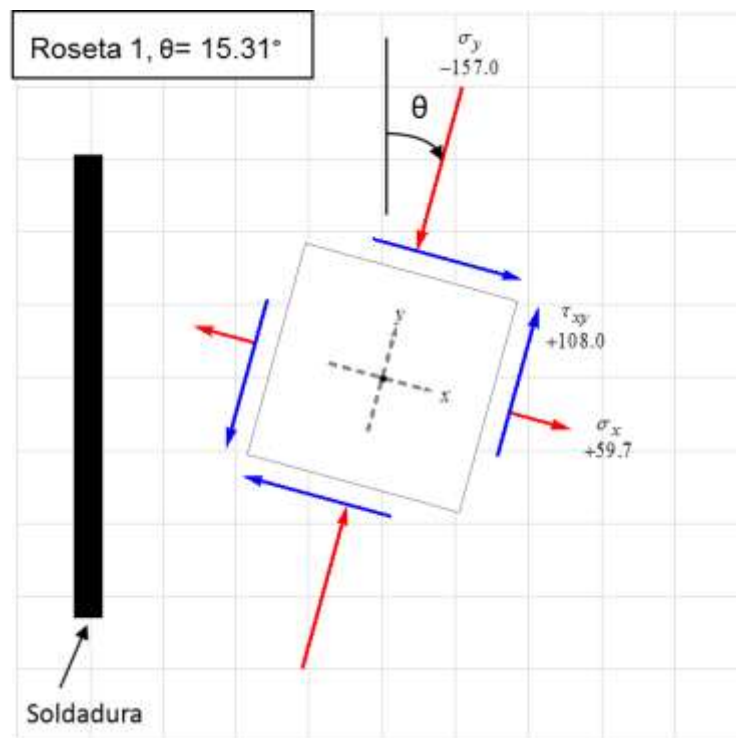


Figura 5.9. Estado plano de esfuerzos residuales en MPa dentro del rango elástico analizados sin constantes de calibración en la roseta 1, en que el esfuerzo mínimo de compresión predominante se representó con un vector en el eje (y), mientras el máximo de tracción se representó con otro vector en el eje (x), y una orientación de 15.31° en sentido horario (49).

La **Figura 5.10** representa el estado plano de los esfuerzos residuales sin constantes de calibración, en el rango elástico para la roseta 2, el mínimo esfuerzo residual tuvo una magnitud mínima predominante a compresión de -450 MPa, el esfuerzo residual máximo fue de -73.1 MPa en compresión, el esfuerzo residual cortante se representó por las flechas azules, con una magnitud de 188 MPa, y un giro θ en sentido antihorario del elemento de -42.52°, lo cual implica que bajo dicho estado de esfuerzos en dicho punto analizado existe esfuerzo a compresión en ambos ejes, y las magnitudes son menores al esfuerzo de cedencia del acero X70, con una magnitud predominante de -450 MPa.

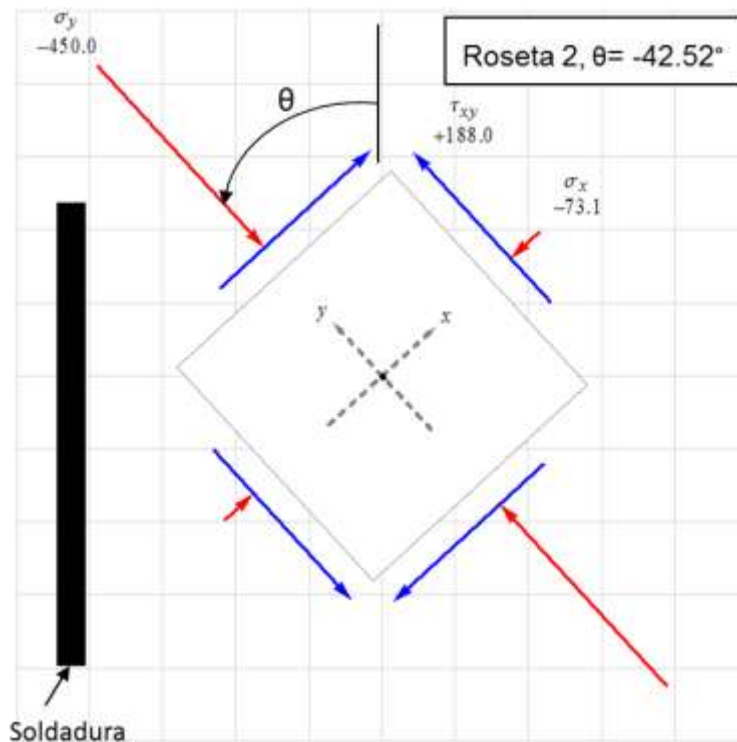


Figura 5.10. Estado plano de esfuerzos residuales en (MPa) dentro del rango elástico que fueron analizados sin constantes de calibración para la roseta 2, en el cual se muestran las magnitudes del esfuerzo residual mínimo predominante en el eje (y), el esfuerzo máximo en el eje (x), el esfuerzo cortante (τ_{xy}), así como el ángulo de giro (θ) respecto a los ejes de la cuadrícula con sentido antihorario (49).

En la **Figura 5.11** se muestra el estado plano de esfuerzos residuales sin constantes de calibración en el rango elástico de la roseta 3, en la cual se presentó una magnitud mínima predominante de -239 MPa de esfuerzos residuales a compresión en el sentido del eje (y,) el esfuerzo residual máximo en tracción fue de 13.3 MPa, que se presentó en el eje (x), y una magnitud de 126 Mpa en el esfuerzo residual cortante, con un giro (θ) de 12.15° en sentido horario respecto a la cuadrícula de la figura, lo cual implica compresión en un sentido y tensión en el otro sentido, cuyas magnitudes son menores al esfuerzo de cedencia del material.

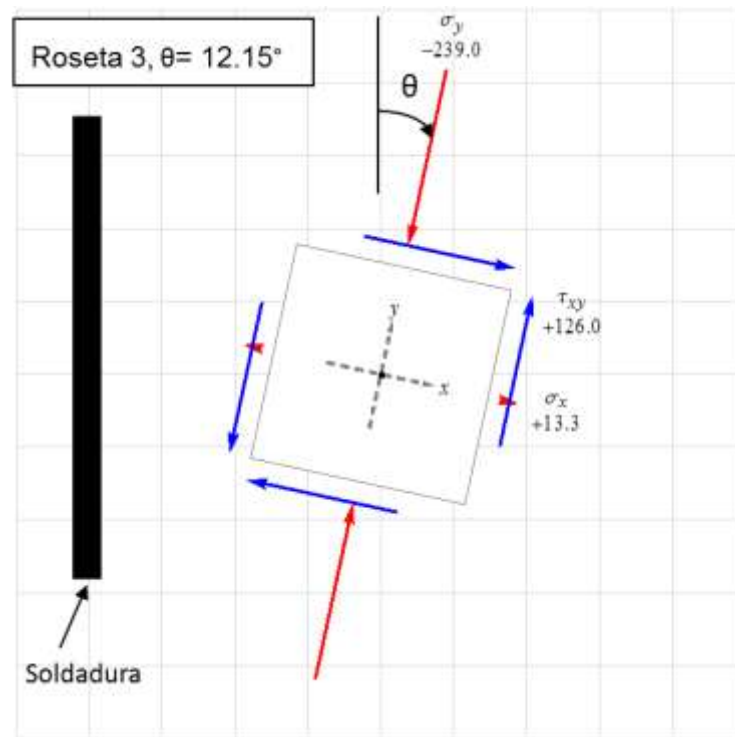


Figura 5.11. Estado de esfuerzos dentro del rango elástico en (MPa) para la roseta 3, en la cual se representan las magnitudes de los esfuerzos residuales predominantes de compresión, tracción y de cortante, así como el ángulo de inclinación en sentido horario respecto al emparillado de la figura (49).

En la **Figura 5.12** se aprecia el estado de esfuerzos sin constantes de calibración en el rango elástico para la roseta 4, con una magnitud del esfuerzo residual predominante a compresión de -76.2 MPa, el esfuerzo residual de tracción de 33.3 MPa, y el esfuerzo residual cortante de 54.7MPa, orientado con un ángulo (θ) de - 41.59° en sentido antihorario respecto al sistema de ejes coordenados del emparrillado, implica la existencia de esfuerzos de tracción en un sentido y de compresión en el otro sentido, con magnitudes que son menores al esfuerzo de cedencia del acero.

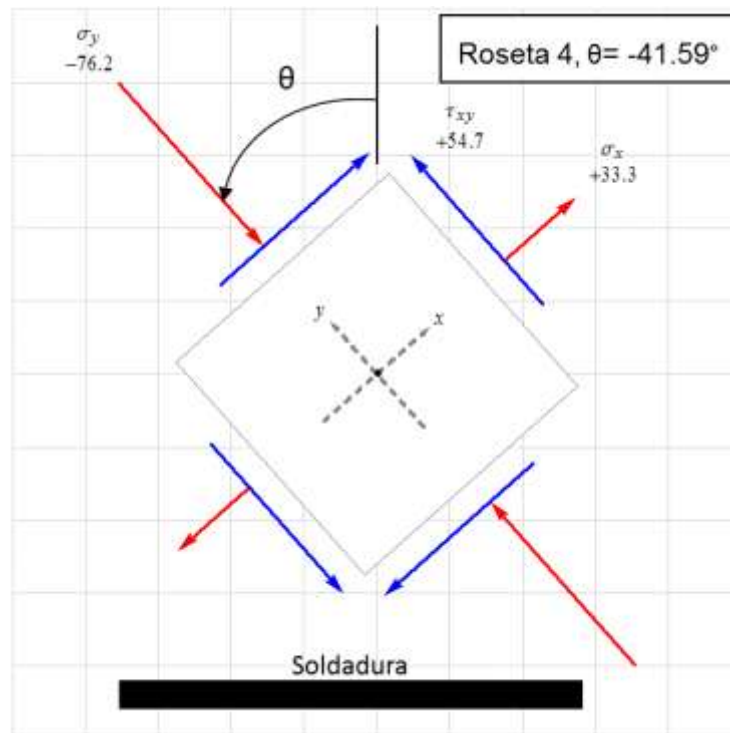


Figura 5.12. Estado de esfuerzos dentro del rango elástico en (MPa) en la roseta 4, que representa el esfuerzo residual de tracción en el eje (x), el esfuerzo residual a compresión en el eje de las (y), así como el esfuerzo residual cortante, girado en un ángulo (θ) con sentido antihorario respecto al emparrillado (49).

En la **Figura 5.13** se muestra el estado de esfuerzos residuales sin constantes de calibración dentro del rango elástico para la roseta 5, con una magnitud predominante a compresión de - 89 MPa en el sentido del eje (y), la magnitud a tracción de 26.6 MPa se graficó en el sentido del eje (x), mientras el esfuerzo residual cortante generado resultó en 57.8 MPa, y la dirección de (θ) en -33.12° en sentido antihorario, implica compresión en un sentido y tensión en el otro sentido con magnitudes menores al esfuerzo de cedencia del acero X70.

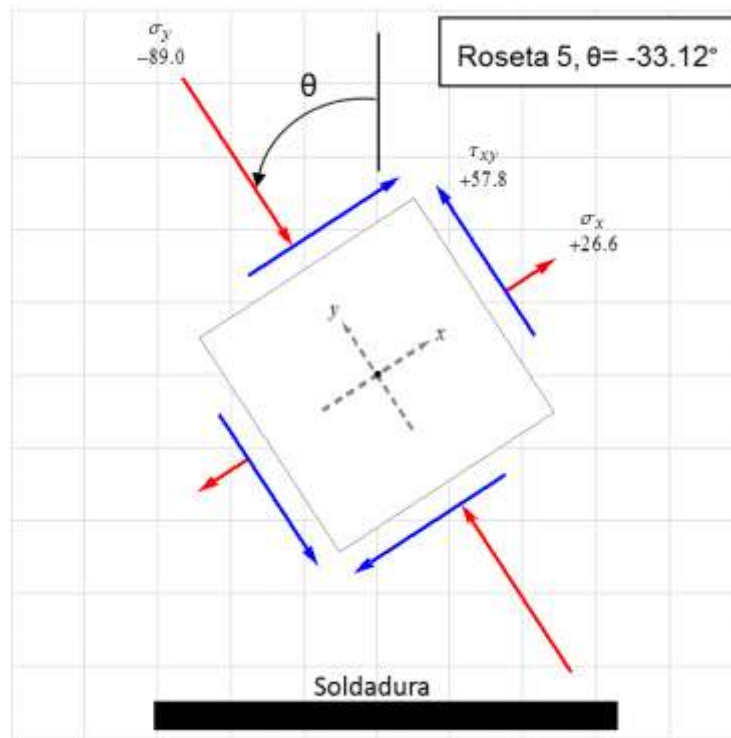


Figura 5.13. Estado de esfuerzos dentro del rango elástico en MPa en la roseta 5, donde se graficaron mediante vectores los esfuerzos residuales predominantes a compresión (σ_x), los esfuerzos residuales de tracción (σ_y), el esfuerzo residual cortante (τ_{xy}), y la dirección (θ) en -33.12° en sentido antihorario (49).

La **Figura 5.14** muestra el estado de esfuerzos residuales sin constantes de calibración dentro del rango elástico, representados mediante vectores con magnitud predominante de - 81.8 MPa a compresión en la dirección (y), el esfuerzo residual de tracción fue de 32.9 MPa en la dirección del eje (x), así como el esfuerzo residual por cortante de 57.4 MPa, representado por las flechas en color azul, y la dirección (θ) de - 20.88° en sentido antihorario, implica tracción en un sentido y compresión en el otro sentido, cuyas magnitudes son menores al esfuerzo de cedencia del acero.

