

**CORPORACIÓN MEXICANA DE INVESTIGACIÓN EN
MATERIALES**

DIVISIÓN DE ESTUDIOS DE POSGRADO



**“ANÁLISIS DE LA GENERACIÓN DE ESFUERZOS RESIDUALES EN
UNIONES SOLDADAS EN EL ACERO API 5L-X65 APLICADAS A
DIFERENTES PROFUNDIDADES EN AMBIENTES SUBMARINOS POR EL
PROCESO DE SOLDADURA HÚMEDA”**

POR

ALFONSO BALLESTEROS HINOJOSA

TESIS

**MAESTRÍA EN CIENCIA Y TECNOLOGÍA CON ESPECIALIDAD EN
SISTEMAS DE MANUFACTURA AVANZADA**

SALTILLO, COAHUILA

DICIEMBRE DEL 2012

*“ANÁLISIS DE LA GENERACIÓN DE ESFUERZOS RESIDUALES EN
UNIONES SOLDADAS EN EL ACERO API 5L-X65 APLICADAS A
DIFERENTES PROFUNDIDADES EN AMBIENTES SUBMARINOS POR EL
PROCESO DE SOLDADURA HÚMEDA”*

Por

ALFONSO BALLESTEROS HINOJOSA

Tesis

Presentada al Programa Interinstitucional en Ciencia y Tecnología

Sede

Corporación Mexicana de Investigación en Materiales S.A de C.V

Como requisito parcial para la obtención del grado académico de

***Maestro en Ciencia y Tecnología con
Especialidad en Sistemas de Manufactura Avanzada***

Programa Interinstitucional en Ciencia y Tecnología COMIMSA/CONACyT

Saltillo Coahuila. Diciembre de 2012

Corporación Mexicana de Investigación en Materiales, S.A de C.V
Gerencia de Desarrollo Humano
División de Estudios de Posgrado

Los abajo firmantes, miembros del Comité tutorial recomendamos que la Tesis **“ANÁLISIS DE LA GENERACIÓN DE ESFUERZOS RESIDUALES EN UNIONES SOLDADAS EN EL ACERO API 5L-X65 APLICADAS A DIFERENTES PROFUNDIDADES EN AMBIENTES SUBMARINOS POR EL PROCESO DE SOLDADURA HÚMEDA”** realizada por el alumno Alfonso Ballesteros Hinojosa matrícula **1106MA1067** sea aceptada para su defensa como Maestro en Ciencia y Tecnología con Especialidad en Sistemas de Manufactura Avanzada

El Comité Tutorial

Dr. José Jorge Ruíz Mondragón
Tutor Académico

Dr. Jorge Leobardo Acevedo Dávila
Co-Tutor Académico

MT. Fernando Macías López
Tutor de Planta

VoBo
Dr. Felipe Arturo Reyes Valdés
Coordinador de Posgrado

Corporación Mexicana de Investigación en Materiales, S.A de C.V
Gerencia de Desarrollo Humano
División de Estudios de Posgrado

Los abajo firmantes, miembros del jurado del Examen de grado del alumno, Alfonso Ballesteros Hinojosa una vez leída y revisada la tesis titulada: **“ANÁLISIS DE LA GENERACIÓN DE ESFUERZOS RESIDUALES EN UNIONES SOLDADAS EN EL ACERO API 5L-X65 APLICADAS A DIFERENTES PROFUNDIDADES EN AMBIENTES SUBMARINOS POR EL PROCESO DE SOLDADURA HÚMEDA”** aceptamos que la referida tesis revisada y corregida sea presentada por el alumno para aspirar al grado de Maestría en Ciencia y Tecnología con Especialidad en Sistemas de Manufactura Avanzada durante el examen de grado correspondiente

Y para que así conste firmamos la presente a los dieciocho días del mes de diciembre del 2012.

Dr. Alexandre Queiroz Bracarens

Presidente

Dra. Rocio Saldaña Garcés

Vocal

Dr. Eddy Alfaro López

Secretario

Dr. José Jorge Ruíz Mondragón

Vocal

Dr. Felipe de Jesús García Vásquez

Vocal

- VI Congreso Internacional de Metalurgia y Materiales (2012) en la facultad de metalurgia de la Universidad Autónoma de Coahuila, Monclova, con la presentación del artículo: “Determinación de nanodureza y módulo de elasticidad de un Acero API 5L X65 soldado en ambiente submarinos”.
- 34 Congreso Internacional de Metalurgia y Materiales (2012) en el Instituto Tecnológico de Saltillo, con la presentación del artículo: “Efecto de la profundidad de reparación sobre los esfuerzos residuales en componentes de acero API 5L X65 soldados in situ por el proceso MMAW”.

Como parte de su formación cuenta con dos estancias internacionales:

- Universidad Federal de Minas Gerais, en Belo Horizonte Brasil (2008)
- Fundación CTM Centro Tecnológico, en Manresa, Barcelona España (2012).

Actualmente se encuentra cursando la Maestría en Ciencia y Tecnología con Especialización en Sistemas de Manufactura Avanzada, en el Posgrado Interinstitucional en Ciencia y Tecnología. La propuesta de su tesis de maestría se titula: “Análisis de la generación de esfuerzos residuales en uniones soldadas en el acero API 5L-X65 aplicadas a diferentes profundidades en ambientes submarinos por el proceso de soldadura húmeda”.

AGRADECIMIENTOS

A Dios por ser la luz y mi guía en todos los momentos de mi vida.

A mis padres Alfonso Ballesteros Rosales y Martha Alicia Hinojosa García, quienes con trabajo y esfuerzo me han apoyado para vencer todas aquellas adversidades que se me han presentado durante el logro de esta y más metas.

Al Consejo Nacional de Ciencia y Tecnología por brindarme el apoyo económico necesario para culminar esta obra.

A la Corporación Mexicana de Investigación en Materiales, en especial para los doctores José Jorge Ruíz Mondragón, Jorge Leobardo Acevedo, al maestro en tecnología Fernando Macías López y al Ingeniero Antonio Macías Alvizo; por dotarme de los conocimientos y herramientas necesarias para el desarrollo de este proyecto de investigación.

A la Fundación Centro Tecnológico de Manresa, en especial para los doctores José María Prado Pozuelo, Daniel Casellas i Padro y para la Técnico Nuria Cuadrado Lafoz, por su hospitalidad y aporte en las pruebas experimentales de este proyecto de investigación.

A la empresa San Luis Rassini, en especial al doctor Eddy Alfaro López por su apoyo brindado en la parte experimental de esta investigación.

A todos aquellos que creyeron en mí, que con sus consejos y apoyo fue posible culminar estas tesis de maestría.

ÍNDICE

SÍNTESIS	1
1 INTRODUCCIÓN	2
1.1 Antecedentes	2
1.2 Planteamiento del problema.....	4
1.3 Objetivos	5
1.3.1 General.....	5
1.3.2 Objetivos específicos.....	5
1.4 Hipótesis.....	6
1.5 Justificación.....	6
1.6 Alcance.....	7
2 MARCO DE REFERENCIA	9
2.1 Soldadura aplicada en ambientes marinos.....	9
2.1.1 Limitantes del proceso de soldadura aplicada en ambientes húmedo	10
2.2 Condiciones de operación de tuberías submarinas.....	17
2.3 Esfuerzos residuales	18
2.3.1 Definición de esfuerzos residuales	19
2.3.2 Generación de esfuerzos residuales	19
2.4 Medición de esfuerzos residuales	23

2.4.1	Difracción de rayos X.....	24
2.4.2	Técnica de Ultrasonido	28
2.4.3	Indentación instrumentada	34
3	MATERIALES Y MÉTODOS	41
3.1	Material de estudio	41
3.2	Caracterización del metal base	41
3.3	Habilitado y soldado de probetas	42
3.4	Preparación de especímenes.....	44
3.5	Medición de esfuerzos residuales por DRX.....	45
3.6	Medición de esfuerzos residuales por indentación instrumentada	46
3.6.1	Análisis de las huellas de nanoindentación	47
3.7	Medición de esfuerzos residuales por ultrasonido.....	48
4	RESULTADOS	51
4.1	Caracterización de metal base	51
4.2	Caracterización de placas soldadas.....	53
4.3	Resultados de esfuerzos residuales por DRX.....	59
4.4	Resultados de esfuerzos residuales por nanoindentación	60
4.5	Resultados de esfuerzos residuales por ultrasonido	66
5	ANÁLISIS DE RESULTADOS	70
6	CONCLUSIONES.....	78

7	TRABAJO FUTURO.....	80
8	BIBLIOGRAFÍA	81
	ANEXO 1	91
	ANEXO 2	92
	ANEXO 3	100

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 Registro de profundidad (m) de trabajo por año	3
Figura 2.1 Técnicas existentes de soldadura submarina	9
Figura 2.2 Curvas de enfriamiento para condiciones estándar	11
Figura 2.3 Efecto de la velocidad de la soldadura a) Al aire; b) De manera submarina	12
Figura 2.4 Curvas de enfriamiento de acuerdo al espesor de la placa; a) Enfriamiento al aire; b) Enfriamiento en medio submarino	12
Figura 2.5 Diagrama CCT para un acero de 0.17% de carbono.....	15
Figura 2.6 Porosidad en soldadura en función al tipo de electrodo, polaridad y profundidad	16
Figura 2.7 Principales fallas generadas en tuberías submarinas.....	17
Figura 2.11 Distribución de esfuerzos residuales a lo largo del eje X.....	29
Figura 2.12 Distribución de esfuerzos residuales a lo largo del eje Z.....	30
Figura 2.13 Determinación de tiempo de vuelo	33
Figura 2.15 Sección a través de una indentación.....	35
Figura 2.16 Curva Carga-Desplazamiento (P-h).....	36
Figura 2.17 Perfil de contacto entre el indentador y el material	38
Figura 2.18 Representación esquemática de la curva P-h durante un ciclo completo de carga y descarga con la presencia esfuerzos residuales de compresión y tensión	40
Figura 3.1 Esquema detallado de placas a soldar	42

Figura 3.2 Aplicación de soldadura en placas bajo el mar.....	43
Figura 3.3 Esquema de cordón de soldadura realizada a 10 y 15 metros de profundidad del mar	44
Figura 3.4 Perfil de medición por DRX en probetas soldadas.	46
Figura 3.8 Transductor K-PEN para equipo de ultrasonido	49
Figura 3.9 Representación de barrido de soldadura mediante UT.....	50
Figura 4.1 Cordón de soldadura aplicado de manera submarina en un acero API 5L-X65.....	51
Figura 4.2 Microestructura de acero API 5L-X65 a 50X; Fa: Matriz de ferrita; P: Islas de perlita	52
Figura 4.4 Diagrama CCT de acero API X60 (superior) diagrama de dureza y porcentaje de fases respecto al tiempo de enfriamiento (inferior) ..	55
Figura 4.5 Macrografía de soldadura y metalografías de las diferentes zonas de la soldadura.....	56
Figura 4.6 Metalografías obtenidas del cordón superior. a) Metal base; b) ZAC1; c) ZAC2; d) Metal de soldadura	57
Figura 4.7 Metalografías obtenidas del cordón superior. a) Metal base; b) ZAC1; c) ZAC2; d) Metal de soldadura	58
Figura 4. 10 Perfil de indentaciones sobre placa soldada.....	61
Figura 4.18 Distribución de esfuerzos residuales, medidos por medio de ultrasonido, en soldaduras realizadas a 10 y 15 metros	69
Figura 5.1 Variación de la cantidad de constituyentes microestructurales del cordón de soldadura debido a la profundidad de soldado.....	70

Figura 5.2 Comportamiento de los esfuerzos residuales axiales debido al efecto torniquete alrededor del tubo 72

LISTA DE TABLAS

Tabla 2.1 Variación de la Temperatura conforme a la profundidad	14
Tabla 2.2 Esfuerzos residuales generados a partir de algunos procesos de manufactura	21
Tabla 2.3 Principales métodos para la medición de esfuerzos residuales ..	23
Tabla 3.1 Parámetros de probetas de soldadura.....	43
Tabla 3.2 Parámetros utilizados por DRX.....	46
Tabla 3.3 Parámetros utilizados por el equipo de nanoindentación.....	47
Tabla 3.4 Parámetros utilizados por el equipo de ultrasonido	49
Tabla 4.1 % en peso de composición química de acero API 5L-X65.....	52
Tabla 4.2 Resistencia a la tensión del acero API 5L-X65	53
Tabla 4.3 Resistencia al impacto del acero API 5L-X65	53
Tabla 4.4 Dimensionamiento de los cordones de soldadura realizados a 10 y 15m de profundidad.	54
Tabla 4.5 Fases de soldadura realizados a 10 y 15m de profundidad.....	59
Tabla 4.6 Medición de esfuerzos residuales de acuerdo a los cuatro tipos de medición del área de contacto	65
Tabla 4.7 Datos de velocidad y esfuerzo en función del cambio de temperatura.....	66

SÍNTESIS

La expropiación de petróleo en el mundo cada vez se lleva a cabo en aguas más profundas, lo que trae consigo el desarrollo de tecnologías de soldadura para reparación y el uso de nuevos materiales. Por lo que es necesario generar recurso humano experto en el tema. Sin embargo, al realizar un proceso de reparación por soldadura trae consigo la generación de esfuerzos residuales inherentes del proceso.

La magnitud de estos esfuerzos, pueden promover la falla del componente, de ahí la necesidad de cuantificarlos. En la actualidad se tienen diferentes técnicas de medición de los esfuerzos residuales, sin embargo, se tiene poco conocimiento de la influencia en la generación de éstos al variar la profundidad de reparación debido a la complicación que conlleva la aplicación de este campo.

Pocas técnicas de soldadura son empleadas al realizar reparaciones en húmedo, la que presenta una mayor frecuencia de aplicación es el proceso MMAW por sus ventajas como versatilidad y facilidad de aplicación, la cual fue aplicada en este trabajo.