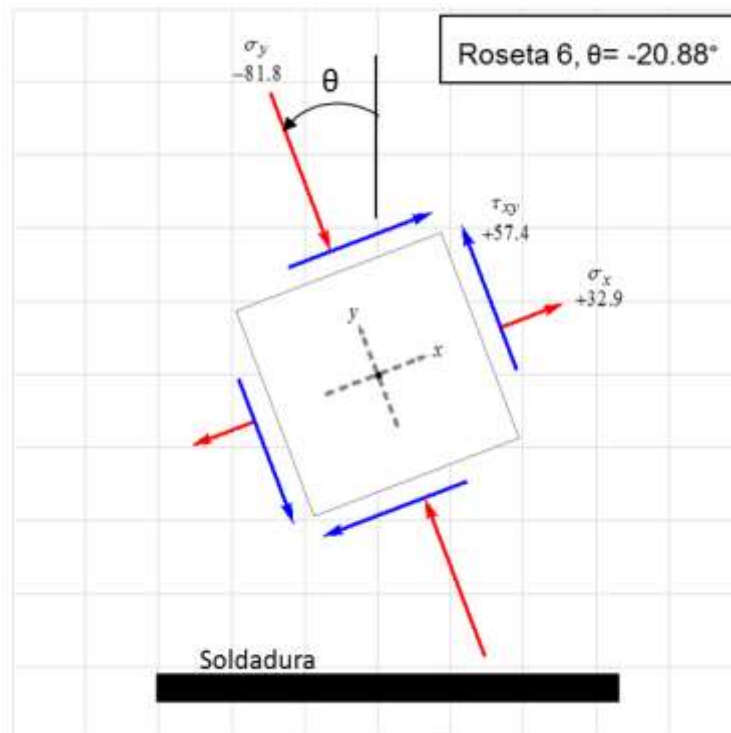


Figura 5.14. Estado de esfuerzos dentro del rango elástico en MPa presentes en la roseta 6, mediante vectores del esfuerzo residual predominante a compresión (σ_y), el esfuerzo residual de tracción (σ_x), así como el esfuerzo residual a cortante (τ_{xy}), y ángulo de dirección de - 20.88° en sentido antihorario (49).

5.2 Gráficas de esfuerzos residuales principales por el método del ASTM E837-08

La fórmula (55) para analizar los esfuerzos residuales máximos y mínimos del estándar de medición de esfuerzos residuales por el método del barreno ASTM E837-08, a partir de las lecturas de microdeformaciones en las galgas se transcribe como sigue:

$$\sigma_{max}, \sigma_{min} = P \mp \sqrt{Q^2 + T^2} \quad (55)$$

Simbología:

$\sigma_{max}, \sigma_{min}$ = Esfuerzo residual máximo, y esfuerzo residual mínimo respectivamente en unidades de MPa.

P, Q, T = Valores constantes de calibración según las fórmulas (52), (53), (54), que corresponden a las tres deformaciones p, q, t , que se determinaron por las ecuaciones (49), (50), (51), respectivamente.

El módulo de elasticidad (E) del acero X70 se tomó igual a 206,000 MPa, y la relación de Poisson (ν) se tomó igual a 0.3.

La **Figura 5.15** muestra un estado biaxial de esfuerzos residuales por el método del ASTM E837-08 en el barreno de la roseta 1, con magnitudes de 109 y -39.7 MPa, en tracción y compresión respectivamente, en los cuales el esfuerzo de tracción predominó, y el esfuerzo cortante fue de -37.8 MPa, con un giro de los esfuerzos principales en sentido horario $\beta = 15.31^\circ$, lo cual implica magnitudes menores al esfuerzo de cedencia del acero X70, el cual fue de 542.5 MPa.

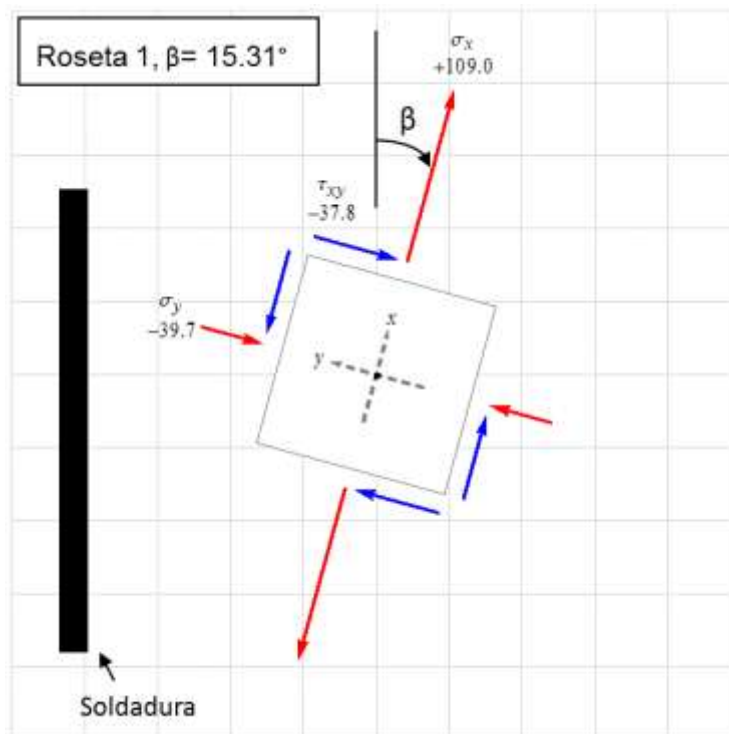


Figura 5.15. Estado de esfuerzos en MPa por método del estándar ASTM E837-08 presentes en la roseta 1, mediante vectores que representan el esfuerzo residual (σ_y) a compresión, el esfuerzo residual de tracción (σ_x), así como el esfuerzo residual a cortante (τ_{xy}), y ángulo de dirección de 15.31° en sentido horario. El esfuerzo de cedencia en el acero X70 fue $F_y = 542.5$ MPa (49).

En la **Figura 5.16** muestra los esfuerzos residuales analizados, para el punto de la roseta 2, en la cual resultaron magnitudes de esfuerzos residuales en (σ_x) de 315 MPa predominante en tracción, (σ_y) de 56.8 MPa en tracción, y 129 MPa por cortante, lo cual implica que existe tracción en ambos sentidos, con magnitudes menores al esfuerzo de cedencia del acero X70, que fue $F_y = 542.5$ MPa.

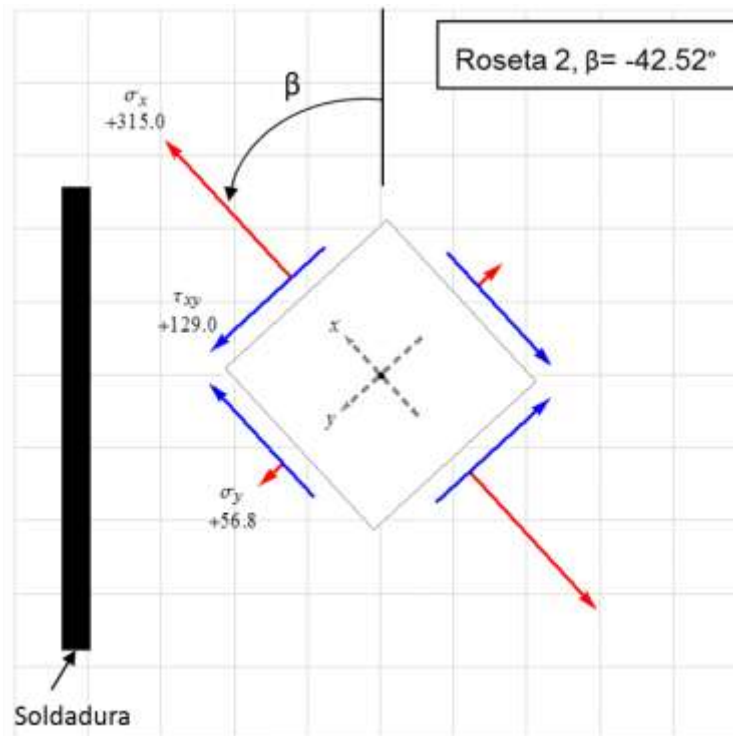


Figura 5.16. Estado de esfuerzos en MPa por método del estándar ASTM E837-08 presentes en la roseta 2, mediante vectores que representan el esfuerzo residual (σ_y) en tracción, el esfuerzo residual predominante en tracción (σ_x), así como el esfuerzo residual a cortante (τ_{xy}) y ángulo de dirección de -42.52° en sentido antihorario. El esfuerzo de cedencia en el acero X70 fue $F_y = 542.5$ MPa (49).

En la **Figura 5.17** se muestra los esfuerzos residuales principales en la roseta 3, cuyas magnitudes fueron 165, -10.3, -35.8 MPa, los cuales fueron predominantes en (σ_x) a tracción, (σ_y) a compresión, y (τ_{xy}) por cortante respectivamente, con un giro de los esfuerzos principales (β) de 12.06° en sentido horario, lo cual implica que se presentaron tracciones y compresiones, cuya magnitud de los esfuerzos residuales fue menor al esfuerzo de cedencia del acero X70 fue $F_y = 542.5$ MPa.

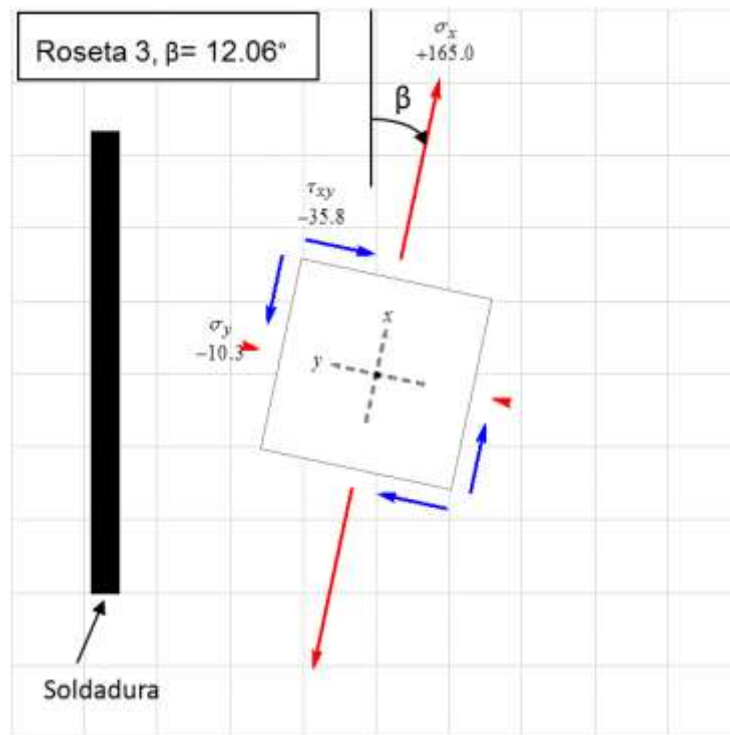


Figura 5.17. Esfuerzos residuales en MPa por método del estándar ASTM E837-08 presentes en la roseta 3, mediante vectores que representan el esfuerzo residual σ_y a compresión, el esfuerzo residual predominante en tracción σ_x , así como el esfuerzo residual a cortante τ_{xy} , y ángulo de dirección de 12.06° en sentido horario (49). El esfuerzo de cedencia del acero X70 fue $F_y = 542.5$ MPa.

En la **Figura 5.18** se muestra el estado biaxial de los esfuerzos residuales analizados por el método del ASTM E837-08 en la roseta 4, con valores en magnitudes de 7.7, -40.3, -11.9, de (σ_x) en tracción, (σ_y) en compresión, (τ_{xy}) por cortante respectivamente, cuya dirección de los esfuerzos principales fue de 14.9° , lo cual implica que existe la combinación de tracción y compresión en el barreno de dicha roseta. El esfuerzo de cedencia del acero X70 fue $F_y = 542.5$ MPa.

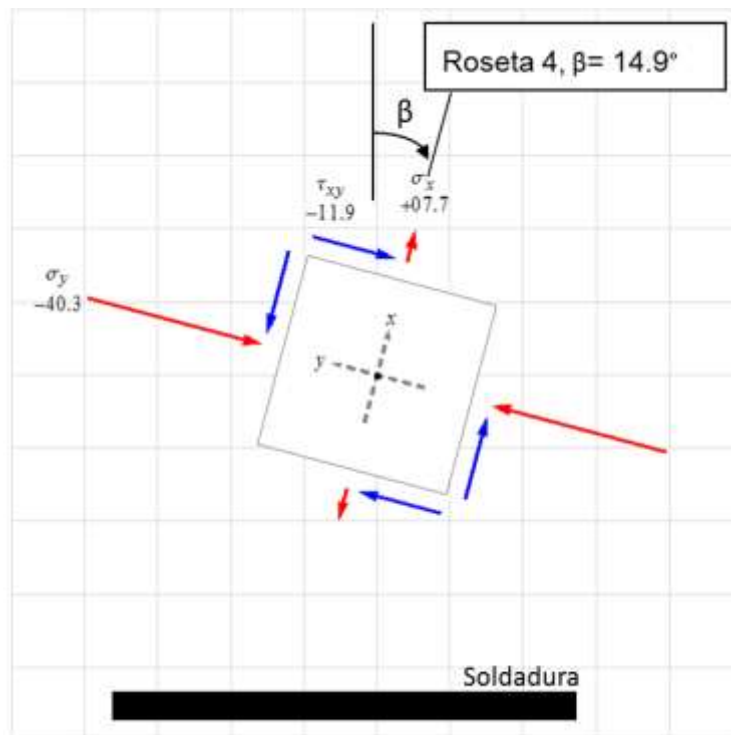


Figura 5.18. Estado de esfuerzos en MPa por método del estándar ASTM E837-08 presentes en la roseta 4, mediante vectores que representan el esfuerzo residual (σ_y) a compresión, el esfuerzo residual a tracción (σ_x), así como el esfuerzo residual a cortante (τ_{xy}), y ángulo de dirección de 14.9° en sentido horario (49). El esfuerzo de cedencia del acero X70 fue $F_y = 542.5$ Mpa.

La **Figura 5.19** muestra el estado biaxial de los esfuerzos residuales por el método del estándar ASTM E837-08, con magnitudes de 29.3, -24.1, 5.8 MPa, en (σ_x) de tracción, (σ_y) de compresión, (τ_{xy}) por cortante, cuya dirección de los esfuerzos principales (β) fue de -6.27° , implica que en el barreno de la roseta se existe una combinación de esfuerzos residuales de tracción y compresión, con niveles en magnitud menores al esfuerzo de cedencia del acero X70. El esfuerzo de cedencia del acero X70 es $F_y = 542.5$ MPa.

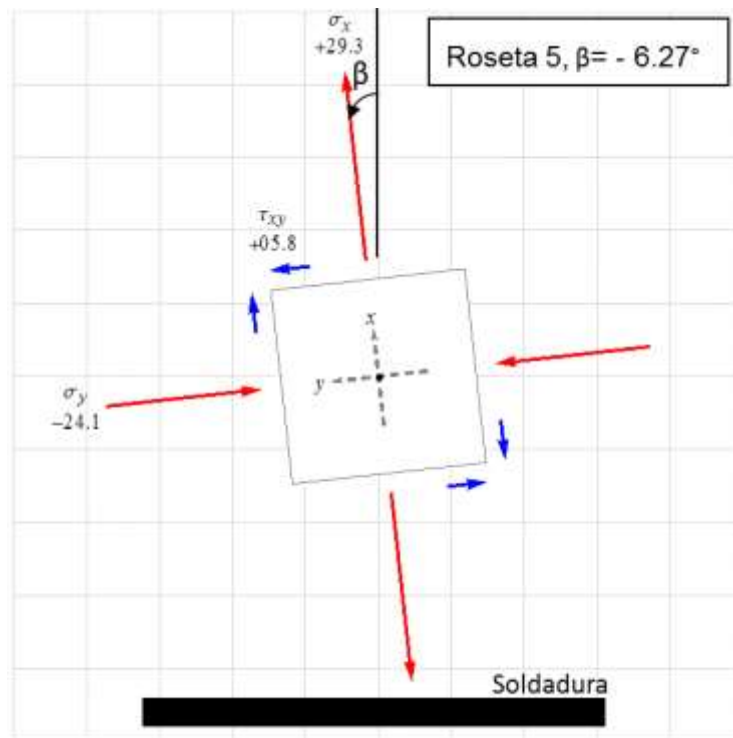


Figura 5.19. Estado de esfuerzos en MPa por método del estándar ASTM E837-08 presentes en la roseta 5, mediante vectores que representan el esfuerzo residual σ_y a compresión, el esfuerzo residual a tracción σ_x , así como el esfuerzo residual a cortante τ_{xy} , y ángulo de dirección de -6.27° en sentido antihorario (49). El esfuerzo de cedencia del acero X70 fue $F_y = 542.5$ MPa.

La **Figura 5.20** muestra el estado biaxial de los esfuerzos residuales por el método del ASTM E837-08, cuyas magnitudes son (σ_x) de 61.9, (σ_y) de -21.1, (τ_{xy}) de 30.9 MPa, en tracción, compresión, por cortante respectivamente, así como la dirección (β) de -24.04° en sentido antihorario, lo cual implica que el punto del barreno en la roseta 6 se encuentra a tensión y compresión combinados. El esfuerzo de cedencia del acero X70 fue $F_y = 542.5$ Mpa.

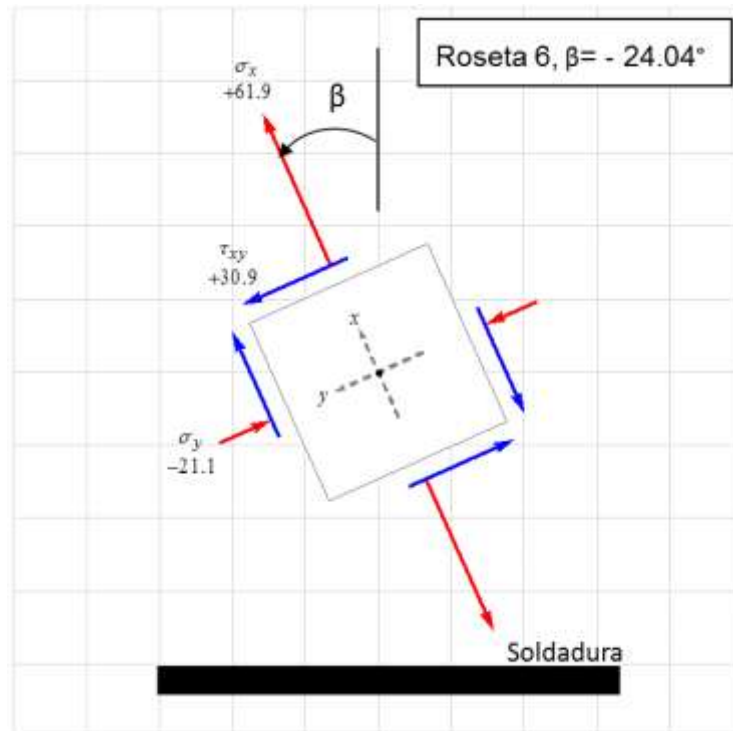


Figura 5.20. Estado de esfuerzos en MPa por método del estándar ASTM E837-08 presentes en la roseta 5, mediante vectores que representan el esfuerzo residual (σ_y) a compresión, el esfuerzo residual a tracción (σ_x), así como el esfuerzo residual a cortante τ_{xy} , y ángulo de dirección de -24.04° en sentido antihorario (49). El esfuerzo de cedencia del acero X70 fue $F_y = 542.5$ MPa.

En la **Figura 5.21** se muestran las gráficas agrupadas con los esfuerzos residuales analizados por el estándar ASTM E837-08 en las 6 rosetas a diferentes profundidades de barrenado, y los resultados del modelo por el método del elemento finito, los cuales se graficaron con la profundidad de barrenado de 0 mm y resultaron en un valor aproximado de 20 MPa en tracción, mientras que el valor máximo de tracción en la roseta 2 fue de 314.95 MPa y ocurrió a los 2 mm de profundidad del barrenado. El esfuerzo de cedencia en el acero X70 fue $F_y = 542.5$ MPa.

En la roseta 1 resultaron esfuerzos residuales cuyos valores se incrementaron hasta la profundidad de barrenado de 2 mm, con el valor predominante 108.7 MPa de tracción, - 39.7 MPa en compresión, el esfuerzo cortante fue de -37.8 MPa, y la dirección de los esfuerzos residuales fue 15.31° respecto a la galga 1, que se ubicó paralela a la dirección longitudinal de la soldadura

En la roseta 2 se presentaron valores fueron máximos y mínimos hasta la profundidad de barrenado de 2 mm, la magnitud en el esfuerzo principal máximo fue de 314.95 MPa en tracción, y el mínimo esfuerzo residual en tracción fue de 56.75 MPa, la dirección fue de -42.52° respecto a la galga 1, que se ubicó paralela a la dirección longitudinal de la soldadura, y el esfuerzo cortante resultó en 128.61 MPa.

En la roseta 3 se presentó esfuerzo predominante máximo de tracción igual a 164.99 MPa, un esfuerzo mínimo de compresión de -10.29 MPa, mientras el esfuerzo cortante fue de -35.82 MPa, y la dirección de los esfuerzos principales (β) resultó en 12.06° , los esfuerzos residuales de tracción y de compresión se desarrollaron con poca variación en magnitud porque se estabilizaron a partir de la profundidad de 1.5 mm hasta 1.75 mm.

En la roseta 4 se presentaron magnitudes de esfuerzos residuales de 7.71, -40.3, -11.94 MPa, en tracción, en compresión predominante, y por cortante respectivamente, la dirección de los esfuerzos principales (β) fue 14.9° , el

esfuerzo residual mínimo de compresión σ_x ocurrió a 0.25 mm con una magnitud de - 5MPa, incrementó el esfuerzo residual máximo de compresión a 0.7 mm de profundidad, la magnitud del esfuerzo residual máximo de compresión decrementó al incrementar la profundidad, cambió de signo el esfuerzo residual máximo de compresión a 0.9 mm, después el esfuerzo residual de compresión máxima se balanceó por los esfuerzos residuales máximos de tracción a mayores incrementos de profundidad, y el esfuerzo residual máximo de tracción balanceado en el metal base fue de 7.71 MPa.

En la roseta 5 se presentaron magnitudes de 29.35, -24.1, 5.81 MPa, en tracción, compresión, y por cortante respectivamente, con una dirección (β) de - 6.27°, el esfuerzo máximo de compresión (σ_x) ocurrió a 0.25 mm con una magnitud de -1 MPa, se decremento el esfuerzo de compresión al incrementar la profundidad, cambió de signo el esfuerzo residual máximo de compresión a los 0.5 mm de la superficie, se balanceó el esfuerzo residual máximo de compresión por los esfuerzos residuales máximos de tracción a mayores incrementos de profundidad, y el esfuerzo residual máximo de tracción balanceado en el metal base fue de 29.35 MPa.

Los esfuerzos residuales máximos que se presentaron en la roseta 6 se presentaron con magnitudes de 61.89, -21.1, 30.88, en tracción, compresión, y por cortante respectivamente, con una dirección de los esfuerzos principales (β) de -24.04°, el esfuerzo residual mínimo de compresión σ_x ocurrió a 0.25 mm, incrementó el esfuerzo residual máximo de compresión a 0.4 mm, el esfuerzo residual máximo de compresión cambió de signo a 0.55 mm, se balanceó el esfuerzo residual máximo de compresión por los esfuerzos residuales máximos de tracción a mayores incrementos de soldadura, y el esfuerzo residual máximo de tracción balanceado en el metal base fue de 61.89 MPa. El esfuerzo de cedencia del acero X70 fue $F_y = 542.5$ Mpa.

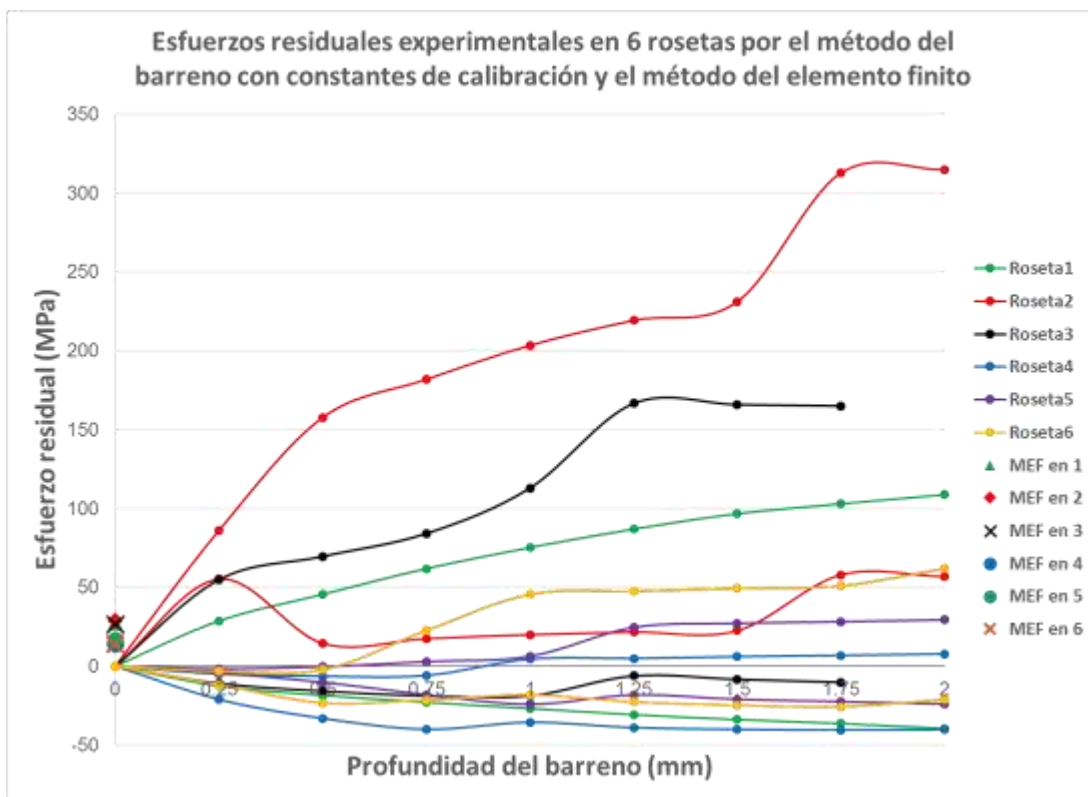


Figura 5.21. Visualización de gráficas de los esfuerzos residuales en las 6 rosetas por el método del barreno y por el método del elemento finito. El esfuerzo de cedencia del acero API 5L X70 fue $F_y = 542.5$ MPa.

5.3 Esfuerzos residuales principales máximos en dos placas planas, mediante simulación por el método del elemento finito

En la **Figura 5.22** se muestran los valores de los esfuerzos residuales principales máximos de Von Mises en las 6 rosetas, que se analizaron por el método del elemento finito mediante el software SIMUFACT (50).

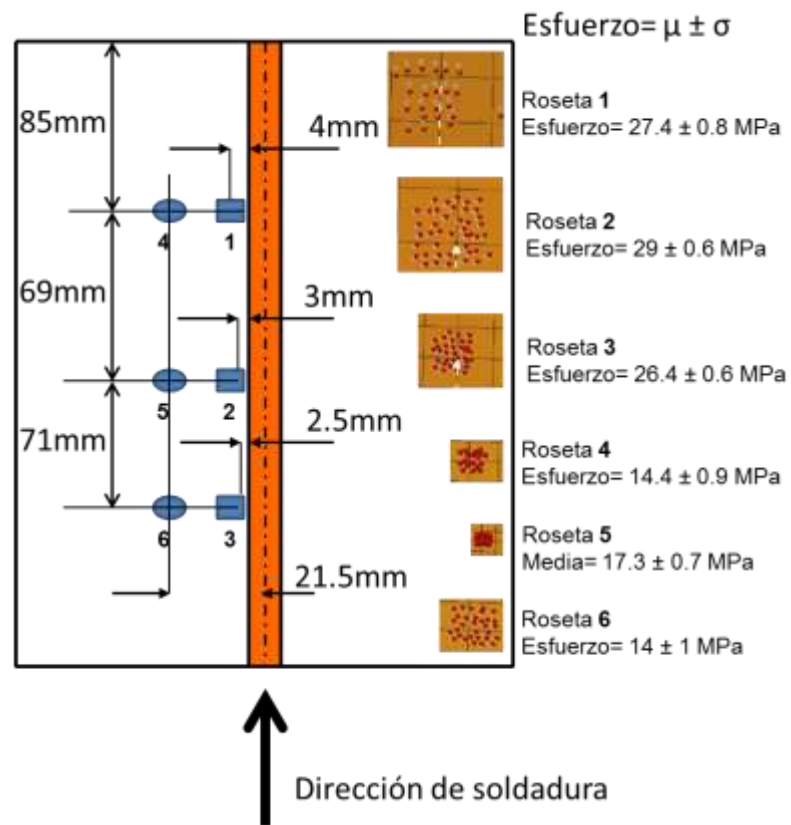


Figura 5.22. Valores de esfuerzos residuales máximos de las 6 rosetas que se analizaron por el método del elemento finito, en los cuales resultó el valor máximo en la roseta 2, mediante el software SIMUFACT (50).