En este trabajo se realizó la unión de secciones de tubería API 5L X65, la cual fue unida a diferentes profundidades (10 y 15 m) a fin de verificar la influencia de profundidad sobre la generación de esfuerzos residuales. Su cuantificación se realizó mediante tres técnicas, difracción de rayos X, nanoindentación y ultrasonido. Con el objetivo de observar la sensibilidad en magnitud que presentan estas técnicas durante la cuantificación de los esfuerzos.

Se encontró que la magnitud de los esfuerzos residuales es mayor en los componentes reparados a mayor profundidad. Entre las técnicas de cuantificación usadas existen diferencias en magnitud de los esfuerzos residuales sin embargo el comportamiento de los esfuerzos presente en las zonas del cordón de soldadura es similar.

1 INTRODUCCIÓN

1.1 Antecedentes

México es un importante productor de petróleo, ubicado en el 2008 como el séptimo del mundo y el tercero en el hemisferio occidental. Sin embargo, datos emitidos por la revista petróleo internacional del 2010^[1] reportan que México ha comenzado a presentar una disminución en la producción de hidrocarburos.

Evidencia de lo anterior, es lo sucedido en campo de Cantarell, ubicado en la zona de Campeche, que en el 2004 representaba ser el segundo campo de extracción más importante a nivel mundial, al contribuir con el 60% de la producción total del país, sin embargo actualmente ha empezado a decaer en su producción. Esto ha originado que la exploración y producción de hidrocarburos se realice cada vez más, mar adentro y a mayor profundidad en el Golfo de México^[2], el cual, es considerado como uno de los más grandes yacimientos de petróleo de aguas profundas a nivel mundial^[3].

En la Figura 1.1 se muestra un esquema de cómo se ha ido evolucionando la explotación de hidrocarburos en México en tiempo y profundidad. Registrando de igual forma a los pozos descubiertos recientemente en el Golfo de México, Trion-1^[4] y Supremus-1^[5], siendo este último el pozo de mayor tirante de agua en la historia de PEMEX y el octavo a nivel mundial, con 2,900 metros^[5].

Por lo que la extracción a mayores profundidades conducirá a la necesidad de implementar procesos de soldadura submarina, permitiendo construir y reparar con un mínimo en costos y tiempo.

Sin embargo, para poder efectuar un proceso de soldadura en este tipo de ambiente, es necesario considerar todos aquellos factores que pueden afectar la integridad de la unión o reparación generados por el alto calor inducido sobre la pieza de trabajo como son; gradientes de temperatura, deformaciones plásticas, transformaciones de fase, generación de esfuerzos residuales^[6], entre otros. Lo cual, altera significativamente las propiedades del material y aumentando su susceptibilidad al agrietamiento^[7], este último, altamente dependiente del nivel de esfuerzos mecánicos presentes en el material^[8, 9].

Por lo que, se ha demostrado en numerosas inspecciones que el período de operación de forma segura de cualquier componente soldado va a depender fuertemente de la resistencia a la corrosión del metal base y de la unión soldada^[10].

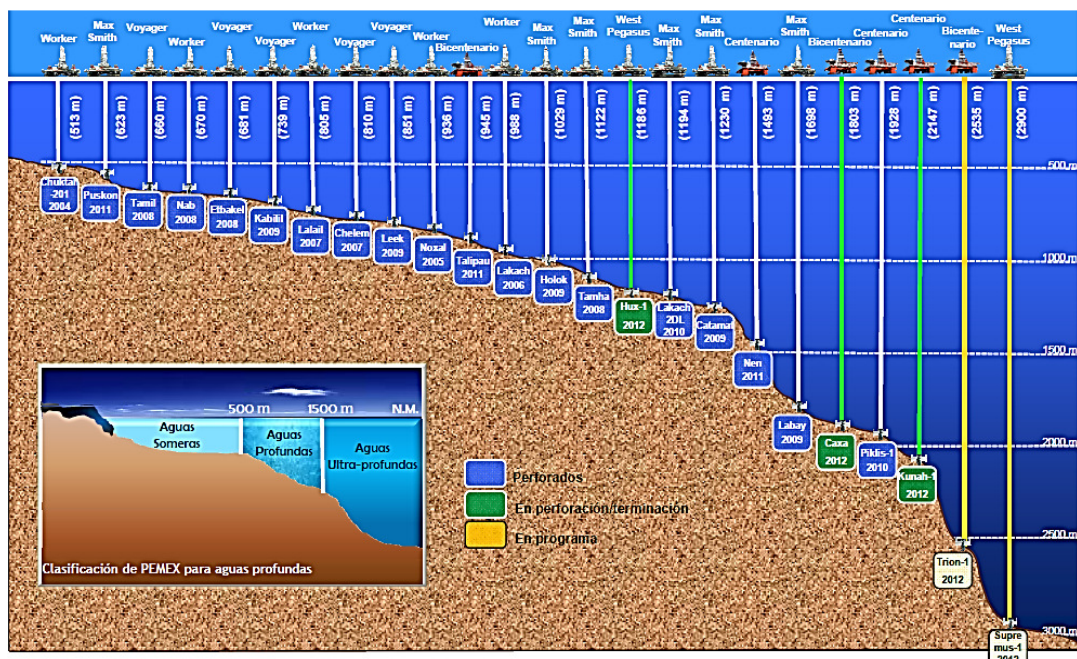


Figura 1.1 Registro de profundidad (m) de trabajo por año^[11]

Representando ser la evaluación de todos aquellos procesos que alteran las condiciones internas de los materiales un importante punto de investigación, destacándose entre estos, a las velocidades de enfriamiento en los materiales.

1.2 Planteamiento del problema

Con el consumo de las reservas de petróleo a nivel mundial, surge la necesidad de buscar, explotar y transportar este recurso desde mayores profundidades del mar. Conduciendo al uso de tecnologías más adecuadas que aseguren la extracción y transportación del hidrocarburo.

Durante el análisis de todos aquellos factores que se presentan durante la aplicación del proceso de soldadura, surge la interrogante acerca del posible efecto que trae consigo la presión hidrostática sobre la generación de esfuerzos residuales durante la aplicación del proceso de soldadura húmeda.

Este tipo de soldadura presenta diferentes problemas que deben tomarse seriamente:

1. La generación de elevadas concentraciones de esfuerzos residuales que son promovidos por las transformaciones de fase y choque térmico.
2. Una elevada concentración de hidrógeno que promueve la fragilidad en la zona afectada por el calor entre la soldadura y el metal base.
3. El aumento de la cantidad de porosidad con el incremento de la profundidad, disminuyendo drásticamente las propiedades mecánicas de la unión soldada.
4. Los puntos 1 y 2 limitan el empleo de la soldadura submarina húmeda para el caso de las uniones de aceros con una magnitud de carbón equivalente que impida la transformación martensítica y promueva la fragilidad.

1.3 Objetivos

1.3.1 General

Estudiar la relación que existe entre la acumulación de esfuerzos residuales y la profundidad, a la cual se aplica el proceso de soldadura húmeda en aceros de bajo carbono API 5L-X65 con el fin de prevenir fallas en las juntas y consecuentemente incrementar la resistencia de dicha unión.

1.3.2 Objetivos específicos

- Estudiar el estado del arte sobre las principales causas que generan los esfuerzos residuales en las uniones soldadas por el proceso de soldadura submarina húmeda y sus efectos sobre los diferentes mecanismos de agrietamiento.
- Analizar y seleccionar las técnicas más apropiadas para la medición de esfuerzo residuales en uniones soldadas.
- Estudiar el estado del arte de las técnicas de difracción de Rayos X, indentación instrumentada y ultrasonido, en la evaluación y medición de esfuerzos residuales generados por efecto de un proceso de soldadura.
- Seleccionar en base a la literatura y a la infraestructura disponible los parámetros y número de pruebas a realizar durante la experimentación.
- Evaluar la cantidad de esfuerzos residuales, generados por el proceso de soldadura, siguiendo la correspondiente metodología de medición en varias técnicas a fin de compararlas y desarrollar el procedimiento de acorde a la técnica más adecuada para su estimación.
- Desarrollar una metodología para la medición de esfuerzos residuales mediante la técnica de ultrasonido utilizando un equipo Omniscan MX.
- Formación de recurso humano especializado en la medición cuantitativa de esfuerzos residuales mediante técnicas no convencionales.

- Cuantificación de los esfuerzos residuales para en un futuro aplicarlo como un criterio de susceptibilidad o sanidad de componentes reparados por soldadura húmeda.

1.4 Hipótesis

La presión hidrostática tiene un efecto significativo en la generación de esfuerzos residuales en las juntas soldadas de aceros, unidos por el proceso de soldadura submarina húmeda. Incrementando su susceptibilidad a la propagación de grietas y al deterioro de sus propiedades mecánicas, principalmente en la zona afectada por el calor. La medición de esfuerzos residuales en las diferentes zonas de soldadura podrá llevarse a cabo bajo técnicas no convencionales aplicables a ambientes marinos a fin de determinar su influencia sobre integridad mecánica de los componentes.

1.5 Justificación

Debido a la emigración de explotación de hidrocarburos a mayores profundidades se desencadenan una serie de condiciones y variables nuevas sobre los procesos de trabajo, así como también la necesidad del empleo de nuevas tecnologías o de mejora.

El propósito de esta investigación es hacer avances en la aplicación de la soldadura submarina, específicamente en ampliar el conocimiento sobre la relación que existe entre la concentración de esfuerzos residuales y la presión hidrostática, lo cual se conducirá como un inicio a bajas profundidades por el hecho de registrarse un mayor número de reparaciones a estos niveles, debido a la frecuencia de colisión entre los barcos con las instalaciones de extracción y conducción de hidrocarburos. Sin embargo aunque se hacen reparaciones a mayores profundidades, éstas resultan ser tecnológicamente más complicadas de realizar de forma manual.

Por lo mencionado, este estudio permitirá conducir un mejor entendimiento y control de calidad de las uniones que se desarrollen mediante el proceso de soldadura húmeda.

1.6 Alcance

Este proyecto de investigación se establece como un inicio al desarrollo de la aplicación de la técnica de ultrasonido para medición de esfuerzos residuales y del entendimiento del efecto que tiene la presión hidrostática sobre la generación de estos en soldaduras realizadas a bajas profundidades bajo el mar.

Enfocándose en la evaluación de componentes reparados que trabajan de forma submarina con soldadura, como es el caso de las tuberías de conducción de hidrocarburos.

Por lo que, para el desarrollo de esta investigación se soldaron placas de acero API 5L-X65, empleado comúnmente como tubería para el transporte de hidrocarburos amargos, mediante el proceso de soldadura manual por arco (MMAW, por sus siglas en inglés) in-situ a 10 y 15 metros de profundidad bajo el mar en la ciudad de Boca del Rio, Veracruz, ubicado en el Golfo de México.

Se establecieron las pruebas de soldadura a bajas profundidades por la alta frecuencia de reparación a estos niveles y de forma adicional para permitir al buzo soldador trabajar un mayor tiempo (alrededor de 90 min.) sin requerir la necesidad de descompresión o de poner en riesgo su integridad física, ya que actualmente, no se cuenta con la infraestructura suficiente para realizar pruebas a mayores profundidades de forma in-situ para esta investigación.

Se tiene conocimiento que parte importante en el éxito de una reparación, radica en el uso adecuado de un procedimiento el cual permita mitigar la

acumulación de esfuerzos residuales, ya que esto puede traer consigo la no integridad mecánica de la tubería.

El alcance del presente proyecto contempla la medición de los esfuerzos residuales en componentes mediante técnicas reconocidas como DRX y técnicas recientemente empleadas para ello como nanoindentación y ultrasonido en probetas generadas in situ a diferentes profundidades, con el fin de comparar las técnicas de medición y verificar la influencia que tiene la aplicación de la soldadura al variar la profundidad de aplicación.

2 MARCO DE REFERENCIA

2.1 Soldadura aplicada en ambientes marinos

El proceso de unión submarina se divide en dos grandes ramas^[12-15] soldadura submarina húmeda y soldadura submarina seca. En la Figura 2.1 se muestra un esquema donde se ejemplifican las diferentes técnicas de soldadura submarina que se aplican actualmente.

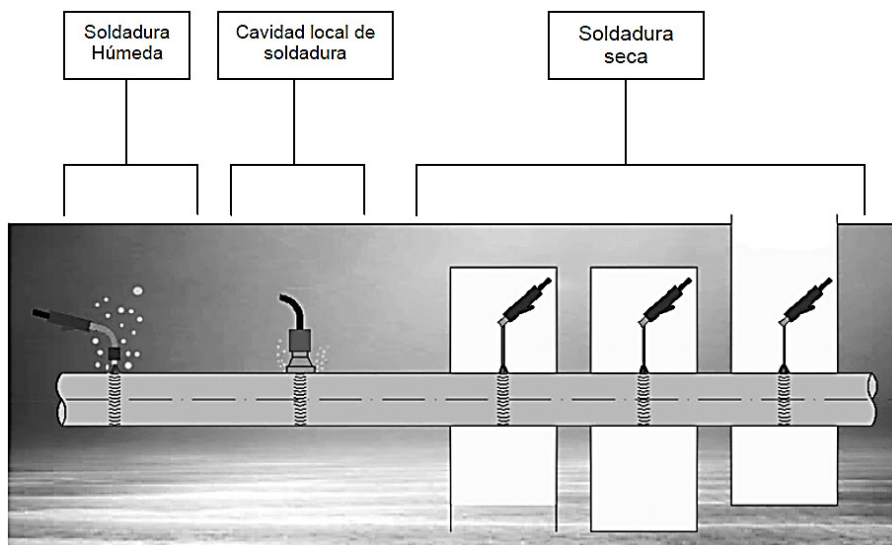


Figura 2.1 Técnicas existentes de soldadura submarina^[14]

Al hablar de soldadura submarina en ambiente en seco, se hace referencia a la aplicación de la soldadura en un ambiente libre de humedad^[12]. Este tipo de

ambiente se obtiene mediante el apoyo de equipo auxiliar como cámaras o hábitats que permiten aislar el agua de la pieza a soldar.