5.4 Simulación por elemento finito de distorsiones en dos placas planas soldadas de acero X70

En la **Figura 5.23** se muestran las distorsiones de dos placas planas soldadas, que se simularon por el método del elemento finito, en el cual se consideró fijación en dos extremos opuestos, la distorsión máxima de 0.91 mm indica elevación que se presentó en el centro de la soldadura en color amarillo a lo largo de la soldadura, y en color azul el extremo fijo, que fue la zona con distorsión nula de la placa soldada.

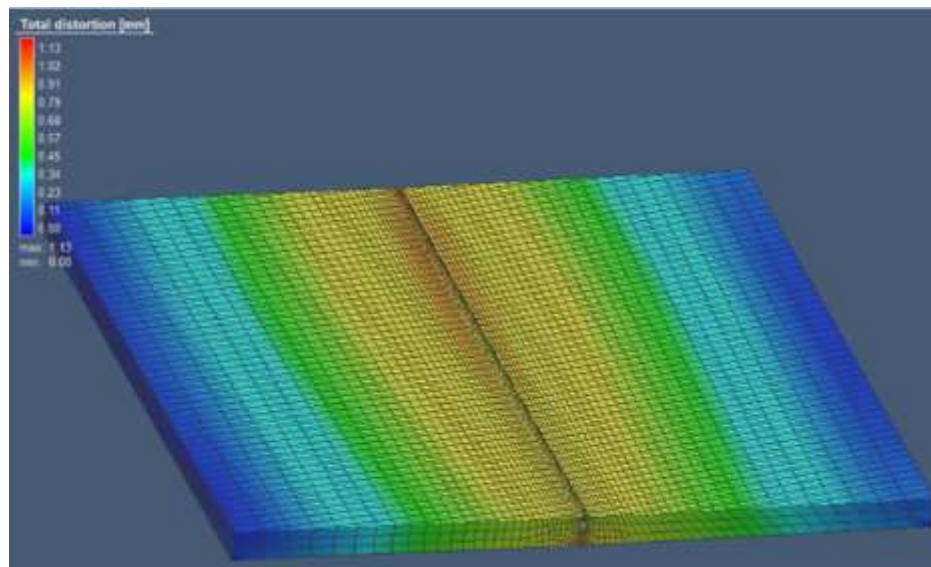


Figura 5.23. Distorsión de placas de acero X70 mediante simulación por elemento finito con software de simulación Simufact (50).

5.5 Simulación por método del elemento finito con geometría de soldadura aplicada en acero X70 mediante SYSWELD

En la **Figura 5.24** se aprecia mallado fino en la zona de fusión, la cual se simuló gradualmente más gruesa hasta las partes más alejadas de la zona de fusión, el ancho de la costura, penetración y refuerzo de soldadura se obtuvieron de las macrográficas observadas en el primero y segundo cordón de soldaduras aplicadas por el proceso SAW en el acero X70.

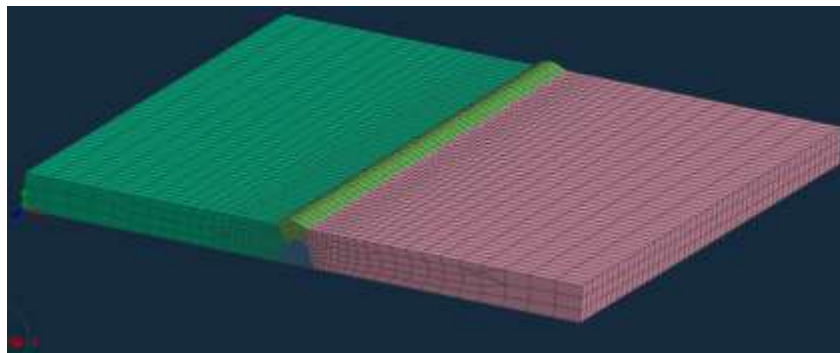


Figura 5.24. Figura de mallado en unión soldada con placa en medidas de 196 X 200 mm X 12.3 mm de espesor y 23,460 nudos para simulación en SYSWELD (51).

En la **Figura 5.25** se muestra la distribución de temperaturas que resultaron al inicio de la simulación y en la **Figura 5.26** la distribución de temperaturas a la mitad del recorrido de soldadura.

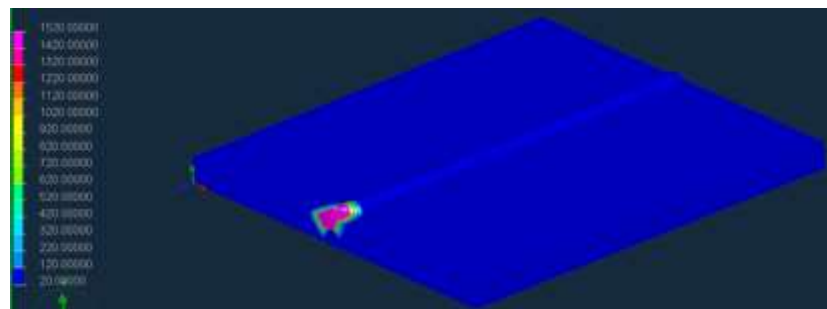


Figura 5.25. Distribución de temperaturas de simulación al inicio de la soldadura a 0.57 segundos de recorrido de la soldadura de unión soldada con 196 X 200 mm X 12.3 mm de espesor en software SYSWELD (51).

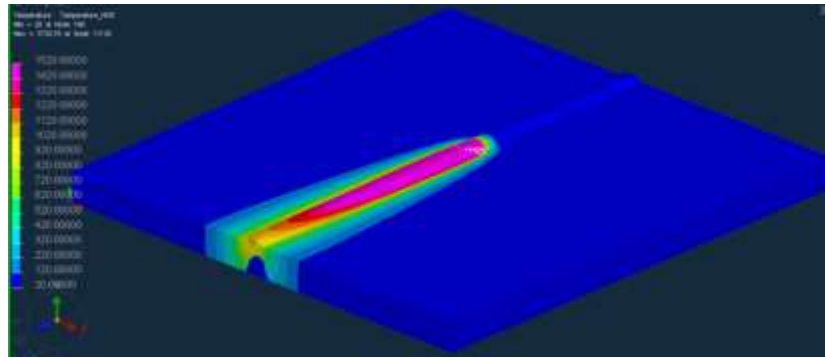


Figura 5.26. Distribución de temperaturas a la mitad de recorrido, con un tiempo de 8.3 segundos de simulación en la soldadura de unión soldada con 196 X 200 mm X 12.3 mm mediante software SYSWELD (51).

5.6 Simulación por método del elemento finito con geometría de soldadura aplicada en acero X70 mediante.

Se simuló un análisis térmico transitorio con propiedades termodependientes para una placa de acero X70 de 300 X 120 X 12.7 mm de espesor que se muestra en la **Figura 5.27**, y se calibró con referencia a la temperatura experimental en el termopar T5, que finalmente se calibró con un aporte de calor $HI = 824 \text{ kJ/m}$, para ser utilizado en el proceso de soldadura SAW rectilíneo mediante el software ANSYS Academic (25).

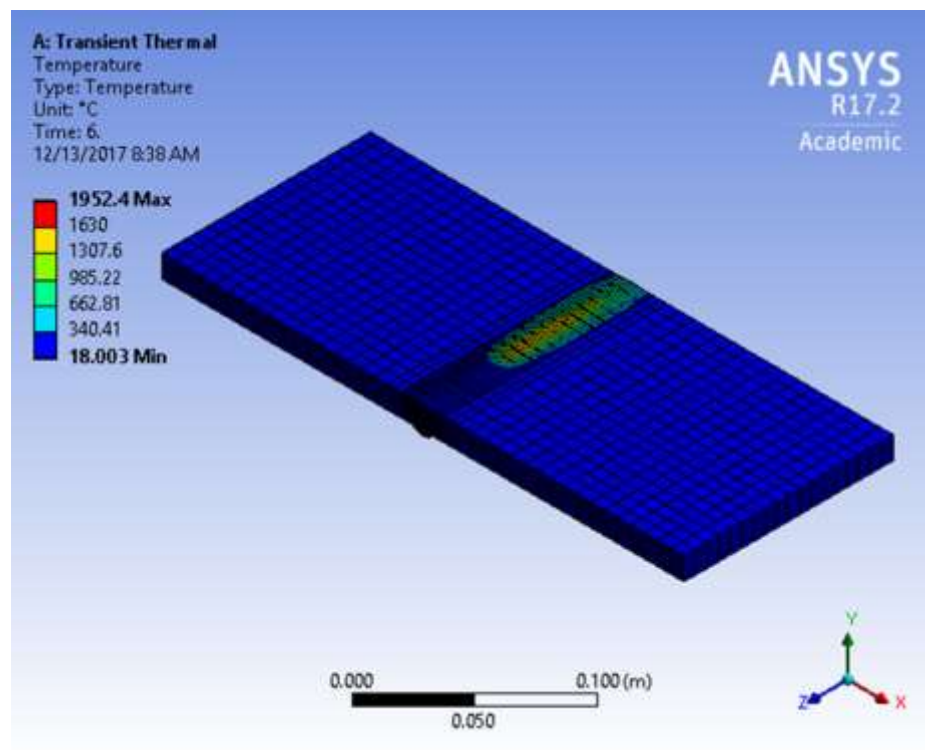


Figura 5.27. Distribución de temperaturas para simulación de soldadura externa rectilínea en placa de acero API 5L X70, las cuales de validaron con temperaturas experimentales de un termopar T5 mediante el software ANSYS Academic (28).

A partir de los datos del ciclo térmico experimental con el uso de termopares tipo K se obtuvo una temperatura máxima de 410°C en el termopar T5 de la soldadura rectilínea externa, y una temperatura máxima calibrada de 408°C del ciclo térmico, mediante simulación de la soldadura por SAW con el software ANSYS Academic (25) como se muestra en la **Figura 5.28**.

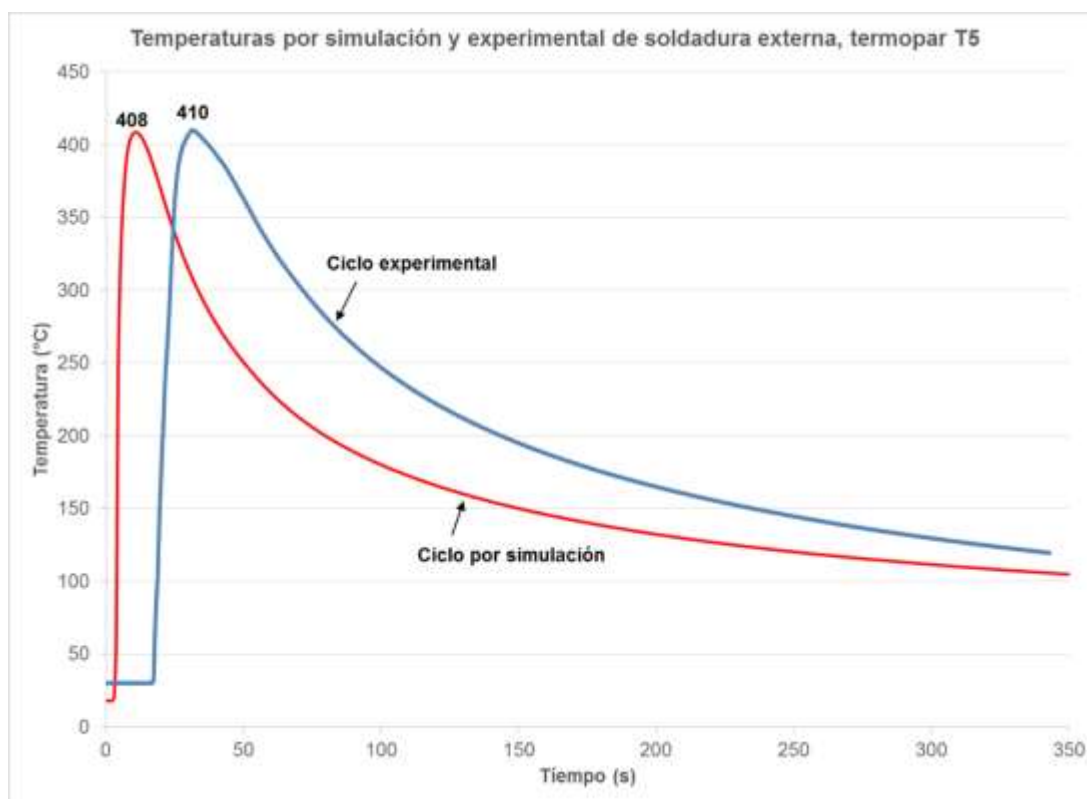


Figura 5.28. Datos experimentales obtenidos con termopares tipo K de temperaturas en soldadura rectilínea externa por el proceso SAW, así como de la simulación de soldadura en placa de acero X70, con una potencia simulada de energía calibrada de aporte $Q=11,475$ Watts, y un aporte de calor simulado $HI = 821$ kJ/m, mediante el software de simulación ANSYS Academic (28).

En la **Figura 5.29** se muestra el segmento de tubo con soldadura helicoidal, el cual se graficó en el software SYSWELD (48) y que se modeló con un aplaca plana para el estudio de análisis térmico transitorio.



Figura 5.29. Segmento de circunferencia graficado en SYSWELD (51) en tubería de 36 pulgadas de diámetro con acero API X70 y soldadura helicoidal.

5.7 Macrografías con dimensiones de soldaduras aplicadas en placas soldadas de acero X70

La **Figura 5.30** muestra la macrografía de la primera soldadura en que se aprecia la zona afectada por el calor, ancho de costura de 11.75 mm y penetración de soldadura de 5.82 mm, así como longitud de pared de costura.