En cambio el término de soldadura submarina húmeda se refiere a la aplicación del proceso en ambiente acuático, ya sea marino o bien en algún cuerpo de agua que actúa directamente sobre el cuerpo del soldador y no existe barrera física alguna que impida el contacto directo del arco eléctrico con el agua del medio^[12].

Existe una tercera clasificación^[14] conocida como el método de soldadura por cavidad local, que utiliza al proceso GMAW en su forma automática o semiautomática, instrumentado adicionalmente con una boquilla especial. Este método proporciona condiciones de enfriamiento muy cercanas a las existentes durante las soldaduras al aire.

2.1.1 Limitantes del proceso de soldadura aplicada en ambientes húmedo

En la actualidad toda soldadura en la que se requieran excelentes propiedades, como en las tuberías de alta presión, son desarrolladas mediante procesos de soldadura en seco, sin comprometer su calidad por la presencia de humedad, tal como es el caso para las soldaduras submarinas húmedas. Esta última, actualmente es solo aplicable de manera provisional durante los trabajos de reparación, por consecuencia a que la zona fundida de la soldadura está en contacto permanente con el agua, incrementando la velocidad de solidificación y afectando significativamente la calidad de la soldadura^[13, 14, 16].

Reportándose^[17, 18] en algunos casos que la soldadura submarina húmeda llega a alcanzar un 80% de la resistencia mecánica y un 50% de ductilidad de lo conseguido por una soldadura con enfriamiento al aire.

2.1.1.1 Ciclos de enfriamiento de soldaduras (húmeda-seca)

Toshimichi Fukuoka et al^[19] realizaron un análisis comparativo entre las soldaduras en medios húmedos y con enfriamiento al aire, de lo cual, se recabo importante información.

En la Figura 2.2 se muestra las curvas de enfriamiento para dos componentes, uno enfriado al aire y otro en el agua. Se observa que la soldadura realizada bajo el agua disipa la mayor parte de su temperatura en un tiempo de alrededor de 10 segundos, en comparación a la soldadura enfriada al aire, que presenta un enfriamiento menos pronunciado.

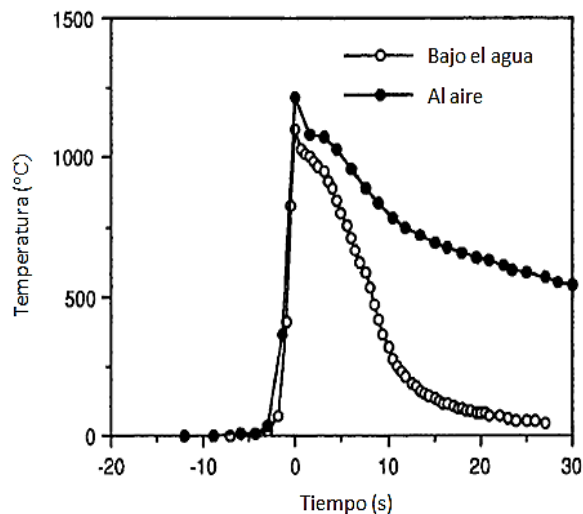


Figura 2.2 Curvas de enfriamiento para condiciones estándar^[19]

En la Figura 2.3 se grafican tres diferentes velocidades de enfriamiento, comparándose su comportamiento en soldaduras enfriadas al aire (2.3a) y soldaduras enfriadas bajo el agua (2.3b).

En la Figura 2.3a se observan curvas bien definidas en forma y conforme a la magnitud de grados extraídos por minuto. Sin embargo, las soldaduras con enfriamiento bajo el agua (Figura 2.3b) presentan curvas muy irregulares y la

diferencia entre los tres niveles de velocidad es difícil de apreciar, como en las curvas de enfriamiento al aire.

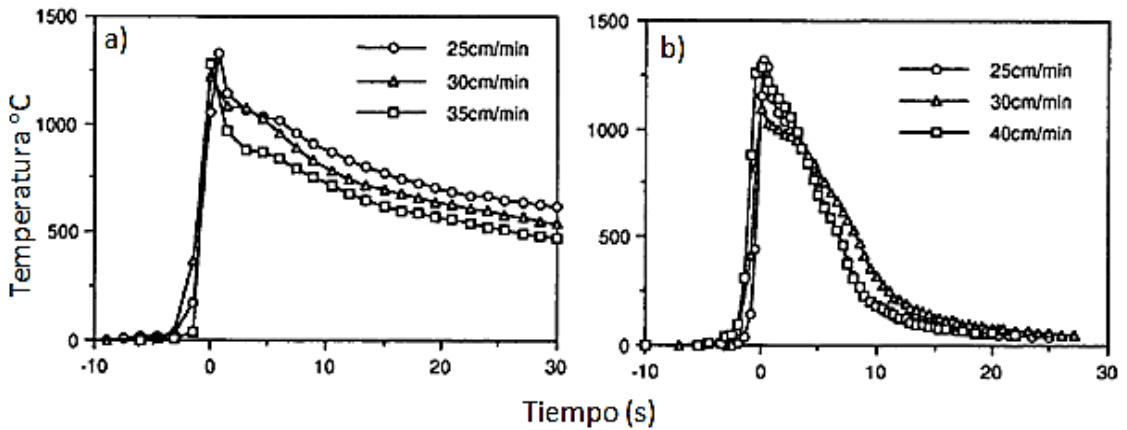


Figura 2.3 Efecto de la velocidad de la soldadura a) Al aire; b) De manera submarina^[19]

La Figura 2.4 muestra el comportamiento que presenta la temperatura con el aumento del espesor del material, para una soldadura enfriada al aire y una soldadura enfriada bajo el agua.

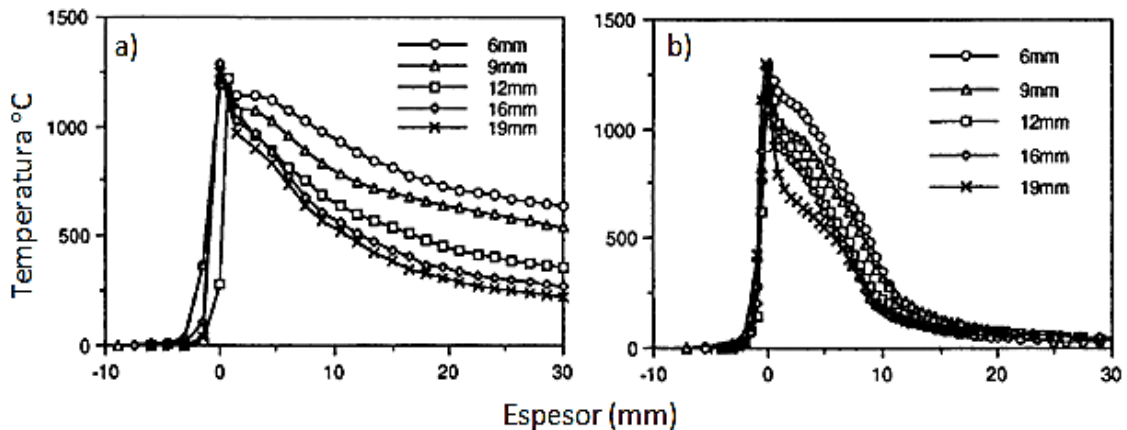


Figura 2.4 Curvas de enfriamiento de acuerdo al espesor de la placa; a) Enfriamiento al aire; b) Enfriamiento en medio submarino^[19]

Donde Toshimichi Fukuoka et al determinaron que la velocidad de enfriamiento va incrementando con el aumento del espesor de la placa en las soldaduras enfriadas al aire (Figura 2.4a). En cambio para una soldadura con enfriamiento

bajo el agua (2.4b), esto no necesariamente se llega a cumplir, al presentar curvas de enfriamiento muy irregulares a medida que se aumenta el espesor.

El comportamiento de las curvas de enfriamiento, en las soldaduras con enfriamiento bajo el agua, se fundamenta en que gran parte del calor que se transfiere del arco de soldadura a la pieza se pierde por difusión en el agua del medio ambiente afectando el flujo del calor en el metal base, mientras que el espesor tendrá un efecto muy pequeño sobre estas pérdidas de calor. Sin embargo en soldaduras en seco, la mayor parte del calor del arco se transfiere por conducción a través de metal base, difundiendo una pequeña cantidad de calor por la superficie de la pieza.

Otros autores han reportado^[8, 14, 20, 21] que el tiempo de enfriamiento de una soldadura al aire se lleva a cabo en un periodo de 8 a 16 segundos, en cambio para una soldadura enfriada de manera submarina este tiempo de enfriamiento se reduce significativamente de 1 a 6 segundos, estas mediciones fueron realizadas en un rango de temperatura de 800 a 500°C (rango de temperaturas de importancia por las transformaciones de fase que ocurren).

Sin embargo, Toshimichi Fukuoka et al^[19] mencionan que el rango de temperaturas en donde se estima el tiempo de enfriamiento para soldaduras submarinas, se debe ampliar de 800 a 300°C, por motivo de la forma irregular que presentan las curvas de enfriamiento en condiciones marinas.

Por otro lado la temperatura del medio ambiente juega un papel muy importante en la velocidad de enfriamiento de las soldaduras submarinas. Ya que al existir un alto gradiente de temperatura que es la fuerza motriz de la extracción de calor, promoverá la homogenización de la temperatura de la soldadura de una forma más rápida.

Por lo que tomando como referencia a la norma NRF-175-PEMEX-2007^[22], se obtiene la Tabla 2.1, donde se muestra un registro de las temperaturas respecto a la profundidad del mar, en específico para el Golfo de México.

Observándose como es que hasta aproximadamente los 50 metros se mantiene una temperatura constante y que a partir de esta profundidad se manifestó una disminución de la temperatura del agua. Registrándose la temperatura más baja de 4°C a 1000 metros de profundidad.

Tabla 2.1 Variación de la Temperatura conforme a la profundidad^[22]

Profundidad (m)	Temperatura Promedio (°C)
0	24
30	24
50	22
75	20
100	19
125	18
150	17
200	15
250	12
300	11
400	10
500	8
700	6
1000	4

2.1.1.2 Material base para soldaduras submarinas

En base a los puntos anteriores, la aplicación de la técnica de soldadura submarina húmeda va a estar limitada a aceros que contengan un carbono equivalente menor al 0.4%^[16]. Un valor mayor del porcentaje de carbono, promoverá la fase martensita, con lo cual, motivará a la obtención de un mayor nivel de esfuerzos residuales como consecuencia de la expansión volumétrica de las fases^[23], así como la susceptibilidad al agrietamiento por hidrógeno, cuyo

mecanismo de difusión se lleva a cabo por la disociación del agua penetrando a través del charco de soldadura hacia la zona afectada por el calor (ZAC) provocando una mayor fragilidad del cordón de soldadura^[8, 15, 23].

Por lo que, la composición química del material, la temperatura alcanzada durante el proceso de soldado y la velocidad de enfriamiento van a determinar que microestructura final se obtendrá en la zona afectada por el calor^[24]. En la Figura 2.5 se muestra un diagrama de transformación bajo condiciones de enfriamiento continuo (CCT, por sus siglas en inglés) para un acero con 0.17% de carbono, en el cual, se sobreponen las curvas de enfriamiento correspondientes al enfriamiento al aire y bajo el agua.

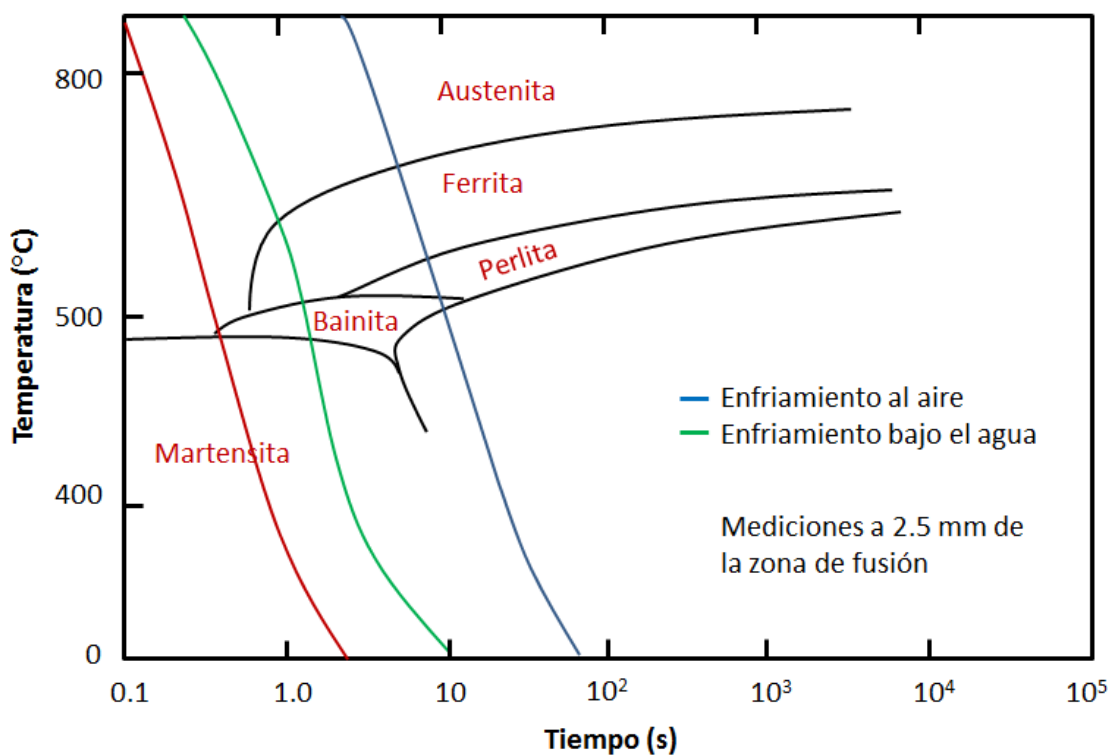


Figura 2.5 Diagrama CCT para un acero de 0.17% de carbono^[24].

Para velocidades de enfriamiento relativamente lentas (soldaduras en enfriadas al aire), se tiene la presencia de una microestructura compuesta por ferrita-perlita en la ZAC.