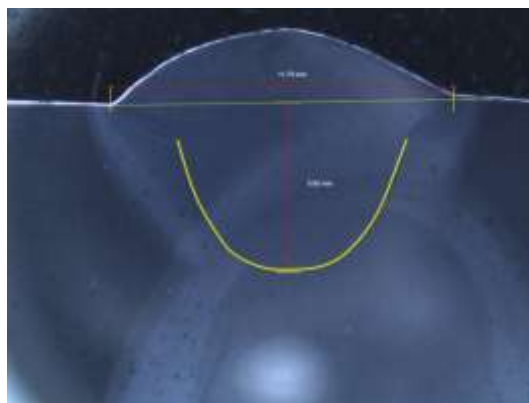


Figura 5.30. Macrografía de penetración de soldadura, ancho de costura, y línea de longitud de pared de costura de la primera soldadura en aplicarse de placa plana de acero API X70.

La **Figura 5.31** muestra la segunda soldadura en el lado opuesto con dimensiones de 8.9, 13.15, 2.3 mm, en penetración, costura, y zona afectada por el calor respectivamente, así como longitud de pared de costura.

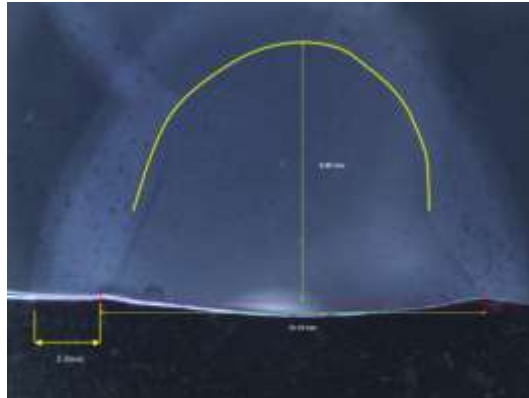


Figura 5.31. Macrografía de penetración de soldadura, ancho de costura, ancho de zona afectada por el calor y línea de longitud de pared de costura de la segunda soldadura aplicada en placa plana de acero API X70.

5.8 Tablas con resultados de mediciones de esfuerzos residuales principales en la placa de acero X70

Tabla 5.1. Tabla de resultados de esfuerzos residuales mínimos y máximos en la roseta 1, analizados sin constantes de calibración, por ASTM E837-08 y por método del elemento finito (MEF) en placa de acero X70.

Profundidad (mm)	Microdeformación			Sin calibración			ASTM E837-08		MEF
	ϵ_1	ϵ_2	ϵ_3	θ	$\sigma_{\text{mín}}$ MPa	$\sigma_{\text{máx}}$ MPa	$\sigma_{\text{mín}}$ MPa	$\sigma_{\text{máx}}$ MPa	$\sigma_{\text{máx}}$ MPa
0	0	0	0	0	0	0	0	0	27.4
0.25	-206	127	-127	13.86	-41.43	18.18	-12.6	28.67	
0.5	-325	196	-203	14.00	-65.73	27.77	-18.54	45.5	
0.75	-436	250	-280	14.30	-89.27	34.54	-22.96	61.84	
1	-525	294	-347	14.74	-108.53	40.55	-26.91	75.2	
1.25	-604	336	-405	14.98	-125.40	46.54	-30.8	86.9	
1.5	-669	369	-454	15.18	-139.45	51.17	-33.92	96.64	
1.75	-712	394	-485	15.26	-148.51	54.93	-36.43	102.91	
2	-753	423	-513	15.31	-156.83	59.71	-39.66	108.65	

Tabla 5.2 de resultados de esfuerzos residuales mínimos, máximos por el método del barreno en roseta 2, determinados sin constantes de calibración, por ASTM E837-08 y por método del elemento finito (MEF) en placa de acero X70.

Profundidad (mm)	Microdeformación			Sin calibración			ASTM E837-08	MEF	
				θ	$\sigma_{\text{mín}}$	$\sigma_{\text{máx}}$	$\sigma_{\text{mín}}$	$\sigma_{\text{máx}}$	$\sigma_{\text{máx}}$
	ϵ_1	ϵ_2	ϵ_3	Grados	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa
0	0	0	0	0	0	0	0	0	28.9
0.25	-383	-293	203	-42.62	-185.49	-13.44	55.21	86.10	
0.5	-468	-355	246	-42.54	-225.67	-16.53	14.40	157.65	
0.75	-542	-411	278	-42.52	-260.24	-20.22	17.42	181.81	
1	-609	-459	308	-42.45	-291.10	-23.20	19.89	203.38	
1.25	-656	-496	331	-42.48	-313.79	-25.23	21.59	219.24	
1.5	-691	-522	351	-42.48	-330.80	-26.17	22.46	231.12	
1.75	-986	-787	284	-42.57	-447.03	-74.74	57.83	312.82	
2	-992	-786	296	-42.52	-450.10	-73.14	56.75	314.95	

Tabla 5.3 de resultados de esfuerzos residuales mínimos, máximos por el método del barreno en roseta 3, determinados sin constantes de calibración, por ASTM E837-08, y por método del elemento finito (MEF) en placa X70.

Profundidad (mm)	Microdeformación			Sin calibración			ASTM E837-08	MEF	
				θ	$\sigma_{\text{mín}}$	$\sigma_{\text{máx}}$	$\sigma_{\text{mín}}$	$\sigma_{\text{máx}}$	$\sigma_{\text{máx}}$
	ϵ_1	ϵ_2	ϵ_3	Grados	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa
0	0	0	0	0	0	0	0	0	26.4
0.25	-397	187	-186	7.75	-78.92	17.12	-10.94	54.84	
0.5	-505	248	-243	8.46	-100.17	24.54	-15.85	69.57	
0.75	-607	295	-303	9.03	-121.08	29.26	-18.87	84.10	
1	-791	341	-445	10.62	-162.44	30.01	-18.87	112.95	
1.25	-1109	342	-711	12.15	-238.99	13.28	-6.22	166.56	
1.5	-1109	356	-705	12.08	-238.01	16.41	-8.42	165.84	
1.75	-1107	367	-700	12.06	-236.84	19.07	-10.29	164.99	

Tabla 5.4 de resultados de esfuerzos residuales mínimos, máximos por el método del barreno en roseta 4, determinados sin constantes de calibración, por ASTM E837-08, y por método del elemento finito (MEF) en placa X70.

				Sin calibración			ASTM E837-08		MEF
Profundidad (mm)	Microdeformación			θ	$\sigma_{\text{mín}}$	$\sigma_{\text{máx}}$	$\sigma_{\text{mín}}$	$\sigma_{\text{máx}}$	$\sigma_{\text{máx}}$
	ϵ_1	ϵ_2	ϵ_3	Grados	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa
0	0	0	0	0	0	0	0	0	14.4
0.25	6	14	119	-43.95	-14.34	20.23	-21.15	-4.98	
0.5	-2	18	191	-43.44	-26.69	31.40	-33.12	-6.39	
0.75	-16	16	236	-43.06	-37.48	37.48	-40.06	-5.93	
1	-86	-17	235	-41.57	-60.88	30.57	-35.63	4.48	
1.25	-94	-19	257	-41.59	-66.66	33.40	-38.99	4.91	
1.5	-103	-24	266	-41.58	-71.27	33.90	-40.11	6.03	
1.75	-109	-27	270	-41.54	-73.96	33.94	-40.48	6.82	
2	-114	-32	270	-41.59	-76.22	33.26	-40.32	7.71	

Tabla 5.5 de resultados de esfuerzos residuales mínimos, máximos por el método del barreno en roseta 5, determinados sin constantes de calibración, por ASTM E837-08, y por método del elemento finito (MEF) en placa X70.

Profundidad (mm)	Microdeformación			Sin calibración			ASTM E837-08	MEF	
				θ	$\sigma_{\text{mín}}$	$\sigma_{\text{máx}}$	$\sigma_{\text{mín}}$	$\sigma_{\text{máx}}$	$\sigma_{\text{máx}}$
	ϵ_1	ϵ_2	ϵ_3	Grados	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa
0	0	0	0	0	0	0	0	0	16.8
0.25	3	11	26	-39.06	-1.02	5.14	-4.34	-1.73	
0.5	-20	28	71	-35.15	-10.10	12.45	-10.28	-0.39	
0.75	-60	42	133	-35.12	-26.56	21.26	-18.12	2.86	
1	-97	53	183	-34.95	-41.06	28.12	-24.22	6.24	
1.25	-206	34	176	-32.70	-70.97	20.36	-18.27	24.54	
1.5	-230	39	201	-32.80	-79.70	23.49	-21.07	27.13	
1.75	-241	39	214	-33.02	-84.35	24.90	-22.52	28.16	
2	-253	41	228	-33.12	-89.02	26.63	-24.13	29.35	

Tabla 5.6 de resultados de esfuerzos residuales mínimos, máximos por el método del barreno en roseta 6, determinados sin constantes de calibración, por ASTM E837-08, y por método del elemento finito (MEF) en placa X70.

Profundidad (mm)	Microdeformación			Sin calibración			ASTM E837-08	MEF	
				θ	$\sigma_{\text{mín}}$	$\sigma_{\text{máx}}$	$\sigma_{\text{mín}}$	$\sigma_{\text{máx}}$	$\sigma_{\text{máx}}$
	ϵ_1	ϵ_2	ϵ_3	Grados	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa
0	0	0	0	0	0	0	0	0	14
0.25	4	58	68	-26.94	1.86	16.38	-11.74	-3.31	
0.5	-17	118	140	-26.49	-2.90	32.63	-23.35	-2.36	
0.75	-146	141	141	-22.50	-32.89	31.42	-21.50	22.55	
1	-263	152	133	-21.13	-60.76	28.09	-18.29	45.47	
1.25	-277	180	159	-21.12	-63.18	34.64	-22.78	47.44	
1.5	-288	194	171	-21.07	-65.33	37.66	-24.80	49.26	
1.75	-298	201	178	-21.12	-67.67	39.12	-25.79	50.88	
2	-353	187	158	-20.88	-81.78	32.92	-21.12	61.89	

CONCLUSIONES

Se concluyó de acuerdo al análisis de los resultados de esfuerzos residuales lo siguiente:

Los esfuerzos residuales de compresión y tracción que fueron analizados por el método del barreno variaron con un descenso de magnitud, conforme se aumentó la distancia desde cualquier punto cercano a la soldadura a partir de 2.5 milímetros como distancia mínima, en la cual se ubicó la zona afectada por el calor, y que resultó de la soldadura aplicada por el proceso SAW en la unión de dos placas de acero API 5L X70 con media pulgada de espesor.

Los resultados de los análisis de esfuerzos residuales sin las constantes de calibración fueron diferentes a los esfuerzos residuales analizados con las constantes de calibración, y se obtuvieron magnitudes de esfuerzos residuales menores al esfuerzo de cedencia, por lo cual resultaron aceptables con valor máximo de esfuerzo residual de tracción en la roseta 2.

Por lo tanto en condiciones de sujeción de placas, los resultados de los esfuerzos residuales analizados por el método del barreno del ASTM E837-08, indicaron que los valores del porcentaje de deformación p, q, t, en los puntos analizados se encontraron dentro de los límites de deformación aceptables para la profundidad máxima de cada barreno, por lo cual los resultados del esfuerzo residual máximo y mínimo por el método del barreno en las rosetas se aceptaron con las deformaciones de la profundidad máxima en los seis barrenos, y que resultaron con valores menores al esfuerzo de cedencia del acero API 5L X70.

El valor del esfuerzo residual simulado representó el 9% del valor experimental en la roseta 2, por lo tanto el resultado de la simulación se calibró con un valor menor al valor experimental del esfuerzo residual.

RECOMENDACIONES

Se recomienda que se validen los resultados obtenidos de los esfuerzos residuales para el caso de placas sujetadas, con los resultados que se obtengan del análisis de esfuerzos residuales en tubería con soldadura helicoidal para la validación del método.

Así mismo se recomienda que para efectos de obtener resultados con valores aproximados entre los valores de esfuerzos residuales simulados por el método del elemento finito, y por el método del barreno del estándar ASTM E837-08, se considere la geometría de la línea de fusión en la soldadura, la cual se aplique a una placa de muestra de acero, y se utilice un software como el SYSWELD en el cual se incluya simulación metalúrgica del proceso de soldadura.

TRABAJO FUTURO

Como trabajo futuro se propone que bajo las condiciones de fijación y presencia de los esfuerzos residuales de tracción, que dicha condición local de soldadura se implemente en componentes estructurales soldados helicoidalmente sometidos a presión interna, así como en diversas tuberías de acero soldado que sean de aceros disímiles para poder utilizarlas en el transporte de hidrocarburos, con baja susceptibilidad al agrietamiento por corrosión en tubos de acero sometidos a presión, en un ambiente corrosivo y acero API 5L X70 soldado por el proceso SAW.

Se propone como trabajo futuro continuar con un análisis de confiabilidad en bridas diseñadas para ductos utilizados en la industria petrolera, en el cual se determine la probabilidad de falla por fractura del componente en servicio, basado en un análisis probabilístico de mecánica de fractura, con la finalidad determinar el efecto que tiene la distribución y la magnitud de los esfuerzos residuales a tensión en la mecánica de fractura.

BIBLIOGRAFÍA

1. **Fotouh, H., El-Shennawy, M. y El-Hebeary, R.** *Simplified Mathematical Modeling of Implant Limit Stress and Maximum HAZ Hardness.* [ed.] Welding Research. Miami : Welding Journal, 2013. págs. 336-346. Vol. 92.
2. **Lin Meng-Bin, Gao Kewei, Wang Chaur-Jeng, Volinsky Alex A.** *Failure analysis of the oil transport spiral welded pipe.* [ed.] Engineering Failure Analysis. s.l. : Elsevier Ltd, 2012. págs. 169-174. Vol. 25.
3. **Al-Anezi Mohammed A., Rao Sannyasi.** *Failures by sohic in sour hydrocarbon service.* [ed.] Journal of Failure Analysis and Prevention. s.l. : ASM International, 2011. págs. 363-371. Vol. 11.
4. **Rossini N.S., Dasisti M., Benyounis K.Y., Olabi A.G.** *Methods of measuring residual stresses in components.* [ed.] Materials and Design. s.l. : Elsevier Ltd, 2012. págs. 572-588. Vol. 35.
5. **Akbari, Davood, Farahani, Mohammadreza y Soltani, Nazer.** *Effects of the weld groove shape and geometry on residual stress in dissimilar butt welded pipes.* [ed.] The Journal of Stress Analysis for Engineering Design. s.l. : Co., Sage Publications, 2012. págs. 73-82. Vol. 47. DOI:10.1177/0309324711434681.
6. **Scutelnicu, E.** *Simulation of thermomechanical effects induced by submerged double arc welding process in pipelines.* Paris, France : s.n., 2013. págs. 111-116. ISBN: 978-960-474-345-2.
7. **Arif, A.F.M., et al.** *Thermal stress analysis of spiral laser welded tube.* [ed.] Journal of Materials Processing Technology. s.l. : Elsevier, 2011. pp. pp. 675-687. Vol. 211.