En cambio para soldaduras submarinas la microestructura final de la ZAC estará compuesta por ferrita, bainita y pequeñas cantidades de martensita. Que esta última presenta una alta dureza y una pobre tenacidad, repercutiendo en las propiedades mecánicas del material. En cambio la bainita presenta una mayor ductilidad y resistencia al impacto que la perlita y la martensita revenida, gracias al tamaño de las placas bainíticas.

2.1.1.3 Atrapamiento de gases

Otro factor que se ha venido investigado^[25, 26], es que a medida que aumenta la profundidad bajo el agua, la presión hidrostática incrementa (una atmósfera por cada 10 metros) promoviendo un incremento en la actividad del oxígeno y del hidrógeno dentro del charco de soldadura, modificando así, la composición química, la microestructura, las propiedades mecánicas e incrementando drásticamente la porosidad (Ver Figura 2.6) en el cordón de soldadura^[2, 21, 26, 27].

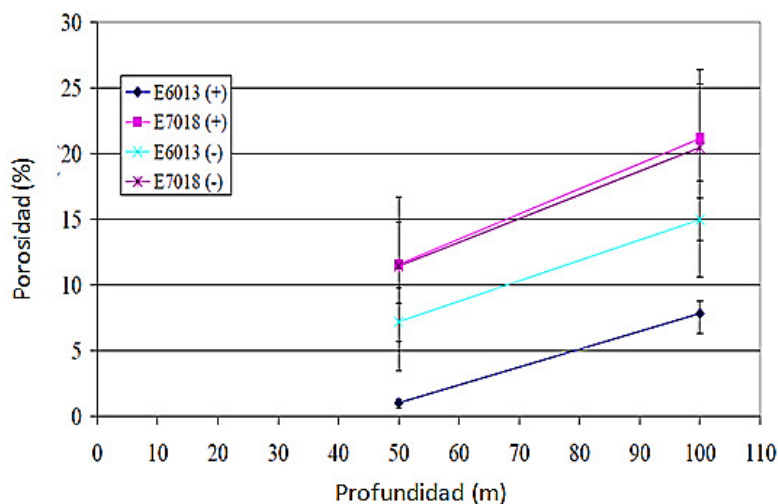


Figura 2.6 Porosidad en soldadura en función al tipo de electrodo, polaridad y profundidad^[20]

En la Figura 2.6 se grafica el comportamiento que presenta la porosidad en el cordón de soldadura, de dos tipos de electrodos con diferente polaridad, a medida que va aumentando la profundidad bajo el mar, estableciéndose una relación lineal de la porosidad con la profundidad, aún y cuando se varía la polaridad y el tipo de electrodo, generando el mismo efecto pero en menor proporción.

2.2 Condiciones de operación de tuberías submarinas

Las tuberías son uno de los medios más baratos y seguros de transporte de materiales. Estas son empleadas principalmente para el transporte de agua (potable o residual), gas, petróleo y en algunos casos de materiales en polvo.

La inspección y mantenimiento de cualquier instalación es indispensable, sin embargo, al hablar de tuberías submarinas, esto es un factor aún más importante debido al ambiente tan agresivo al que están sometidas.

En la Figura 2.7 se mencionan las principales causas de fallas, en porcentaje, generadas en las tuberías submarinas. Observándose, que los problemas originados por la corrosión son los factores que tienen mayor impacto sobre estas

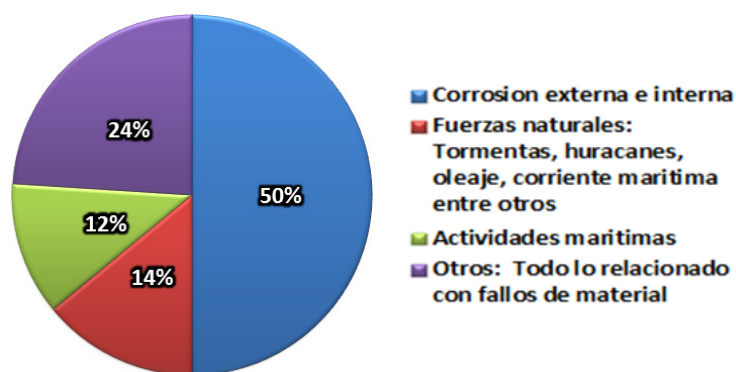


Figura 2.7 Principales fallas generadas en tuberías submarinas^[28]

Sumado a esto, se tiene que en las nuevas incursiones realizadas en el Golfo de México, se ha registrado un incremento en la temperatura y presión de los

fluidos recolectados y transportados, lo que ha ocasionado el pandeo en las tuberías submarinas^[29].

Con el fin de evitar o disminuir los efectos producidos en las tuberías submarinas por corrosión, cargas externas e internas, condiciones meteorológicas y ambientales, entre otros, en la norma NRF-013-PEMEX-2009^[29] se establecen los requisitos mínimos para el diseño de ductos marinos en tubería de acero al carbono.

2.3 Esfuerzos residuales

Como ya se mencionó anteriormente la calidad de una soldadura submarina húmeda va a depender de varios factores. Siendo de importancia para esta investigación dos de estos factores, que son: 1) los esfuerzos residuales y 2) la microestructura final después de la aplicación de la soldadura.

Debido al contacto directo del agua con el metal de soldadura y con las regiones circundantes a ésta, ocurre un enfriamiento muy rápido que conduce a la formación de regiones con altos esfuerzos residuales junto con cambios no deseados en la microestructura^[30] deteriorando las propiedades mecánicas de la soldadura, con lo que se aumenta la susceptibilidad al agrietamiento^[31].

Diversos estudios^[32, 33] han demostrado que magnitudes elevadas de esfuerzos residuales de tensión en las soldaduras conducen a una drástica reducción de la resistencia a la fatiga en elementos soldados. Observándose que durante la fatiga multi-ciclo ($N > 10^6$ ciclos) los esfuerzos residuales puede ser comparables a un concentrador de esfuerzos^[33].

Por lo tanto, los esfuerzos residuales representan ser uno de los principales factores determinantes en las propiedades ingenieriles de los materiales, partes y elementos soldados, que deben ser tomados en consideración durante el diseño y la manufacturación de los diferentes productos.

2.3.1 Definición de esfuerzos residuales

Los esfuerzos residuales pueden definirse como los esfuerzos remanentes en el cuerpo de un material después de ser sometido a un proceso de manufactura, aún en ausencia de fuerzas externas o gradientes de temperatura que actúan en contra del material^[34].

Estos esfuerzos residuales se van a clasificar en tres tipos^[35], descritos brevemente a continuación:

Tipo I: Macro esfuerzos residuales que se desarrollan en el cuerpo de un componente en una escala mayor a la medida del grano del material.

Tipo II: Micro esfuerzos residuales que pueden variar sobre la escala de un grano individual.

Tipo III: Micro esfuerzos residuales que existen entre un grano, esencialmente como resultado de la presencia de dislocaciones y de otros defectos cristalinos.

2.3.2 Generación de esfuerzos residuales

En la literatura^[36] se ha encontrado que la generación de esfuerzos residuales se pueden originar desde antes de la aplicación de un proceso de soldadura, debido principalmente a los procesos de manufactura del material como son todos los procesos mecánicos y térmicos, descritos algunos brevemente en la Tabla 2.2.

Bhadeshia en su investigación^[37] determino las propiedades que más influyen en la generación de esfuerzos residuales, mostrándose en la Figura 2.8, mencionando que la interacción entre estas propiedades va a propiciar diferentes patrones y tipos de esfuerzos sobre los materiales, así como también diferentes cambios en la microestructura y fases presentes.

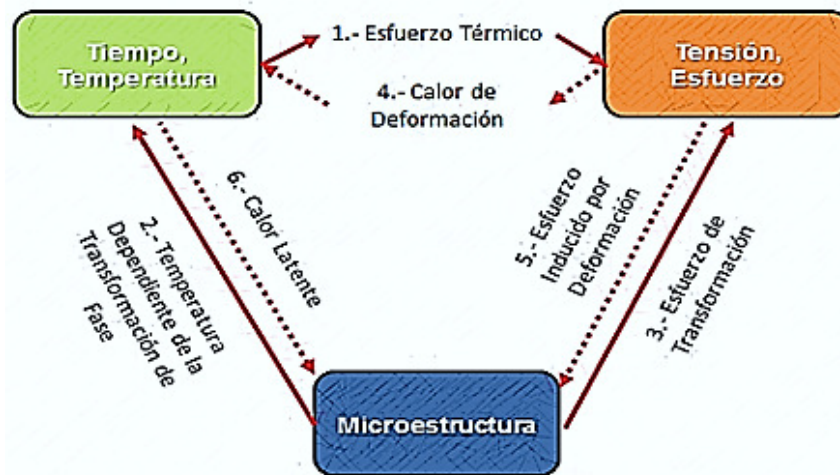


Figura 2.8 Relación entre temperatura, esfuerzo y microestructura^[37].

Sin embargo, la generación de esfuerzos residuales, en uniones soldadas, va a ser atribuido principalmente a la deformación plástica no uniforme y a las transformaciones de fase provocadas por los gradientes térmicos^[30, 38], presentando este último un mayor impacto en las soldaduras submarinas^[20] al reportarse^[30] en soldadura secas, gradientes de temperatura en las inmediaciones del cordón de la soldadura de aproximadamente 140°C/mm, mientras que en soldaduras submarinas húmedas aumenta hasta 170°C/mm.

Asimismo asociado con el calentamiento local, ocurre una expansión y contracción del material de soldadura por efecto de los esfuerzos térmicos, y a su vez esta zona de expansión se encuentra rodeada por el material que no ha sido calentado evitando, este último, que el material calentado se expanda y contraiga libremente, dando origen a la formación de esfuerzos residuales en esta zona^[39, 40].

Por lo que, para poder determinar la cantidad de esfuerzos térmicos generados por la antorcha de la soldadura esto, se puede realizar partir de la ecuación (1).

$$\sigma = E\alpha_L\Delta T \quad (1)$$

En donde σ es el esfuerzo térmico, E el módulo de elasticidad, α_L es el coeficiente de expansión térmica y ΔT es el cambio de temperatura.

Tabla 2.2 Esfuerzos residuales generados a partir de algunos procesos de manufactura^[36].

PROCESO	MECÁNICO	TÉRMICO	ESTRUCTURAL
Vaciado	No	Gradientes de temperatura durante la solidificación	Transformaciones de fase
Granallado, martilleo	Deformación plástica entre el corazón y la superficie de la parte	No	Dependiente del material
Pulido, torneado, fresado, taladrado	Deformación plástica debido a la remoción de viruta	Gradiente de temperatura debido al calentamiento durante el maquinado	Transformación de fase durante el maquinado si la temperatura es suficientemente alta
Temple sin transformación de fase	No	Gradiente de temperatura	No
Templado de superficie con cambio de fase	No	Gradiente de temperatura	Cambio de volumen debido al cambio de fase
Cementación y nitruración	No	Incompatibilidad térmica	Nueva composición química con la modificación de volumen
Soldadura	Distorsión	Gradiente de temperatura	Cambio de la microestructura en la zona afectada por el calor

La Figura 2.9 describe los cambios de temperatura originados junto con el comportamiento de los esfuerzos generados en el material de prueba durante la aplicación de un cordón de soldadura.

En un principio, la placa (Figura 2.9), no es afectada por el calor de entrada (Sección A-A). Mientras que en el charco de soldadura (Sección B-B), los esfuerzos son cercanos a cero ya que esta región no tiene ninguna resistencia para soportar cargas, presentándose esfuerzos de tensión en la vecindad de la

línea de soldadura y de compresión en el cordón de soldadura. Sin embargo al ir solidificando el metal de soldadura los esfuerzos de compresión inician a cambiar a tensión y los esfuerzos de tensión de la ZAC a compresión (Sección C-C). Finalmente ya solidificado y enfriado el cordón de soldadura, los esfuerzos de tensión, en esta región, pueden alcanzar hasta un 35% de límite de cedencia del metal de soldadura (Sección C-C)^[41].

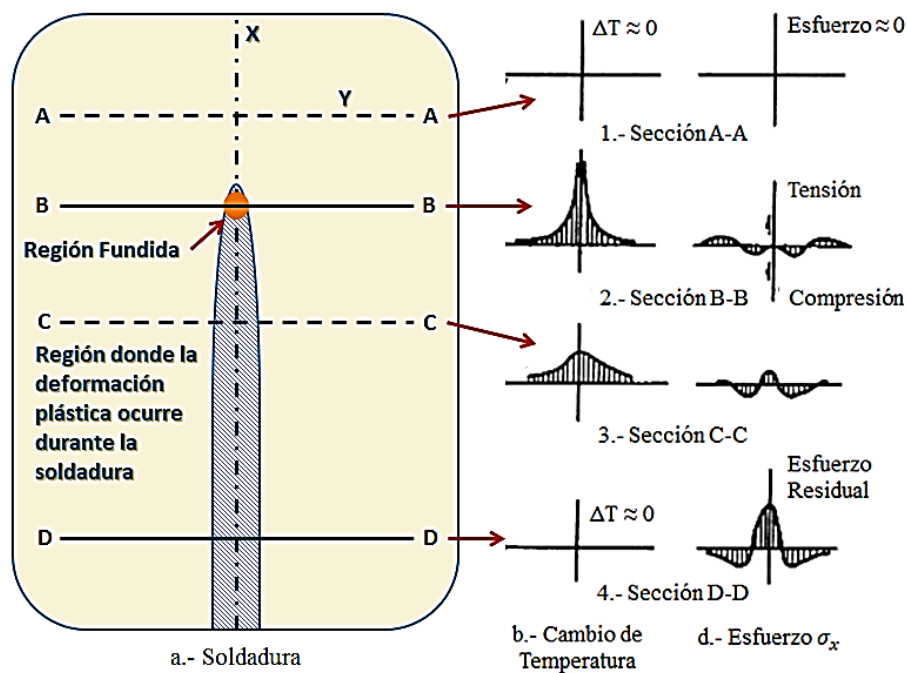


Figura 2.9 Cambio de temperatura y esfuerzo durante la soldadura^[34]

Así mismo la magnitud de estos esfuerzos va a estar en función del espesor de las placas a soldar, como lo reporta Gurinder Singh et al^[42], que a través de una simulación por elemento finito, determinó que a medida que aumenta el espesor de las placas a soldar, se incrementa la cantidad de esfuerzos residuales generados, como consecuencia de una mayor cantidad de metal de soldadura, ya que siendo mayor el volumen que experimenta la contracción térmica y por solidificación, se presenta la distorsión en el componente^[34].