8. **Sowards, Jeffrey W., y otros.** *Charcterization of mechanical properties, fatigue crack propagation, and residual stresses in a microalloyed pipeline stir friction stir weld.* [ed.] Materials and Design. USA : Elsevier, 2015. págs. 632-642. Vol. 88.
9. **Yelbay H. Ilker, Ibrahim Cam, Gür C. Hakan.** *Non destructive determination of residual stress state in steel weldments by magnetic Barkhausen noise technique.* [ed.] Independent Nondestructive Testing and Evaluation International. s.l. : Elsevier Ltd, 2010. págs. 29-33. Vol. 43.
10. **Beghini M., Santus C., Valentini E., Benincasa A.** *Experimental verification of the hole drilling plasticity effect correction.* [ed.] Materials Science Forum. s.l. : Transactions Technology Publications, 2011. págs. 151-158. Vol. 681.
11. **Beghini B., Bertini L., Santus C.** *A procedure for evaluating high residual stresses using the blind hole drilling method, including the efect of plasticity.* [ed.] The Journal of Strain Analysis for Engineering Design. s.l. : Institution of Mechanical Engineers, 2010. págs. 301-318. Vol. 45.
12. **Nasim K., Arif A.F.M., Al-Nassar Y.N., Anis M.** *Investigation of residual stress development in spiral welded pipe.* [ed.] Journal of Materials Procesing Technology. s.l. : Elsevier Ltd, 2015. págs. 225-238. Vol. 215.
13. **Olabi A.G., Casalino G., Benyounis K.Y., Rotondo A.** *Minimisation of the residual stress in the heat affected zone by means of numerical methods.* [ed.] Materials and Design. s.l. : Ltd., Elsevier, 2007. págs. 2295-2302. Vol. 28.
14. *Statistical software release. Minitab TM.* 2004.
15. **Godefroid, Fernando Barbosa, y otros.** *Microstructure and mechanical properties of two API steels for iron ore pipelines.* Ouro Preto : Materials Research, 2014. págs. 114-120. Vol. 17.

16. **Belato, D., y otros.** *Latest developments in mechanical properties and metallurgical features of high strength line pipe steels.* Ghent : Sustainable Construction and Design, 2013. págs. 1-10.
17. **Institute, American Petroleum.** *API 5L Specification for Line Pipe.* Washington DC : API Publishing Services, 2004.
18. **Cho, D. W., D.V. Kiran y S.J. Na.** *Analysis of the flux consumption and metal transfer for tandem submerged arc welding process under iso heat input conditions.* [ed.] American Welding Society. Daejeon : Welding Research, 2015. págs. 396-401.
19. **Mittal, Arcelor.** *Spirally Welded Steel Pipes.* s.l. : Company Brochure, 2010.
20. **Kartal, E.M.** *Analytical solutions for determining residual stresses in two dimensional domains using the contour method.* [ed.] Royal Society Publishing. s.l. : Proceedings of The Royal Society, 2013. págs. 1-20.
21. **Withers, P.J. y Bhadeshia, H.** *Residual stress Part 1 Measurement Techniques.* [ed.] Materials Science and Technology. 2001. págs. 355-365. Vol. 17.
22. **Acevedo, C., Evans , A. y Nussbaumer, A.** *Neutron diffraction investigations on residual stresses contributing to the fatigue crack growth in ferritic steel tubular bridges.* [ed.] International Journal of Pressure Vessels and Piping. s.l. : Elsevier, 2012. págs. 1-8.
23. **Kaleli, T. y Hakan Gur, C.** *Non-destructive determination of residual stresses in the spiral submerged arc welded steel pipes.* Munich : 19th World Conference on Non Destructive Testing 2016, 2016. págs. 1-6.
24. **Huang Xiangfu, Liu Zhanwei, Xie Huimin.** *Recent progress in residual stress measurement techniques.* [ed.] Acta Mechanica Solida Sinica. China : AMSS Press, 2013. Vol. 26. 0894-9166.

25. **Sarga P., Menda Frantisek.** *Comparison of ring core method and hole drilling method used for determining residual stresses.* [ed.] American Journal of Mechanical Engineering. s.l. : Science and Education Publishing, 2013. págs. 335-338. Vol. 1.
26. **Goudar D.M., Truman C.E., Smith D.J.** *Evaluating uncertainty in residual stresses measured using the deep hole drilling technique.* [ed.] Strain. s.l. : Blackwell Publishing Ltd, 2011. págs. 62-74. Vol. 47.
27. **Kitano Houchini, Okano Shigetaka, Mochizuki Masahito.** *A study for high accuracy measurement of residual stress by deep hole drilling technique.* [ed.] Journal of Physics. s.l. : IOP Publishing Ltd, 2012. págs. 1-11. Conference Series 379.
28. **ANSYS Incorporation;** *ANSYS ACADEMIC.* Southpointe, 2600 ANSYS Drive, Canonsburg : s.n., R16.2.
29. *Standard method for determining residual stresses by the hole drilling strain gauge method. ASTM E 837-08.* **American Society for Testing and Materials.** West Conchohocken : ASTM International, 2008.
30. **Forouzan M.R., Mirfalah Nasiri S.M., Mokhtari A., Heidari A.** *Residual stress prediction in submerged arc welded spiral pipes.* [ed.] Materials and Design. s.l. : Elsevier Ltd, 2012. págs. 384-394. Vol. 33.
31. **Arif A.F.M., Al-Omari Ahmed Salem, Al Nassar Y.** *Development of residual stress during manufacturing of spiral welded pipes.* [ed.] Materials and Manufacturing Processes. s.l. : Taylor & Francis Group, 2012. págs. 738-745. Vol. 27.
32. **Piekarska W., y otros.** *Computer modelling of thermomechanical phenomena in pipes welded using a laser beam.* [ed.] Archives of Metallurgy and Materials. Czestochowa, Poland : Czestochowa University of Technology, 2013. págs. 1237-1242. Vol. 58.

33. **Sadowski Adam J., Rotter J. Michael.** *Modelling and behaviour of cylindrical shell structures with helical features.* [ed.] Computers and Structures. s.l. : Elsevier Ltd, 2014. págs. 90-102. Vol. 133.
34. **Wolfram Mathematica Software.** Champaign Illinois : s.n.
35. **Gannon Liam, Liu Yi, Pegg Neil, Smith Malcom.** *Effect of welding sequence on residual stress and distortion in flat bar stiffened plates.* [ed.] Marine Structures. s.l. : Elsevier Ltd., 2010. págs. 385-404. Vol. 23.
36. **Gou Ruibin, Zhang Yiliang, Xu Xuedong, Sun Liang, Yang Yong.** *Residual stress measurement of new and in service X70 pipelines by xray diffraction method.* [ed.] Nondestructive Test and Evaluation International Journal. s.l. : Elsevier Ltd, 2011. págs. 387-393. Vol. 44.
37. **Dean, Deng.** *FEM prediction of welding residual stresses and distortion in carbon steel considering phase transformation effects.* [ed.] Materials and Design. s.l. : Elsevier, 2009. págs. 259-366. Vol. 30.
38. **Zhang Yan-Hui, Smith Simon, Wei Liwu, Johnston Carol, Stacey Alexander.** *Meaurement and modelling of residual stresses in offshore circumferential welds.* Nantes, France : Proceedings 32nd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic (OMAE 2013), 2013.
39. **Sheila, P., y otros.** *Optimización de los parámetros de soldadura por arco sumergido en acero HSLA una aplicación para fabricación de tuberías de conducción de hidrocarburos.* Saltillo : Soldagen & Inspecao, 2015. págs. 456-466.
40. **Costa, P.S.** *Tesis: Aplicación de transformaciones de fase y modelos estadísticos en la optimización del proceso de soldadura por arco sumergido en uniones de acero API 5L X70.* [ed.] COMIMSA. Saltillo, Coahuila : s.n., 2015.
41. **Melfi, Teresa.** *New code requirements for calculating heat input.* [ed.] Welding Journal. s.l. : American Welding Society, 2010. págs. 61-63.

42. **Aliresa , Doodman Tipi y Sahraei, Fatemeh.** *Why formula as a new criterion in automatic pipeline GMAW process.* Croatia : Intech, 2011. ISBN: 978-953-307-642-3.
43. **The Lincoln Electric Company.** *Welding Consumables Catalog.* Cleveland Ohio : Lincoln Global Inc., 2012.
44. **Nasim Khalid, y otros.** *Investigation of residual stress development in spiral welded pipe.* [ed.] Journal of Materials Processing Technology. s.l. : Elsevier, 2015. págs. 225-238. Vol. 215.
45. **Chaowen Li, Yong Wang y Yuhua Chen.** *Influence of peak temperature during in service welding of api X70 pipeline steels on microstructure and fracture energy of the reheated coarse grain heat affected zones.* [ed.] Journal of Materials Science. s.l. : Elsevier, 2010. págs. 6424-6431.
46. **Poorhaydari K., Patchett B.M. y Ivey D.G.** *Estimation of cooling rate in the welding of plates with intermediate thickness.* [ed.] Welding Journal. s.l. : American Welding Society and The Welding Research Council, 2005. págs. 149-155.
47. **Schajer, Gary S.** *H-Drill hole-drilling residual stress calculation program.* Vancouver, Canada : s.n., 2013. Hole-Drilling Residual Stress Calculation Program.
48. **TML Tokio Sokky Kenkyujo Co., Ltd.** *Strain gauges.* Tokio, Japan : TML Tokio Sokky Kenkyujo Co., Ltd. TML Pam E-101S.
49. **Abbasi , Nasser M.** *Principal stresses and mohr's circle.* Champaign, Illinois, USA. : Wolfram Nathematica, 2012. Software.
50. **Simufact Engineering GMBH.** *Simufact welding.* Hamburg, Germany : s.n. Software for Structural Welding Simulation.
51. **Group, ESI.** *SYSWELD Software.* España : s.n., 2016.

ÍNDICE DE TABLAS

Tabla 2.1 Parámetros de soldadura para la unión de tubos con acero disímiles (5)	10
Tabla 2.2. Valores de entrada para la simulación con doble arco sumergido (6)	11
Tabla 2.3. Parámetros de la soldadura láser en soldadura helicoidal (7).	15
Tabla 2.4. Conductividad térmica dependiente de la temperatura del acero al bajo carbono (7).....	16
Tabla 2.5. Valores de entalpía utilizados en acero al bajo carbono (7).	16
Tabla 2.6. Propiedades mecánicas dependientes de la temperatura del acero al bajo carbono (7).....	16
Tabla 2.7. Tabla de parámetros de fuente de calor en soldadura helicoidal láser (7)	17
Tabla 2.8. Composición química en placa de acero X80 en porcentaje de peso (wt.%) (8)	20
Tabla 2.9. Composición química del acero API 5L X70 (9).	23
Tabla 2.10. Temperatura, y propiedades del acero X70 para la simulación por el elemento finito (12).	38
Tabla 2.11. Parámetros de la fuente de calor de Goldak (12)	40
Tabla 2.12. Variables y niveles de diseño experimentales (13).....	43
Tabla 2.13. Valores de esfuerzos residuales máximos en MPa obtenidos de mediciones a partir de deformaciones en placa por el método del barrenado, para un total de 20 barrenos (13).....	44
Tabla 3.1. Constantes de calibración para esfuerzos uniformes (29).....	64
Tabla 3.2. Ángulo principal β que depende del valor de T (29).	66
Tabla 3.3. Constantes de calibración para distribución de esfuerzos no uniforme para rosetas tipo A (29).	67
Tabla 3.4. Constantes de calibración para distribución de esfuerzos no uniforme para rosetas tipo B (29).	68

Tabla 3.5 Composición química del acero API X70 (30).	70
Tabla 3.6. Parámetros de soldadura (30).	70
Tabla 3.7. Composición química de la placa de acero horizontal y de la placa de restricción para la simulación por elemento finito (35).	89
Tabla 3.8. Composición química de los aceros al bajo y al medio carbono respectivamente (37).	96
Tabla 3.9. Propiedades mecánicas de los tubos en la experimentación para determinar los esfuerzos residuales (38).	99
Tabla 3.10. Proceso de soldadura, velocidad de avance y calor de entrada de las muestras de tubo utilizadas en la experimentación para determinar los esfuerzos residuales (38).	100
Tabla 3.11. Resultados de esfuerzos residuales circunferenciales superficiales, para tres muestras de tubos de acero X70 con diámetro de 16 pulgadas, y puntos en los cuales se determinaron los esfuerzos residuales máximos (38).	102
Tabla 4.1 Composición química del acero API X70 (39).	112
Tabla 4.2 Resultados de prueba de tracción en el acero API X70 (40).	114
Tabla 4.3. Parámetros de soldadura para las soldaduras aplicadas en la experimentación con placas de acero X70, por el proceso de SAW.	117
Tabla 4.4. Composición del fundente clasificado como AWS F7A2-EM13K-H8 para la soldadura aplicada en placas (43).	118
Tabla 4.5. Composición química del electrodo EM13K para soldadura de placas en la experimentación (43).	118
Tabla 4.6. Datos de propiedades térmicas del acero X70, para modelación por elemento finito en el software Simufact (44).	118
Tabla 4.7. Temperaturas de inicio de austenita y de formación de ferrita en austenita durante el calentamiento (45).	119
Tabla 4.8. Ubicaciones de rosetas sobre la placa muestra de acero X70.	122
Tabla 5.1. Tabla de resultados de esfuerzos residuales mínimos y máximos en la roseta 1, analizados sin constantes de calibración, por ASTM E837-08 y por método del elemento finito (MEF) en placa de acero X70.	168