2.4 Medición de esfuerzos residuales

A través del tiempo, en la literatura^[35, 38] se ha reportado el desarrollo de varios métodos cualitativos y cuantitativos para el análisis de esfuerzos residuales, estos usualmente enfocados hacia las técnicas destructivas y no destructivas, resumiéndose en la Tabla 2.3 los principales métodos para este tipo de mediciones.

Tabla 2.3 Principales métodos para la medición de esfuerzos residuales^[35].

MÉTODO	PENETRACIÓN	RESOLUCIÓN ESPACIAL	EXACTITUD	COMENTARIOS
Hoyo Perforado	1.2 el diámetro del hoyo	50µm de profundidad	±50Mpa, limitado por la reducción de la sensibilidad con el incremento de la profundidad.	Mediciones en plano de esfuerzos tipo ; semi-destructivo
Difracción de rayos X	<50µm (Al); <5µm; <1mm sin remoción de placa	1mm lateralmente; 20µm de profundidad	±20Mpa, limitado por las condiciones superficiales	No destructivo; sensible a la preparación de la superficie; Para tipo I, II y III
Neutrones	200mm (Al); 25mm (Fe); 4mm (Ti)	50µm	±20 × 10 ⁻⁶ de esfuerzo	Baja velocidad de adquisición de datos; muy costoso; Para tipo I y II
Ultrasonido	>10 cm	5mm	10%	Sensible a la microestructura; Para tipo I, II y III
Magnéticos	10mm	1mm	10%	Sensible a la microestructura; para materiales ferromagnéticos; Para Tipo I, II y III

Destacándose que los métodos destructivos se basan en la eliminación del estado de equilibrio de los esfuerzos residuales^[35, 38]; después de seccionar, maquinar, remover placas o taladrar un hoyo sobre la muestra problema, redistribuyendo las fuerzas internas hacia a un esfuerzo local para su medición, por medio de la teoría elástica, utilizando un análisis aproximado o de cálculo de elemento finito.

En cuanto a los métodos no destructivos la medición de esfuerzos residuales, estos se basa en la relación entre los parámetros físicos y cristalográficos^[35, 38] sin requerir la destrucción de la parte a evaluar permitiendo realizar mediciones en campo.

Sin embargo, a pesar de todos los progresos generados en el desarrollo de diferentes técnicas experimentales un considerable esfuerzo es aun requerido, para desarrollar métodos más eficientes y rentables en el análisis de esfuerzos residuales^[32].

Por lo que en la siguiente sección se describirán algunos métodos no destructivos empleados para la medición de esfuerzos residuales para el desarrollo de este trabajo de investigación.

2.4.1 Difracción de rayos X

Cuando una pieza policristalina de metal es deformado elásticamente de tal manera que el esfuerzo es relativamente uniforme sobre grandes distancias, provoca que el espaciamiento entre los planos de la red que constituyen al grano, cambien su valor de libre esfuerzos a algún nuevo valor correspondiente a la magnitud del esfuerzo aplicado, siendo este nuevo espaciamiento constante de un grano a otro, para algún particular conjunto de planos.

Por otro lado, si el metal es deformado plásticamente, los planos que conforman la red usualmente comienzan a distorsionarse de tal manera que el

espaciamiento de algún particular conjunto de planos varia de un grano a otro o de una parte del grano a otra.

Por lo que todos estos cambios en las distancias interplanares de la red, pueden ser detectados mediante difracción de rayos X y relacionarse con el tipo y magnitud del esfuerzo presente en el material.

2.4.1.1 Principio de la técnica de difracción de rayos X

Los rayos X son una radiación electromagnética que poseen una longitud de onda de 1.5 Armstrong de magnitud, la cual, es muy parecida al espaciamiento interplanar de los sólidos. Por lo que al hacer incidir un haz de rayos X monocromático sobre un cristal, provocará que los átomos de la estructura dispersen a la onda incidente, produciendo un fenómeno de interferencia, destructiva o constructiva, siendo esta última la que de origen a la difracción del haz, con lo que se obtiene un patrón de intensidades que pueden ser analizadas a través de la ley de Bragg^[43-47].

Ahora bien, para poder explicar la ley de Bragg, primero consideraremos un plano sencillo de átomos (renglón A en Figura 2.10).

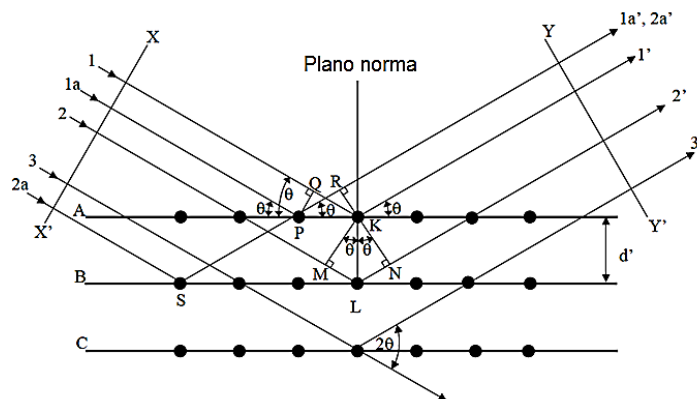


Figura 2.10 Difracción de rayos X por una red cristalina^[47]

El rayo 1 y 1a golpean a los átomos K y P en el primer plano de átomos y se dispersan en todas las direcciones. Solo en la dirección 1' y 1a' son los haces

dispersados en fase con otros haces con interferencia constructiva. La interferencia constructiva se observa debido a la diferencia en su patrón de longitudes entre los frentes de onda XX' y YY' es igual a cero. Esto es:

$$QK - PR = PK \cos \theta - PK \cos \theta = 0 \quad (2)$$

Algunos rayos que son dispersados por otros átomos en el plano que es paralelo a $1'$ también estarán en fase y así suma sus contribuciones al haz difractado, por lo tanto incrementa su intensidad.

Considerando las condiciones necesarias para la interferencia constructiva de los rayos dispersados por los átomos en diferentes planos. Los rayos 1 y 2 son dispersados por los átomos K y L. La diferencia de patrones por los rayos $1K1'$ y $2L2'$ puede expresarse como:

$$ML - LN = d' \sin \theta + d' \sin \theta \quad (3)$$

Este término también define la diferencia de patrones para reforzar los rayos dispersados de los átomos S y P en la dirección mostrada en la Figura 2.10, ya que en esta dirección no hay diferencia en el patrón entre los rayos dispersados por los átomos S y L o P y K. Los rayos dispersados $1'$ y $2'$ estarán en fase solo si la diferencia de patrones es igual a un número entero m de longitud de onda, esto es sí;

$$n\lambda = 2d' \sin \theta \quad (4)$$

Siendo esto comúnmente conocido como la ley de Bragg esto forma la base fundamental de la teoría de difracción de rayos X.

El análisis del patrón de difracción permite adquirir la geometría de la dirección de la difracción, determinando así el tipo de sistema cristalino presente, mientras que la intensidad de los rayos difractados proveerá la información referente al tipo de átomo y su posición en la red cristalina.

Ahora bien, al inducir deformaciones en un material da como consecuencias cambios en los espaciamientos interplanares de los cristales ^[43-45, 47], desde un valor que corresponde al material sin esfuerzos hasta otro valor que corresponderá al material con un esfuerzo aplicado.

La medición del esfuerzo no se realiza de forma directa de la difracción de rayos X, ya que, solo se obtiene la magnitud de la deformación generada ^[44, 47]. Por lo que, en base a la ley de Bragg y al correspondiente valor de deformación puede ser evaluada la distancia interplanar siguiendo la siguiente ecuación:

$$\varepsilon_{hkl} = \frac{d_{hkl} - d_0}{d_0} \quad (5)$$

Donde d_{hkl} es la distancia interplanar en el material con esfuerzo, d_0 es la distancia interplanar en el material libre de esfuerzo y ε_{hkl} es la deformación de la red.

Los valores del esfuerzo son subsecuentemente determinados de estos cálculos de la deformación de la red, usando las apropiadas ecuaciones basadas en la teoría elástica^[44]. En un modelo elásticamente isotrópico, el principal esfuerzo $\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{zz}$ es relacionado al esfuerzo mediante las siguientes ecuaciones:

$$\sigma_{xx} = \frac{E}{(1 + \nu)(1 - 2\nu)} [(1 - \nu)\varepsilon_{xx} + \nu(\varepsilon_{yy} + \varepsilon_{zz})] \quad (6)$$

$$\sigma_{yy} = \frac{E}{(1 + \nu)(1 - 2\nu)} [(1 - \nu)\varepsilon_{yy} + \nu(\varepsilon_{xx} + \varepsilon_{zz})] \quad (7)$$

$$\sigma_{zz} = \frac{E}{(1 + \nu)(1 - 2\nu)} [(1 - \nu)\varepsilon_{zz} + \nu(\varepsilon_{xx} + \varepsilon_{yy})] \quad (8)$$

Donde E es el módulo de elasticidad, ν es la relación de Poisson, ε_{xx} es la principal deformación en la dirección X, ε_{yy} es la principal deformación en la dirección Y y ε_{zz} es la principal deformación en la dirección Z.

Debido a la anisotropía de las propiedades elásticas en los materiales cristalinos, los valores de E y ν a nivel microscópico dependen de los planos de la red (hkl) a considerar. La naturaleza del esfuerzo residual (tensión contra compresión) debe ser evaluado mediante el análisis de la magnitud del parámetro de la distancia interplanar.

2.4.2 Técnica de Ultrasonido

Las técnicas empleadas para la medición de las ondas ultrasónicas en los materiales son de fundamental importancia para la caracterización de las propiedades inherentes de los mismos^[48]. Tales propiedades, como el módulo de elasticidad y coeficiente de Poisson, permiten describir el desarrollo elástico de los materiales isotrópicos^[49].

Las ondas acústicas que pueden propagarse en un medio isotrópico son las ondas longitudinales y transversales. Las ondas longitudinales son una perturbación ocasionada por una tensión normal, donde el desplazamiento de las partículas del material ocurre en la misma dirección de propagación de la perturbación. Mientras que las ondas transversales son ocasionadas por tensiones de cizallamiento y el desplazamiento de las partículas ocurre en el plano perpendicular a la propagación^[18, 48].

Mediante el análisis de las ondas ultrasónicas es posible determinar el comportamiento elástico de los materiales isotrópicos, a través de la medición de la velocidad de propagación de las ondas. Donde las ondas longitudinales presentan una velocidad de propagación de aproximadamente la mitad de la generada por una onda transversal^[18, 48].

La velocidad de propagación de las ondas ultrasónicas puede variar dentro de un rango muy estrecho a consecuencias de factores ambientales como la temperatura^[50] o por factores internos del material; entre los cuales podemos

mencionar a los esfuerzos aplicados^[50, 51] o residuales^[39, 40, 52, 53], tipo de microestructura^[48,54], entre otros.

Como ejemplos de esto, se tiene la investigación realizada por Sgalla et al^[50] al determinar que en una placa de acero y de aluminio, si se aumenta el nivel de esfuerzo o de la temperatura, existe un retraso en la velocidad de propagación de la onda.

Mientras que lo referente a la medición de esfuerzos residuales en soldaduras, la literatura reporta^[39, 40, 52, 53] que existe una mayor disminución de la velocidad de propagación en la ZAC en comparación con el metal base, como consecuencia de una alta concentración de esfuerzos de tensión generados por la contracción y expansión del material durante la aplicación del cordón de soldadura.

En la Figura 2.11 y 2.12, se muestra el comportamiento que presentan los esfuerzos residuales de forma transversal y paralela al cordón de soldadura de una placa de acero ANSI tipo 316L.

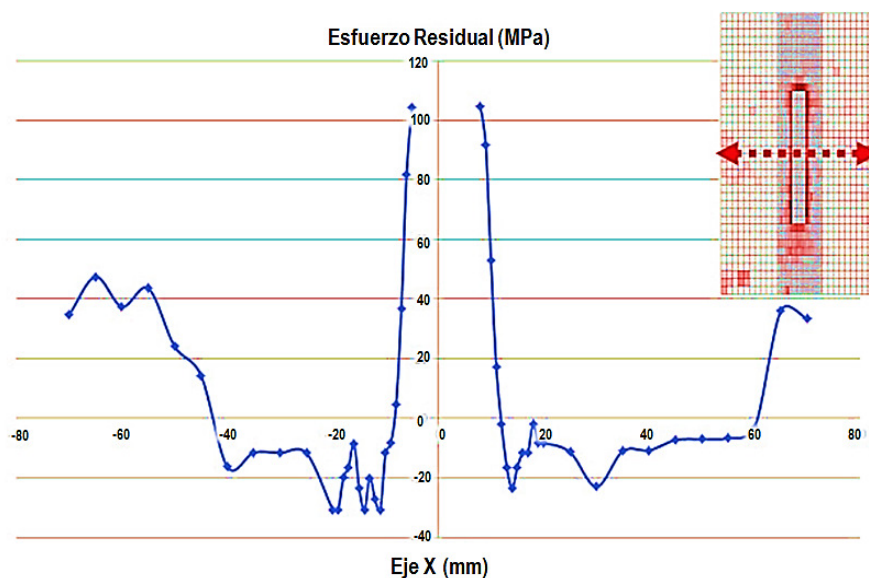


Figura 2.11 Distribución de esfuerzos residuales a lo largo del eje X^[40].

El metal base de la placa soldada presenta esfuerzos de tensión, de alrededor de 40MPa, que disminuyen y cambian a esfuerzos de compresión a medida que se acerca a la ZAC. Sin embargo en la interface ZAC-Soldadura existe un aumento considerable de los esfuerzos de tensión alcanzando valores superiores a los 100MPa, tal como se aprecia en la Figura 2.11.

En cambio al realizar un barrido en forma paralela al cordón de soldadura, se realizan mediciones sobre interface ZAC-Soldadura, reportándose esfuerzos de tensión cercanos a los 200MPa.

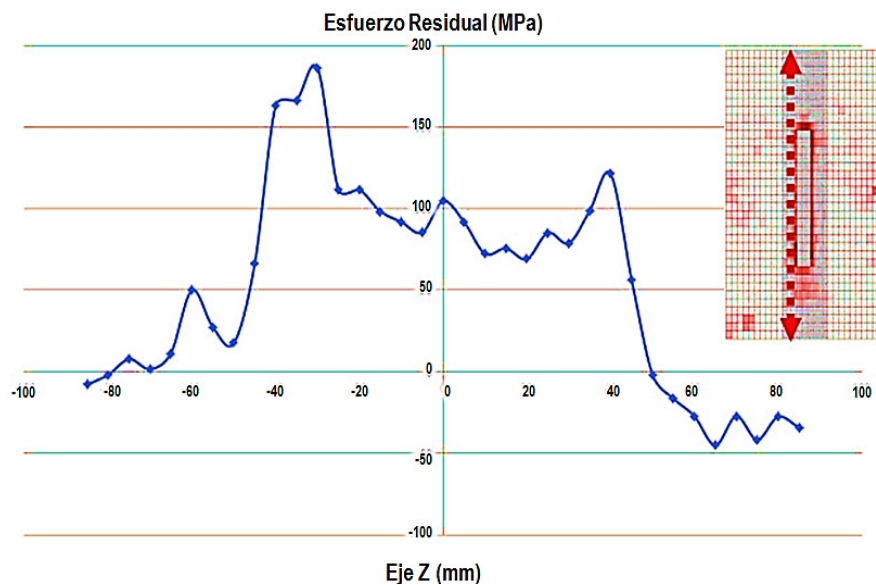


Figura 2.12 Distribución de esfuerzos residuales a lo largo del eje Z ^[40]

2.4.2.1 Principio de la técnica de ultrasonido

El principio de la técnica de ultrasonido, para la medición de esfuerzos residuales, se basa en el efecto acústico elástico^[40, 51, 54-57], ya que, la velocidad de propagación de la onda elástica a través de un sólido, depende directamente de los esfuerzos mecánicos. Por lo que cualquier cambio en la constante elástica por efecto de un esfuerzo aplicado o residual, se manifiesta en la variación de la velocidad de propagación de la onda ultrasónica.

Qozam et al^[54] describen en su trabajo que los investigadores Hughes y Kelly establecieron el formalismo que describe este fenómeno mediante el uso de la expresión de la energía de deformación, desarrollada por Murnaghan de tercer orden, que bajo una deformación infinitesimal y considerando la ley de Hooke, se desprende la ecuación (9)

$$d\sigma_{ij} = \frac{1}{K_{ij}} \left(\frac{dV_{ij}}{V_{ij}^0} \right) \quad (9)$$

Donde $d\sigma_{ij}$ es la variación de esfuerzo (MPa) de acuerdo a la direcciones ($i, j = 1, 2, 3$), V_{ij} y V_{ij}^0 son las velocidades de la onda (i es la dirección de propagación, j es la dirección de polarización) en los materiales isotrópicos con esfuerzos y sin esfuerzos. K_{ij} , es la constante acústico-elástica asociada con la constante elástica de segundo y tercer orden (MPa^{-1}).

La ecuación (9) provee el esfuerzo residual cuando las constantes de calibración V_{ij}^0 y K_{ij} son conocidas. En el caso de un material homogéneo sujeto a una carga axial, las ondas longitudinales se propagaran en una misma dirección, describiéndose como

$$\frac{V_{11} - V_{11}^0}{V_{11}^0} = K_{11}\sigma_{11} + K_{22}\sigma_{22} \quad (10)$$

Pero para aceros ferríticos $K_{22} \ll K_{11}$ por lo que la ecuación (10) puede reducirse a:

$$\frac{V_{11} - V_{11}^0}{V_{11}^0} = K_{11}\sigma_{11} \quad (11)$$

El método empleado para medir la velocidad de la onda ultrasónica se basa en la medición del tiempo de vuelo o en la medición de la frecuencia. Porque con la variación del estado de esfuerzos, el espesor del material también varía y entonces la longitud de la trayectoria de la onda se modificará.

Por lo que la relación entre el tiempo de vuelo y el esfuerzo en el plano es obtenido por:

$$\frac{E(t - t_0)}{(v + KE)t_0} = \sigma \quad (11)$$

Donde E es el módulo de elasticidad, t y t_0 son el tiempo de vuelo con y sin la presencia de esfuerzos, ν es módulo de Poisson, K es la constante acústico-elástica.

Esta constante acústico-elástica es calculada observando la variación de la velocidad de la onda. Experimentalmente esto se realiza calentando una placa completa con incrementos constantes de temperatura y para cada paso de temperatura el esfuerzo térmico es calculado mediante la ecuación (1) y la velocidad de la onda ultrasónica es obtenida^[55, 58].

Qozam et al^[54] muestran en su investigación que la constante acústico-elástica es afectada significativamente por la microestructura, por lo que ellos reprodujeron cada una de las microestructuras resultantes después de la aplicación del cordón de soldadura encontrando tres diferentes en la ZAC, además del metal base y del metal de soldadura. Concluyendo que la calibración realizada a partir de la tercer microestructura de la ZAC se eliminaba una sobrestimación del 70 al 80% del valor obtenido de los esfuerzos residuales. Demostrando la importancia de realizar un correcto cálculo de la constante acústico-elástica.

La velocidad de propagación de la onda, se obtiene a partir de la ecuación (12), conforme a la norma ASTM E494-10^[59].

$$V = \frac{2d}{t} \quad (12)$$

Donde V es la velocidad de propagación, d el espesor del material y t el tiempo de vuelo de la onda ultrasónica. Este último término es calculado a partir del diferencial del tiempo entre el primer y segundo pico del eco de la onda. Esto se puede ejemplificar con la Figura 2.13, donde el primer pico corresponde a la excitación inicial del transductor, el pico (a) corresponde al primer eco generado en la pared del fondo materia, el pico (b) corresponde al segundo eco de la pared del fondo del material ya con un poco de atención por la pérdida de energía; donde la diferencia de tiempo entre el pico (a) y (b) va a ser determinado como el tiempo de vuelo en el material.

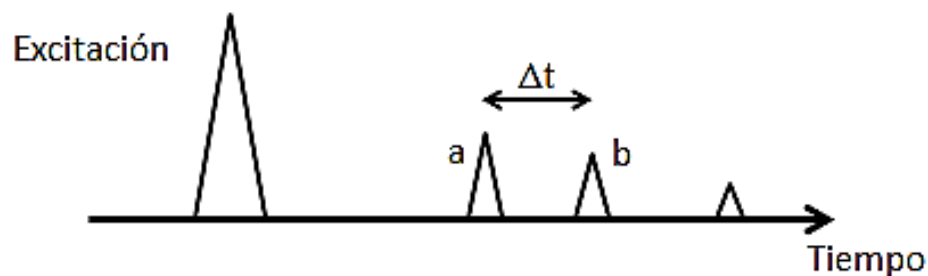


Figura 2.13 Determinación de tiempo de vuelo ^[48]

Los cambios de velocidad que sufren los materiales por efecto de algún tipo de esfuerzo, son de unas cuantas décimas de segundos, excediendo ligeramente 0.1% por 100 MPa de los esfuerzos uniaxiales^[60]. Por lo que, el equipo de medición debe ser de alta resolución (de al menos 0.01% de error) y completamente computarizado.

Aprovechando este principio se desarrolló la técnica de ultrasonido computarizado para la evaluación de esfuerzos residuales capaz de evaluar de manera superficial y volumétrica la cantidad de esfuerzos generados en una pieza^[55], valiéndose de la alta permeabilidad que las ondas ultrasónicas presentan en los materiales^[61]. Equipo patentado en el año de 1994^[62].

Al implementar esta técnica para pruebas submarinas, se toma el modelo empleado por la técnica de inmersión por ultrasonido. En la Figura 2.14 se

muestra un esquema de la aplicación de ultrasonido por inmersión para la inspección de unas placas.

Donde es necesario sumergir el transductor y la pieza de trabajo en agua para su inspección, empleando la misma agua como medio acoplante para la conducción de las ondas acústicas, lo que ayuda a realizar mediciones sin la necesidad de tener un contacto directo con la pieza de trabajo. Permitiendo de esta forma inspeccionar geometrías más complejas y superficies rugosas con menos complicaciones que al utilizar un transductor de contacto^[58, 63], ofreciendo una gran versatilidad del método para el uso en campo.

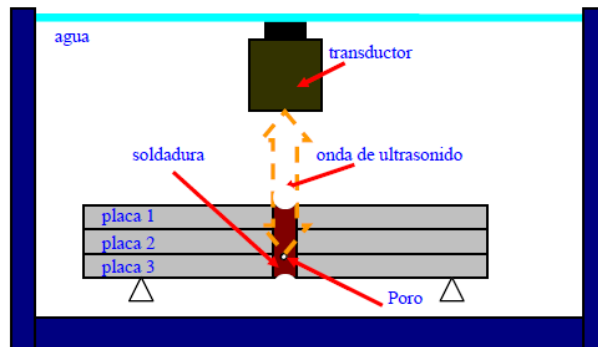


Figura 2.14 Esquema de técnica de inmersión por ultrasonido^[63]

2.4.3 Indentación instrumentada

La indentación o prueba de dureza ha sido utilizada para la caracterización y el control de calidad de los materiales^[64-70]. Esta es determinada por la ecuación (13) y definida como el cociente entre la carga máxima, P_m , y el área proyectada de la huella, A_p , siendo esta última, medida después de la aplicación de la carga.

$$H = \frac{P_m}{A_p} \quad (13)$$

Sin embargo, en contraste a la tradicional prueba de dureza, el sistema de indentación instrumentada se emplea a partir de instrumentos de alta resolución

que continuamente controlan y registran las cargas y los desplazamientos del indentador en un ciclo completo de carga y descarga^[64-71], con lo que se obtiene abundante información de la deformación del material, que puede ser usada para determinar diferentes propiedades de los materiales, tales como; la dureza^[67, 69, 70], el módulo de elasticidad^[67-70], la resistencia a la fractura, esfuerzo a la cedencia, esfuerzos residuales^[65, 66, 71-75] entre otros.

2.4.3.1 Principio de indentación instrumentada

La Figura 2.15 muestra el esquema de una indentación, mostrando su perfil de desplazamiento en la carga máxima y después de retirar la carga.

Al penetrar el indentador en el material de prueba, como se observa en la Figura 2.15, ocurre un proceso de deformación elástica y plástica que genera una huella con cierta profundidad de penetración. Sin embargo, al retirar el indentador del material, se genera una recuperación de la parte elástica originando una huella de profundidad residual final.

El valor del desplazamiento residual estará en función del grado de elasticidad del material^[66, 71-73], por lo que un material de comportamiento elástico recupera gran parte del desplazamiento máximo, mientras que otro con comportamiento plástico tendrá una pequeña recuperación^[18, 64, 67, 68].

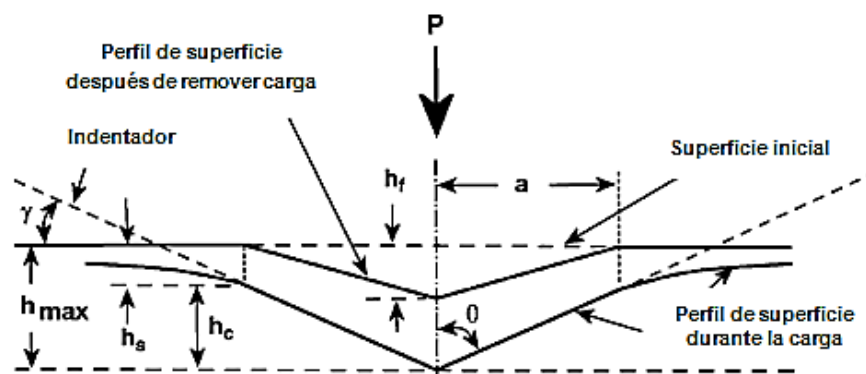


Figura 2.15 Sección a través de una indentación^[71].

El continuo registro de las cargas (desde $1\mu\text{N}^{[64]}$) y desplazamientos (desde $0.1\text{nm}^{[64]}$) del indentador, permite la obtención de las curvas Carga-Desplazamiento (P-h)^[64, 70, 71], mostrándose un ejemplo de esto en la Figura 2.16 donde se ejemplifica una ciclo completo de carga y descarga de una indentación realizada sobre un material^[71].

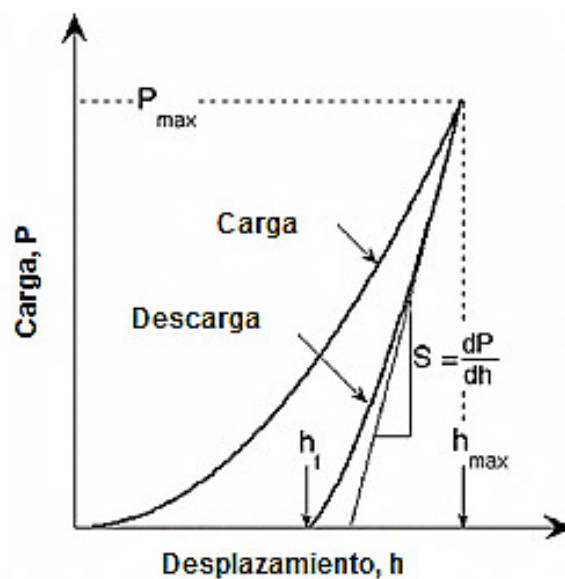


Figura 2.16 Curva Carga-Desplazamiento (P-h)^[67]

Cabe mencionar, que la capacidad para producir la deformación plástica en el material y la forma de las curvas P-h, va a estar en función del radio efectivo de la punta empleada por el indentador. Cuanto más puntiaguda sea esta, menos carga será necesaria para deformar el material plásticamente^[66, 71-73].