Tabla 5.2 de resultados de esfuerzos residuales mínimos, máximos por el método del barreno en roseta 2, determinados sin constantes de calibración, por ASTM E837-08 y por método del elemento finito (MEF) en placa de acero X70. 169

Tabla 5.3 de resultados de esfuerzos residuales mínimos, máximos por el método del barreno en roseta 3, determinados sin constantes de calibración, por ASTM E837-08, y por método del elemento finito (MEF) en placa X70.... 170

Tabla 5.4 de resultados de esfuerzos residuales mínimos, máximos por el método del barreno en roseta 4, determinados sin constantes de calibración, por ASTM E837-08, y por método del elemento finito (MEF) en placa X70.... 171

Tabla 5.5 de resultados de esfuerzos residuales mínimos, máximos por el método del barreno en roseta 5, determinados sin constantes de calibración, por ASTM E837-08, y por método del elemento finito (MEF) en placa X70.... 172

Tabla 5.6 de resultados de esfuerzos residuales mínimos, máximos por el método del barreno en roseta 6, determinados sin constantes de calibración, por ASTM E837-08, y por método del elemento finito (MEF) en placa X70.... 173

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1. Muestra de tubo utilizada para la experimentación con soldadura de acero inoxidable y acero al carbono (5).	9
Figura 2.2 Historial de temperaturas en 4 nodos a 0, 5, 9, y 13 mm de distancia del eje de la soldadura (6).	12
Figura 2.3 a) Temperaturas a 50 segundos de simulación en soldadura exterior. b) Temperaturas a 721 segundos de simulación en soldadura interior (6).	12
Figura 2.4. a) Esfuerzos en MPa a 50 segundos de simulación en soldadura exterior. b) Esfuerzos en MPa a 721 segundos de simulación en soldadura interior (6)	13
Figura 2.5. Gráfica de esfuerzos residuales contra distancia al eje de soldadura (6).	14
Figura 2.6. Gráfica de esfuerzos residuales en Pa del cordón de soldadura láser en espiral, aplicada en tubo de acero al bajo carbono a diferentes tiempos de simulación (7).	17
Figura 2.7. Perfil de esfuerzos residuales en tres puntos, después del enfriamiento para tres velocidades de soldadura (7).	18
Figura 2.8. Fotografía de la herramienta para proceso FSW aplicado en placa de acero X80 (8).	20
Figura 2.9. Análisis de esfuerzos residuales por difracción de neutrones en soldadura por proceso FSW, (a) en sentido transversal al rolado, (b) en sentido del rolado, (RS) lado de retroceso de soldadura, (AS) lado avance de soldadura (8).	22
Figura 2.10. Fotografía de dimensiones de placa de acero API X70, y las franjas de análisis de esfuerzos residuales por el método de ruido de Barkhausen (9).	24
Figura 2.11. Curva calibración de esfuerzos residuales contra ruido de Barkhausen en la zona afectada por el calor de la soldadura, y en el metal base para la placa soldada de acero API X70 (9).	25

Figura 2.12. Variación esquemática de medidas de Barkhausen en la parte superior de la placa acero API X70 (9).	26
Figura 2.13 . Variación esquemática de medidas de Barkhausen en la parte inferior de la placa acero API X70 (9).	27
Figura 2.14 . Diagrama de esfuerzos residuales en la parte superficial frontal de la zona afectada por el calor y metal base acero soldado API X70 (9).....	27
Figura 2.15. Diagrama de esfuerzos residuales longitudinales de la superficie en el anverso de la placa metal base del acero soldado API X70 (9).	28
Figura 2.16. Distribución de esfuerzos residuales en la superficie frontal de la zona afectada por el calor y el metal base en acero API X70 (9).	29
Figura 2.17. Verificación del método magnético de ruido de Barkhausen en el cual se utilizó también el método del barreno (9).....	29
Figura 2.18. Valores para el efecto plástico en función del esfuerzo residual equivalente y el radio de esfuerzo de cedencia del material (10).	31
Figura 2.19. Relación entre el factor elástico y el factor plástico actual (10)....	32
Figura 2.20. Fotografías del método de corte anillo (a), distribución de cinco galgas en el interior del diámetro (b), y distribución de cinco galgas en el diámetro exterior (c) (12).	34
Figura 2.21. Dimensiones globales de soldadura helicoidal en el tubo (12). ...	37
Figura 2.22. Malla con elementos tetraédricos aplicada por el método del elemento finito en el modelo de la prueba del corte de anillo (12).....	39
Figura 2.23. Distribución de esfuerzos residuales máximos y mínimos en el diámetro interior del tubo, para el eje principal 1, y eje 3, (a) y (b) respectivamente (12).	41
Figura 2.24. Distribución de esfuerzos residuales máximos y mínimos en el diámetro exterior del tubo, para el eje principal 1 y 3, (a) y (b) respectivamente (12).	42
Figura 2.25. Esfuerzo residual circunferencia en la soldadura del diámetro externo y el diámetro interno (a) y (b) respectivamente (12).	42
Figura 2.26. Galga extensométrica con barreno utilizada para realizar mediciones de deformaciones a 45°, en la zona afectada por el calor (13).....	44

Figura 2.27. Gráfica de prueba de normalidad en los valores de esfuerzos residuales para el diseño de experimentos de Olabi y colaboradores, la media del esfuerzo residual es 89.75, y se analizó por MINITAB (14).	45
Figura 2.28. Valores mínimos optimizados para el diseño de experimentos de soldadura por rayo láser con los parámetros de potencia (P) en kW, velocidad de soldadura (S) en mm/min y distancia del foco (F) en mm, valores aproximados a los encontrados por Olabi y colaboradores (24), realizado con el software MINITAB (14).	46
Figura 3.1. Esquema de soldadura por arco sumergido (18).	48
Figura 3.2. Esquema de soldaduras interior y exterior en producción de tubería (19)	48
Figura 3.3. Diagrama esquemático en que se muestra (a) simbología, (b) el patrón de distribución de roseta por el método del barreno (24).	53
Figura 3.4. Configuración de equipo de taladro, b) patrón de correlación de imagen digital del punto después del barreno, c) gráfico del vector alrededor del barreno después del relevado de esfuerzos (24).	54
Figura 3.5. Método de seccionamiento y gráficas (a) patrones de franjas de Moiré, (b) desplazamientos calculados del patrón de franjas de Moiré, (c) distribución de deformaciones ϵ_x (24).	55
Figura 3.6. Imagen de microscopia electrónica de barrido que muestra antes de maquinarse (a), y después de haberse maquinado el anillo-núcleo (b), (25). ..	57
Figura 3.7. Esquema del método del barreno profundo Ref (27).	59
Figura 3.8. Formas de rosetas tipos A, B, y C para medir microdeformaciones, de acuerdo a cada requerimiento de especímenes (29).	62
Figura 3.9. Porcentajes de tolerancia para los valores de p, q, y t, en cada tipo de roseta (29).	63
Figura 3.10. Distancias de posición y separación entre electrodos, geometría de biseles y tipo de corriente en diámetro exterior e interior del tubo (30).	71
Figura 3.11. Vista superior del formado del tubo (30).	71
Figura 3.12. Equipo de taladro (21a), distribución de calibradores en el diámetro interior (21b), distribución de calibradores en el diámetro exterior (21c) (30). ..	72

Figura 3.13. Esfuerzos residuales (a) en el diámetro exterior de la soldadura, (b) en el diámetro interior de la soldadura (30).	73
Figura 3.14. Esfuerzos residuales principales en el tercer eje, (a) en el diámetro exterior, (b) en el diámetro interior del tubo (30).	75
Figura 3.15. Doble elipsoide de Goldak para el flujo de calor, en la simulación de carga de esfuerzos térmicos en la soldadura (30).	77
Figura 3.16. Esquema de figura para las coordenadas en el espacio utilizadas para simulación de esfuerzos residuales en soldadura helicoidal (30).	78
Figura 3.17. Esquema de soldadura helicoidal el sistema coordinado espacial (x, y, z), y vectores de velocidad de soldadura (v_1 , v_2 , v) (32).	81
Figura 3.18. Sección de corte de anillo cortada longitudinalmente, obtenido de un tubo soldado helicoidalmente (31).	81
Figura 3.19. Algoritmo del modelo de análisis matemático para determinar los esfuerzos residuales (31).	82
Figura 3.20. Esfuerzos residuales por el método del barrenado para los casos de apertura y cierre del anillo (31).	83
Figura 3.21. Distribución de los esfuerzos residuales en N/m^2 modeladas por el elemento finito, para tres velocidades de soldadura 0.025, 0.01927 y 0.0125 m/s (31).	84
Figura 3.22. Modelo de figura en 3D para un tubo con 40 unidades de diámetro en el cual también se graficó la hélice que representa la soldadura helicoidal, representado en las coordenadas cilíndricas (34)	86
Figura 3.23. Representación de modelo en 3D para la hélice con un diámetro de 40 unidades representada en las coordenadas cilíndricas (34).	87
Figura 3.24. Perfil de la sección de placa horizontal y de la placa de restricción soldadas para la simulación por elemento finito (35).	89
Figura 3.25. Figuras de las cuatro distintas secuencias de soldaduras para la modelación del componente soldado (35).	89
Figura 3.26. Figura de presencia de esfuerzos residuales para las distintas secuencias de soldaduras (35).	90

Figura 3.27. Deflexiones verticales del componente simulado con soldadura en placa con una placa de restricción (35).	91
Figura 3.28. Diagrama de esfuerzos residuales para el tubo soldado por el proceso GMAW y SAW, en el diámetro interior del tubo nuevo (36).	94
Figura 3.29. Figura del modelo por elemento finito de 200 X 200 X 6 mm de espesor tanto para acero al bajo y al medio carbono (37).	95
Figura 3.30. Curva de fracción de martensita contra tiempo de enfriamiento $t_{8/5}$ en el acero al bajo carbono S15C (37).	96
Figura 3.31. Curva de fracción de martensita contra tiempo de enfriamiento $t_{8/5}$ en el acero al bajo carbono S45C (37).	97
Figura 3.32. a) Macrografías del perfil de soldaduras para las muestras de tubos de 16 pulgadas de diámetro de acero X70, con 7 pasos de soldadura, y b) soldadura en tubo de 20 pulgadas de diámetro con 8 pasos de soldadura (38).	101
Figura 3.33. Puntos en los cuales se realizaron las pruebas de esfuerzos residuales, así como el tipo de pruebas de esfuerzos circunferenciales en los tubos de muestra (38).	101
Figura 3.34. Gráfica de esfuerzos residuales longitudinales normalizados que fueron determinados experimentalmente en tubo de 16 pulgadas de diámetro (38).	103
Figura 3.35. Gráfica de esfuerzos residuales circunferenciales normalizados que fueron determinados, en tubo de 16 pulgadas de diámetro de acero X70 (38).	104
Figura 3.36. Gráfica de comparación de esfuerzos residuales longitudinales obtenidos por análisis de elemento finito (MEF) y de experimentación por el método del barreno profundo (DHD) en tubo de 16 pulgadas de acero X70 (38).	106
Figura 3.37. Gráfica de comparación de esfuerzos residuales circunferenciales obtenidos por análisis de elemento finito (MEF) y de experimentación por el método del barreno profundo (DHD) en tubo de 16 pulgadas de acero X70 (38).	106

Figura 3.38. Gráfica de base de datos experimentales que comprende puntos de 296 datos para soldaduras circunferenciales, en la cual se incluye la curva del estándar británico BS 7910, para esfuerzos residuales longitudinales con bajo aporte de calor de entrada (38).....	107
Figura 3.39. Comparación distribución de esfuerzos residuales experimentales con diferentes niveles de confianza y de predicción para tubo de 16 pulg (38).	108
Figura 3.40. Comparación de la curva propuesta en la expresión matemática de la ecuación (105), con la curva de la base de datos de otros análisis (38).....	109
Figura 3.41. Gráfica de factor de intensidad de esfuerzo (K) normalizado, distribuido respecto en la profundidad de la pared, bajo esfuerzos residual axial (38).	110
Figura 4.1. Diagrama de flujo para la prueba de esfuerzos residuales en placas de acero X70 de media pulgada de espesor, y soldadas con doble bisel por el proceso SAW.....	111
Figura 4.2. Microestructura del acero X70 a) aumentada a 500X, b) Aumentada a 6,000X ferrita poligonal (PF), perlita (P) y bainita (B) (15)	112
Figura 4.3. Microestructura en la zona afectada por el calor compuesta en su mayoría por ferrita poligonal en el límite de grano FP(G) y perlita (P) en el acero soldado X70 (40).....	113
Figura 4.4. Microestructura en la zona de fusión compuesta predominantemente por ferrita acicular FA, ferrita poligonal en el límite de grano FP(G) y algunas regiones de ferrita Widmanstätten (40).....	113
Figura 4.5. Esquema detallado de los biseles que se realizaron en las muestras para experimentación con proceso de soldadura SAW en placa de acero X70.	116
Figura 4.6 Esquema de distribución de termopares para el registro de temperaturas durante la soldadura.	120
Figura 4.7. Gráfica de temperaturas contra tiempo registradas en 7 termopares tipo K para la experimentación en la soldadura sobre la muestra de placa de acero X70.	121

- Figura 4.8.** Distribución de rosetas sobre la placa muestra para el análisis de los esfuerzos residuales. 123
- Figura 4.9.** Placas de probeta montadas en la brida y fijadas con ocho tornillos en los dos bordes laterales del dispositivo de brida para evitar distorsión después de aplicada la soldadura..... 124
- Figura 4.10.** Fotografía del equipo utilizado para la medición de temperaturas mediante el uso de termopares, una tarjeta de adquisición de datos marca National Instruments, que se muestra a la izquierda y una computadora tipo portátil a la derecha de la fotografía..... 125
- Figura 4.11.** Figura en que se aprecian en la parte superior derecha de la figura los líquidos envasados con los cuales se propició buena adherencia de las rosetas con el metal de la probeta para la prueba de los esfuerzos residuales. 126
- Figura 4.12.** Dispositivo indicador de medición y registro de microdeformaciones, con cuatro canales, modelo P3, de la marca Micro-Measurements. 127
- Figura 4.13.** Taladro RS-200 de funcionamiento con flujo de aire comprimido para el método del barrenado según el estándar ASTM E837-08. 128
- Figura 4.14.** Fotografía del cortador posicionado, de 1.6 mm de diámetro, fabricado con carburo de tungsteno, para barrenar en la marca de la roseta circular, con la finalidad de medir de esfuerzos residuales. El cortador se muestra posicionado verticalmente a la izquierda del cordón de la soldadura. 128
- Figura 4.15.** Fotografía del escáner láser tridimensional fuera de contacto utilizado para generar imagen digitalizada, que incluye una cámara para captar imágenes. 130
- Figura 4.16.** Fotografía de placa con superficie de pintura blanca y nube de puntos en la cual se proyectó rayo láser mediante un escáner para producir imagen digitalizada. 130

- Figura 4.17.** Imagen digitalizada con elevaciones de distorsión de placa medidas a partir de un escáner y procesadas en un software asistido por computadora (CAD), Geo Magic..... 131
- Figura 5.1.** Microdeformaciones en la roseta 1, las cuales se incrementaron gradualmente en las tres galgas hasta haber alcanzado la profundidad máxima de barreno. Graficado mediante el software H Drill (47). 134
- Figura 5.2.** Microdeformaciones con incremento gradual de las en las tres galgas de la roseta 2, las cuales fueron tomadas hasta la profundidad máxima de 2 mm. Graficado mediante el software H Drill (47). 135
- Figura 5.3.** Microdeformaciones correspondientes a las tres galgas de la roseta 3. Se presentó alguna desviación significativa entre las curvas teórica y experimental hasta el valor de 1.75 mm de profundidad. Graficado mediante el software H Drill (47). 136
- Figura 5.4.** Microdeformaciones obtenidas en roseta 4, en las tres galgas se observó alguna desviación respecto a la profundidad de barreno de 2 mm. Graficado mediante el software H Drill (47). 137
- Figura 5.5.** Microdeformaciones en roseta 5 que resultaron uniformes en las galgas 3 y 2, mientras en la galga 1 se presentó mayor desviación, conforme se alcanzó la profundidad de 2 mm de barreno. Graficado mediante el software H Drill (47). 138
- Figura 5.6.** Lecturas de roseta 6, en la cual se observó uniformidad en las microdeformaciones de las galgas 2 y 3, y alguna microdeformación significativa respecto a la experimental en la galga 1, cuando el barreno alcanzaron los 2 mm de profundidad. Graficado mediante el software H Drill (47)..... 139
- Figura 5.7.** Diagrama de convención de signos para determinación de esfuerzos y la dirección en grados a partir de deformaciones producidas por cargas externas, así como enumeración de las galgas en rosetas con posicionadas típicas en forma rectangular (48). 141
- Figura 5.8.** Gráficas agrupadas de esfuerzos residuales máximos y mínimos experimentales de barrenos en las 6 rosetas. Los resultados se obtuvieron a

partir de microdeformaciones, las cuales se utilizaron en las ecuaciones 109 y 110 sin aplicación de constantes de calibración. 143

Figura 5.9. Estado plano de esfuerzos residuales en MPa dentro del rango elástico analizados sin constantes de calibración en la roseta 1, en que el esfuerzo mínimo de compresión predominante se representó con un vector en el eje (y), mientras el máximo de tracción se representó con otro vector en el eje (x), y una orientación de 15.31° en sentido horario (49). 144

Figura 5.10. Estado plano de esfuerzos residuales en (MPa) dentro del rango elástico que fueron analizados sin constantes de calibración para la roseta 2, en el cual se muestran las magnitudes del esfuerzo residual mínimo predominante en el eje (y), el esfuerzo máximo en el eje (x), el esfuerzo cortante (τ_{xy}), así como el ángulo de giro (θ) respecto a los ejes de la cuadrícula con sentido antihorario (49)..... 145

Figura 5.11. Estado de esfuerzos dentro del rango elástico en (MPa) para la roseta 3, en la cual se representan las magnitudes de los esfuerzos residuales predominantes de compresión, tracción y de cortante, así como el ángulo de inclinación en sentido horario respecto al emparrillado de la figura (49). 146

Figura 5.12. Estado de esfuerzos dentro del rango elástico en (MPa) en la roseta 4, que representa el esfuerzo residual de tracción en el eje (x), el esfuerzo residual a compresión en el eje de las (y), así como el esfuerzo residual cortante, girado en un ángulo (θ) con sentido antihorario respecto al emparrillado (49)..... 147

Figura 5.13. Estado de esfuerzos dentro del rango elástico en MPa en la roseta 5, donde se graficaron mediante vectores los esfuerzos residuales predominantes a compresión (σ_x), los esfuerzos residuales de tracción (σ_y), el esfuerzo residual cortante (τ_{xy}), y la dirección (θ) en -33.12° en sentido antihorario (49)..... 148

Figura 5.14. Estado de esfuerzos dentro del rango elástico en MPa presentes en la roseta 6, mediante vectores del esfuerzo residual predominante a compresión (σ_y), el esfuerzo residual de tracción (σ_x), así como el esfuerzo

residual a cortante (τ_{xy}), y ángulo de dirección de -20.88° en sentido antihorario (49)..... 149

Figura 5.15. Estado de esfuerzos en MPa por método del estándar ASTM E837-08 presentes en la roseta 1, mediante vectores que representan el esfuerzo residual (σ_y) a compresión, el esfuerzo residual de tracción (σ_x), así como el esfuerzo residual a cortante (τ_{xy}), y ángulo de dirección de 15.31° en sentido horario. El esfuerzo de cedencia en el acero X70 fue $F_y = 542.5$ MPa (49). 151

Figura 5.16. Estado de esfuerzos en MPa por método del estándar ASTM E837-08 presentes en la roseta 2, mediante vectores que representan el esfuerzo residual (σ_y) en tracción, el esfuerzo residual predominante en tracción (σ_x), así como el esfuerzo residual a cortante (τ_{xy}) y ángulo de dirección de -42.52° en sentido antihorario. El esfuerzo de cedencia en el acero X70 fue $F_y = 542.5$ MPa (49). 152

Figura 5.17. Esfuerzos residuales en MPa por método del estándar ASTM E837-08 presentes en la roseta 3, mediante vectores que representan el esfuerzo residual σ_y a compresión, el esfuerzo residual predominante en tracción σ_x , así como el esfuerzo residual a cortante τ_{xy} , y ángulo de dirección de 12.06° en sentido horario (49). El esfuerzo de cedencia del acero X70 fue $F_y = 542.5$ MPa. 153

Figura 5.18. Estado de esfuerzos en MPa por método del estándar ASTM E837-08 presentes en la roseta 4, mediante vectores que representan el esfuerzo residual (σ_y) a compresión, el esfuerzo residual a tracción (σ_x), así como el esfuerzo residual a cortante (τ_{xy}), y ángulo de dirección de 14.9° en sentido horario (49). El esfuerzo de cedencia del acero X70 fue $F_y = 542.5$ Mpa. 154

Figura 5.19. Estado de esfuerzos en MPa por método del estándar ASTM E837-08 presentes en la roseta 5, mediante vectores que representan el esfuerzo residual σ_y a compresión, el esfuerzo residual a tracción σ_x , así como el esfuerzo residual a cortante τ_{xy} , y ángulo de dirección de -6.27° en sentido antihorario (49). El esfuerzo de cedencia del acero X70 fue $F_y = 542.5$ MPa. 155

- Figura 5.20.** Estado de esfuerzos en MPa por método del estándar ASTM E837-08 presentes en la roseta 5, mediante vectores que representan el esfuerzo residual (σ_y) a compresión, el esfuerzo residual a tracción (σ_x), así como el esfuerzo residual a cortante τ_{xy} , y ángulo de dirección de -24.04° en sentido antihorario (49). El esfuerzo de cedencia del acero X70 fue $F_y = 542.5$ MPa. 156
- Figura 5.21.** Visualización de gráficas de los esfuerzos residuales en las 6 rosetas por el método del barreno y por el método del elemento finito. El esfuerzo de cedencia del acero API 5L X70 fue $F_y = 542.5$ MPa..... 159
- Figura 5.22.** Valores de esfuerzos residuales máximos de las 6 rosetas que se analizaron por el método del elemento finito, en los cuales resultó el valor máximo en la roseta 2, mediante el software SIMUFACT (50). 160
- Figura 5.23.** Distorsión de placas de acero X70 mediante simulación por elemento finito con software de simulación Simufact (50). 161
- Figura 5.24.** Figura de mallado en unión soldada con placa en medidas de 196 X 200 mm X 12.3 mm de espesor y 23,460 nudos para simulación en SYSWELD (51). 162
- Figura 5.25.** Distribución de temperaturas de simulación al inicio de la soldadura a 0.57 segundos de recorrido de la soldadura de unión soldada con 196 X 200 mm X 12.3 mm de espesor en software SYSWELD (51). 162
- Figura 5.26.** Distribución de temperaturas a la mitad de recorrido, con un tiempo de 8.3 segundos de simulación en la soldadura de unión soldada con 196 X 200 mm X 12.3 mm mediante software SYSWELD (51). 163
- Figura 5.27.** Distribución de temperaturas para simulación de soldadura externa rectilínea en placa de acero API 5L X70, las cuales se validaron con temperaturas experimentales de un termopar T5 mediante el software ANSYS Academic (28). 164
- Figura 5.28.** Datos experimentales obtenidos con termopares tipo K de temperaturas en soldadura rectilínea externa por el proceso SAW, así como de la simulación de soldadura en placa de acero X70, con una potencia simulada

de energía calibrada de aporte $Q=11,475$ Watts, y un aporte de calor simulado $HI = 821$ kJ/m, mediante el software de simulación ANSYS Academic (28)... 165

Figura 5.29. Segmento de circunferencia graficado en SYSWELD (51) en tubería de 36 pulgadas de diámetro con acero API X70 y soldadura helicoidal.

..... 166

Figura 5.30. Macrografía de penetración de soldadura, ancho de costura, y línea de longitud de pared de costura de la primera soldadura en aplicarse de placa plana de acero API X70..... 166

Figura 5.31. Macrografía de penetración de soldadura, ancho de costura, ancho de zona afectada por el calor y línea de longitud de pared de costura de la segunda soldadura aplicada en placa plana de acero API X70. 167

Figura A.1. Curvas p, q y t normalizadas respecto a (profundidad / D) en las 6 rosetas. Graficado mediante el software H Drill (47)..... 198

ANEXO A

En la **Figura A.1** se apreció que en las curvas normalizadas p, q y t en porcentaje de deformación contra (profundidad/diámetro de roseta D), los valores en porcentaje de deformación se aproximaron a $\pm 3\%$ cuando se alcanzó la profundidad máxima, lo cual indicó que no existieron errores de medición y se procedió a utilizar el estándar del ASTM E837-08.

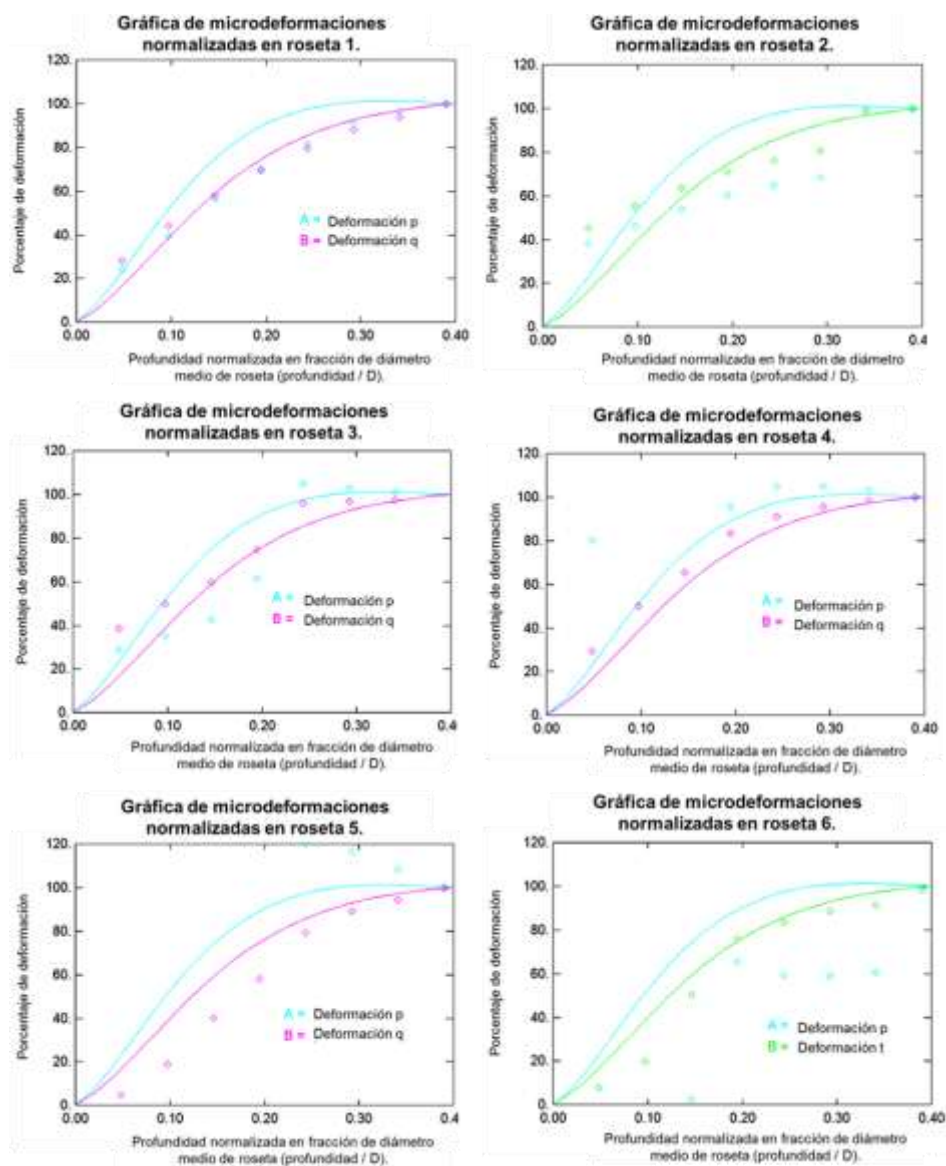


Figura A.1. Curvas p, q y t normalizadas respecto a (profundidad / D) en las 6 rosetas. Graficado mediante el software H Drill (47).