A partir de las curvas P-h (Figura 2.16), se pueden obtener el valor de la carga máxima P_{Max} , la máxima penetración h_{Max} , la profundidad de penetración residual final después de la descarga h_f y la pendiente de la porción superior de la curva de descarga, S, siendo este ultimo conocido como la rigidez de contacto elástico, o simplemente rigidez del contacto. Representando ser estos valores de importancia para los cálculos posteriores en la determinación las propiedades de los materiales.

Para analizar la información recabada en las curvas P-h, es empleado el método de Oliver y Pharr (O&P)^[18, 66-68, 71, 73] que se define por las ecuaciones (14) a la (19). Este método se basa en la suposición de que el material presenta un comportamiento completamente elástico durante la etapa de descarga^[71], es decir, que la curva de descarga no presenta plasticidad revertida o flujo en el tiempo (creep).

$$P = K (h - h_f)^m \quad (14)$$

$$S = \frac{dP}{dh} \quad (15)$$

$$h_c = h_{max} - \varepsilon \frac{P_{max}}{S} \quad (16)$$

$$A = A(h_c) = 24.56h_c \quad (17)$$

$$H = \frac{1}{\beta} \frac{\sqrt{\pi}}{2} \frac{S}{\sqrt{A_c}} \quad (18)$$

$$\frac{1}{E_{eff}} = \frac{1 - \nu_i^2}{E_i} + \frac{1 - \nu^2}{E} \quad (19)$$

En estas ecuaciones, tanto β como ε son constantes que dependen de la geometría de indentador. E_{eff} , es módulo reducido que tiene en cuenta las deformaciones elásticas sufridas por el indentador y el material, siendo E_i y ν_i el módulo de elasticidad y el coeficiente de Poisson del indentador, respectivamente, y E y ν el módulo de elasticidad y el coeficiente de Poisson del material.

El método inicia con el ajuste de más de un 50% de los primeros datos de la curva de descarga con la ecuación (14), donde m y n son constantes empíricas determinadas en el ajuste juntamente con la profundidad residual h_f . La rigidez de contacto se obtiene derivando al ecuación (14) para la profundidad de penetración máxima obteniéndose la ecuación (15).

Al sustituir el valor de la ecuación (15) en (16), se consigue la altura de contacto, h_c , y sustituyendo este valor en la ecuación (17) se obtiene el área de contacto y, por tanto, el módulo reducido de elasticidad y la dureza a través de la ecuación (18) y (13) y finalmente el módulo de elasticidad es derivado de la ecuación (19).

Un aspecto a cuidar en el uso de este método es que si, el material de estudio no posee capacidad de endurecimiento y la relación entre el módulo de elasticidad y el límite de fluencia es alta ($E/Y > 0.1$) en este, estará propenso a sufrir apilamiento (pile-up) durante el contacto, generando una altura de contacto mayor que la altura máxima, y por lo tanto, el método de O&P no proporcionará buenos resultados. En cambio cuando no se presenta el apilamiento, la huella que se tiene es de hundimiento. En la Figura 2.17 se muestra un material indentado ejemplificando la forma en que se observa el apilamiento y hundimiento sobre el material.

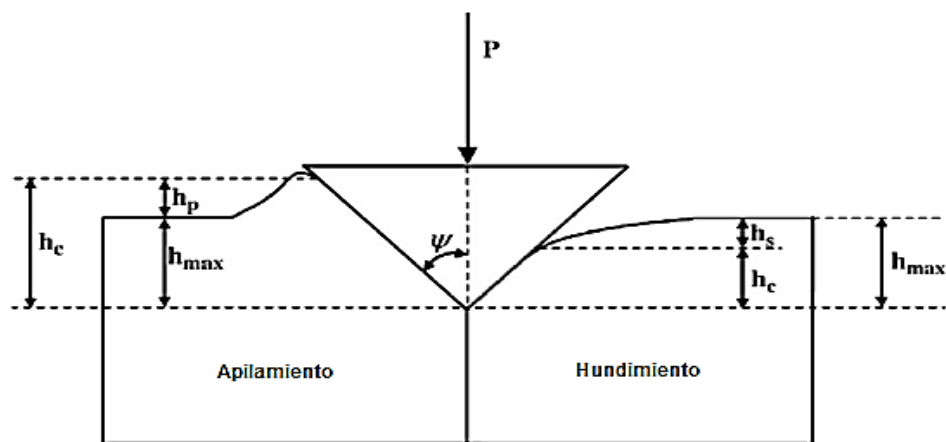


Figura 2.17 Perfil de contacto entre el indentador y el material^[75]

Para relacionar la aplicación de este método, con la medición de esfuerzos residuales, se aprovecha el hecho que existe un cambio de dureza por efecto de la presencia de esfuerzos uniaxiales y biaxiales en los materiales^[71-74, 76].

Si el esfuerzo aplicado es de tensión el material presenta un ablandamiento conforme el esfuerzo se incrementa, aunque el cambio de dureza es pequeño (menor al 10%). Sin embargo, si el esfuerzo aplicado es de compresión, ocasiona un pequeño endurecimiento de al menos el 1%^[76].

Para tal motivo, la superficie con esfuerzos residuales es asumida a estar en un estado de tensión equibiaxial ($\sigma_{res(x)} = \sigma_{res(y)} = \sigma_{res}$, $\sigma_{res(z)} = 0$) y uniforme en la cercanía de la superficie (tomando alrededor de tres veces la profundidad del indentador)^[65, 76, 77]. Si un estado de indentación arbitrario (h_t , L_0) es obtenido en un estado sin esfuerzos y si en el plano un esfuerzo de tensión σ_{res} es aplicado al estado de carga a una profundidad de penetración fijo h_t , la carga de la indentación L_0 es reducida a una carga L_T debido a la disminución de la resistencia en la superficie de penetración. El tensor de esfuerzos es separado en esfuerzo medio σ^M (esfuerzo hidrostático) y en deformación plástica sensible al desviador de esfuerzos σ^D . La superficie normal del desviador de esfuerzos en la dirección z (normal a la superficie de indentación) σ_z^D es $-2\sigma_{res}/3$ por la remoción del esfuerzo hidrostático $2\sigma_{res}/3$ del esfuerzo residual de la superficie y es adicionada la presión de contacto. $L_T - L_0$, es definido como un producto del componente desviador de esfuerzos seleccionado y esto corresponde al área de contacto A_C^T . Entonces, la ecuación (20) para el esfuerzo residual equibiaxial es derivada en términos de la carga de indentación y el área de contacto^[65, 76, 77].

$$\sigma_{res} = 3 \frac{(L_0 - L_T)}{2A_C^T} \quad (20)$$

Aquí, A_C^T en el estado de esfuerzos de tensión es calculado de $L_T A_C^0 / L_0$ porque la dureza de contacto H_c o $L_0 / A_C^0 = L_T / A_C^T$ es independiente del esfuerzo residual elástico^[65, 76, 77]. Esta medida se basa en la parte elástica inicial de descarga de la curva P-h que no es afectada por las tensiones residuales en los materiales con isotropía o sin endurecimiento por deformación.

El modelo presentado anteriormente es aplicado específicamente para un estado de esfuerzos equibiaxial^[65, 76, 77] en estado de tensión o compresión^[77], logrando obtener la magnitud del efecto del esfuerzo promedio, sin embargo, para el caso de un esfuerzo biaxial, la direccionalidad y la magnitud de este, no se logra obtener, dificultando la aplicación de la técnica de indentación instrumentada en los complejos estados de esfuerzos biaxial.

En la Figura 2.18 se observan las curvas P-h realizadas sobre un material, el cual, se encuentra en condiciones de libre esfuerzo, esfuerzos de compresión y esfuerzos de tensión, mostrando de esta forma, el efecto que tiene la presencia de un esfuerzo sobre la curva P-h.

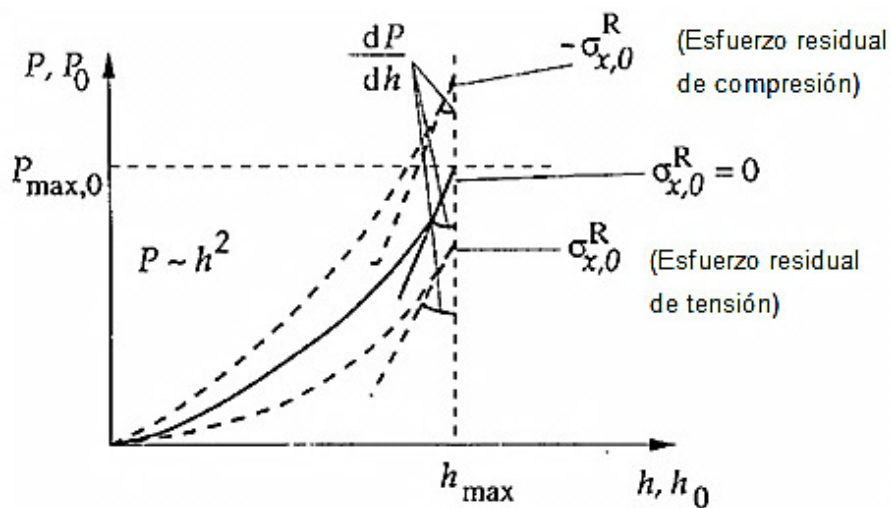


Figura 2.18 Representación esquemática de la curva P-h durante un ciclo completo de carga y descarga con la presencia de esfuerzos residuales de compresión y tensión^[71]

La presencia de esfuerzos de compresión desplaza a la curva hacia arriba (Figura 2.18) por un aumento de dureza a consecuencia de la formación de mayores dislocaciones. En cambio cuando se presentan esfuerzos de tensión la curva se desplaza hacia abajo por la pérdida de dureza en el material por efecto de la disminución de dislocaciones generadas en el material^[65, 66, 71, 73].

3 MATERIALES Y MÉTODOS

3.1 Material de estudio

Los aceros de alta resistencia y de baja aleación representan ser unos de los materiales más empleados para el transporte de hidrocarburos debido a su resistencia y buena tenacidad a bajas temperaturas. Esto como consecuencia de la adición de microaleantes durante su fabricación, que permite un refinamiento de la microestructura, así como un endurecimiento tanto por precipitado como por transformaciones de fase.

Para el desarrollo de este proyecto de investigación se empleó un acero microaleado API 5L-X65, proporcionado por la empresa Tubería Laguna.

3.2 Caracterización del metal base

Para el análisis del metal base se extrajeron 3 muestras, utilizando una cortadora de disco de carburo de silicio de cinco pulgadas de diámetro marca Discotom-2 Struers.

El primer cupón se empleó para efectuar el análisis químico por medio de la técnica de espectrometría de emisión óptica.

Del segundo cupón se maquinaron 6 probetas de dimensiones sub-size para ensayos de tensión (3 piezas) e impacto charpy (3 piezas). Las pruebas de tensión se ensayaron en un equipo Tinius-Olsen de 60 toneladas bajo la

especificación ASTM E8-E8M/08. Mientras que las pruebas de resistencia al impacto se ensayaron a 0°C, 10°C y a temperatura ambiente con un equipo Tinius-Olsen.

Para el análisis metalográfico del metal base se empleó el tercer cupón. Su preparación se llevó a cabo en una desbastadora de disco marca Knuth-Rotor 2 Struers y posteriormente pulidas en un equipo de marca Planopol. Struers. Seguido del revelado de la microestructura mediante el reactivo HNO₃ al 5% (Nital), finalizando con la observación de la microestructura obtenida a través de un microscopio Olympus PM6-3, con cámara equipada marca KP-D5.

3.3 Habilitado y soldado de probetas

Para la realización de las probetas a soldar, se cortaron 18 placas con dimensiones de 200 X 100 X 6.35 mm (largo, ancho y espesor), extraídas de una tubería sin costura con diámetro de 305.4 mm. La preparación de la junta fue de una apertura de bisel de 45° con unión a tope. La Figura 3.1 muestra un esquema de la preparación de las placas sin soldadura.

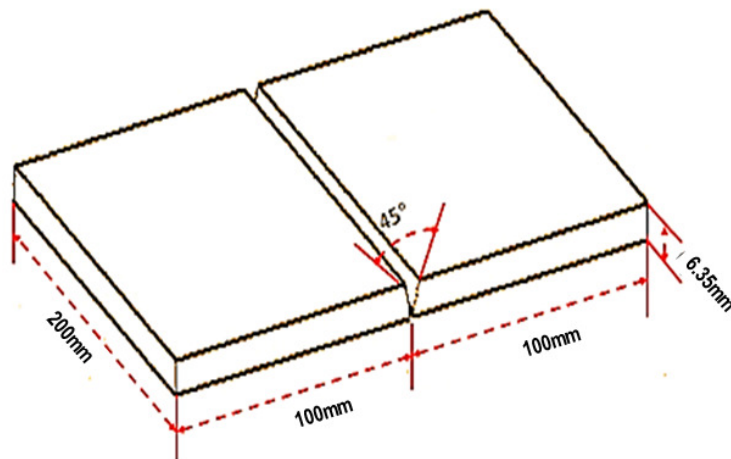


Figura 3.1 Esquema detallado de placas a soldar

La deposición de los cordones de soldadura sobre las placas de acero se realizó por un buzo soldador de la Corporación Mexicana de Investigación en

Materiales (COMIMSA) en el mar de Boca del Rio, Veracruz a 10 y 15 metros de profundidad bajo el mar como se observa en la Figura 3.2.



Figura 3.2 Aplicación de soldadura en placas bajo el mar

En cada placa de acero fueron colocados dos cordones de soldadura, utilizando electrodos de la marca comercial Broco Underwater UW-CS-1 AWS E70XX de un diámetro de 1/8 in (3.2 mm). Esto se lleva a cabo aplicando los parámetros que se muestran en la Tabla 3.1, observándose que la única variable que se maneja fue la profundidad de soldado.

Tabla 3.1 Parámetros de probetas de soldadura

Cantidad de Probetas	Profundidad (m)	Amperaje (A)	Velocidad de Avance (mm/min)
4	10	190	1270-1016
4	15	190	1270-1016

En la Figura 3.3 se muestra un esquema de la junta soldada. La aplicación de los dos cordones de soldadura se realizó mediante la técnica de arrastre aplicándose un cordón de raíz y otro de relleno, lo cuales fueron suficientes por tener un espesor de trabajo pequeño (6.35 mm).

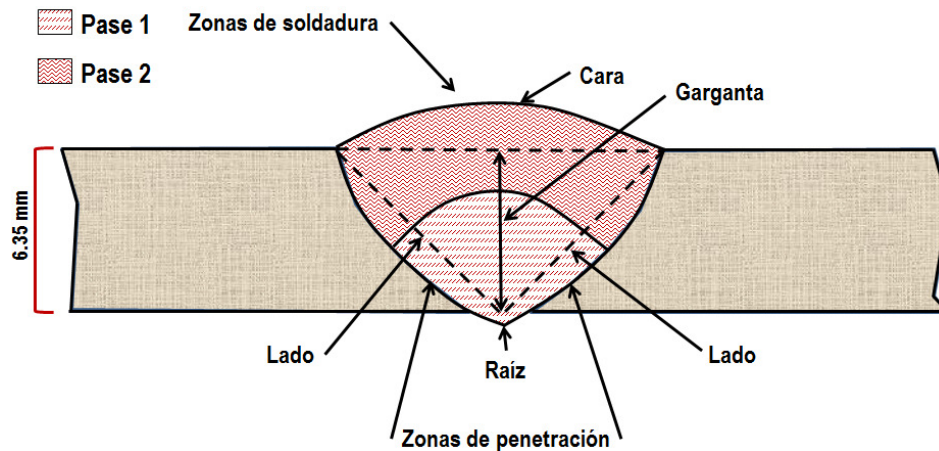


Figura 3.3 Esquema de cordón de soldadura realizada a 10 y 15 metros de profundidad del mar

3.4 Preparación de especímenes

La preparación de los especímenes a analizar fue de acuerdo a las dimensiones y acabados requeridos para el equipo de nanoindentación, por ser el método que requiere más atención en el acabado superficial de la muestra estableciéndose el siguiente procedimiento:

Primero paso; se seccionó cada probeta, utilizando una cortadora de disco de carburo de silicio de cinco pulgadas de diámetro marca Discotom-2 Struers.

Segundo paso; se realizó un segundo corte, con un equipo Secotom-10 de marca Struers con disco de diamante.

Tercer paso; Se monto cada espécimen en baquelita mediante un equipo LaboPress-3 de la marca Struers aplicando un tiempo de 4 min de calentamiento y 3 min de enfriamiento a una temperatura de 180°C con una carga de 25N.

Cuarto paso; cada probeta montada en baquelita se maquinó en un torno, para alcanzar un espesor de 3 mm y a su vez obtener dos superficies completamente plano-paralelas.

Quinto paso; se aplicó un desbaste mecánico en cada probeta con un equipo RotoPol-1 de la marca Struers a una velocidad de 150rpm, utilizando lijas de Carburo de Silicio (SiC) con tamaño de grano de 800, 1200 y 2400 partículas/pulg². El equipo contaba con un dispositivo RotoForce-1 de la marca Struers para uso automático, con el que se aplicó una presión de 15N durante el desbaste sobre cada pieza.

Sexto paso; se continuó con el pulido de cada espécimen aplicando una pasta de diamante de 3000 nm y posteriormente de 1000 nm.

Séptimo paso; posteriormente, cada muestra fue atacada con el reactivo Nital al 2% de concentración, revelando la microestructura presente en cada probeta después de haberse aplicado el cordón de soldadura.

Octavo paso; cada zona de la soldadura fue observada y medida a través de un microscopio óptico Olympus PM6-3 con cámara equipada marca KP-D5.

Noveno paso; se repitió el paso seis para eliminar la capa superficial del material atacado por el reactivo Nital.

Decimo paso; por último, se prosiguió con un pulido más fino aplicando una suspensión de óxidos activo (OP, por sus siglas en inglés Oxide Polishing) por 15 min, finalizando con una limpieza de 15 min con agua.

3.5 Medición de esfuerzos residuales por DRX

La medición de los esfuerzos residuales por la técnica DRX se realizó mediante equipo XTRESS 3000, utilizando una medición angular de la distribución de las deformaciones generadas en la estructura del material, basándose en la ley de Hook. Las condiciones de prueba se enlistan en la Tabla 3.2

Tabla 3.2 Parámetros utilizados por DRX

Parámetro	Valor	Unidad
Radiación (CrKa)	156.4	Grados
Tamaño de apertura del colimador	1	mm
Frecuencia de medición	3	mm
Distancia del colimador	9.75	mm
Dirección	90	Grados
Voltaje	30	Kv
Corriente	5	mA
Módulo de Young	211000	MPa
Relación de Poisson	0.3	---
Distancia de la superficie	1.3	mm

En la Figura 3.4 se muestra las zonas en donde se realizaron las mediciones por medio de DRX sobre las probetas soldadas.

Se realizó un promedio de seis mediciones en cada probeta a una distancia de 1.3 mm de la superficie transversal en un ángulo de 90°, utilizando una apertura del colimador de 1 mm. Las mediciones se realizaron con una separación de 3 mm en línea recta atravesando por las tres zonas de la soldadura., esto debido a la restricción de la geometría del diámetro del haz. Para más detalle ver Anexo 1.



Figura 3.4 Perfil de medición por DRX en probetas soldadas.

3.6 Medición de esfuerzos residuales por indentación instrumentada

Los ensayos de las probetas mediante la técnica de indentación instrumentada fueron realizados con un equipo Nano Indenter XP (MTS), integrado con un módulo CSM que permite el registro continuo de la rigidez empleando un indentador berkovich de diamante de tres puntas.

Se realizaron un promedio de 30 ensayos con un desplazamiento fijo del indentador de 1500 y 3500 nm en cada probeta, con una separación, entre cada indentación de 0.2 mm en dirección “X” y 5×10^4 nm en dirección “Y”.

En la Figura 3.5 se muestra el perfil de indentaciones realizada sobre las probetas, abarcando las tres zonas de la soldadura.

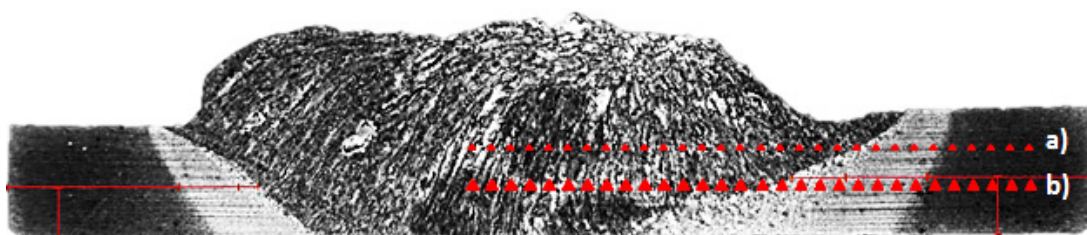


Figura 3.5 Perfiles de indentación; a) 1.5 μ m de profundidad; b) 3.5 μ m profundidad

En la Tabla 3.3 se muestran los parámetros utilizados por el equipo de Nano Indenter XP en la realización de las pruebas sobre las probetas, los cuales fueron seleccionados en base al metal base y al desplazamiento máximo del indentador en el material, a fin de poder obtener una medición representativa en el espécimen.

Tabla 3.3 Parámetros utilizados por el equipo de nanoindentación

Parámetro	Valor	Unidad
Velocidad	10	nm/s
Taza de deformación	0.05	s ⁻¹
Frecuencia	45	Hz
Profundidad máxima	1500, 3500	nm
Desplazamiento armónico	2	nm
Coefficiente de Poisson	0.33	---

3.6.1 Análisis de las huellas de nanoindentación

Para el análisis de cada una de las huellas realizadas por el equipo de nanoindentación, se utilizó un equipo Sensofar PLu 2300 (Ver Figura 3.6).

El equipo cuenta con un microscopio confocal que permite eliminar la luz emitida por aquellas regiones que se encuentran fuera del plano de foco por medio de un colimador de orificio delimitante, logrando incrementar el contraste de las imágenes y permitiendo la reconstrucción de imágenes tridimensionales. Además de incorporar a esta tecnología, la técnica de interferometría que combina la luz recibida por el microscopio confocal obteniendo una imagen de mayor resolución.

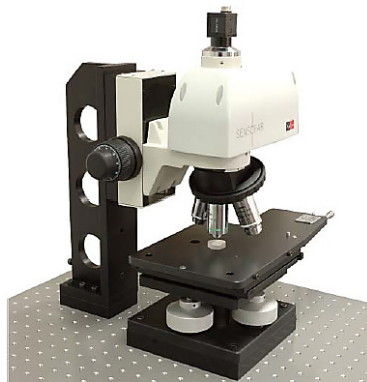


Figura 3.6 Sensofar PLu 2300

3.7 Medición de esfuerzos residuales por ultrasonido

En el desarrollo de las mediciones de esfuerzos residuales mediante la técnica de ultrasonido, se realizó utilizando un equipo OmniScan MX modelo OMNI-M-PA1664PRM como el que se observa en la Figura 3.7. El equipo se manejó en tipo ultrasonido convencional y en modo Pulso-Eco.



Figura 3.7 Equipo de Ultrasonido Omniscan MX

Se empleó un transductor tipo lápiz K-PEN de alta resolución, como el que se observa en la Figura 3.8. El cual está diseñado para aplicarse en áreas de contacto extremadamente pequeñas.



Figura 3.8 Transductor K-PEN para equipo de ultrasonido

Los parámetros de operación utilizados por el equipo de ultrasonido se muestran en la Tabla 3.4.

Tabla 3.4 Parámetros utilizados por el equipo de ultrasonido

Parámetro	Valor	Unidad
Diámetro de transductor	3.175	mm
Retardo del Haz	9.3	μ s
Rango	5	μ s
Frecuencia	7.5	MHz
Velocidad	57.658	mm/s
Ancho del impulso	66.6	ns

La Figura 3.9 se muestra la manera en la que fue realizado el barrido por UT sobre las probetas soldadas, los círculos representan el diámetro del transductor utilizado durante la prueba.

Se realizaron un promedio de 10 mediciones por probeta, abarcando las tres zonas de la soldadura. Al contar con un diámetro de 3.175 mm del transductor se tuvo que realizar un barrido con mediciones muy cercanas una de otra, por

lo que se abarcó una mayor área en cada medición. De forma adicional la medición se realizó a una distancia por debajo de la superficie constante de 1.5 mm.

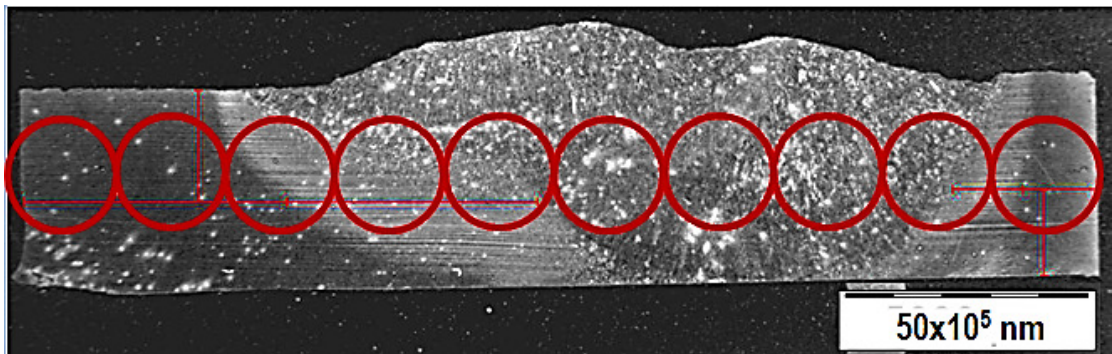


Figura 3.9 Representación de barrido de soldadura mediante UT.

Para desarrollo de la determinación de la constante acústico-elástica del material, se empleó un placa de acero API 5L X65 de dimensiones 50 x 40 x 6.35 mm (largo x ancho x espesor), la cual fue calentada mediante una plancha de marca Thermolyne Cimarec modelo SP46615, en un rango de temperatura de 21 a 110°C. El registro de la temperatura se realizó mediante un termopar digital de la marca Atkins Technical, modelo 396K.

4 RESULTADOS

4.1 Caracterización de metal base

En la Figura 4.1 se muestra una placa soldada de forma submarina. La inspección visual revela que el cordón de soldadura presenta una forma no uniforme con algunos socavados y sin porosidades superficiales.



Figura 4.1 Cordón de soldadura aplicado de manera submarina en un acero API 5L-X65

Sin embargo, debido a que la generación de esfuerzos residuales es consecuencia de los aportes térmicos inducidos por arco de soldadura a la pieza de trabajo, resultan irrelevantes los defectos presentes en el cordón de soldadura para este tipo de investigación.

En la Tabla 4.1 se muestran los resultados del análisis químico obtenido por la técnica de espectrometría de emisión óptica. Estos resultados concuerdan con la especificación según API 5L^[78].

Tabla 4.1 % en peso de composición química de acero API 5L-X65

C	S	Mn	P	Si	Cr
0.07	0.003	1.45	0.011	0.15	0.02
Ni	Mo	Cu	V	Nb	Ti
<0.04	0.01	0.045	0.016	0.046	0.010

La Figura 4.2 muestra el resultado del análisis metalográfico del metal base, esta se compone básicamente de una matriz de ferrita con pequeñas islas de perlita; siendo la microestructura característica de este tipo de aceros estructurales de bajo carbono^[79, 80].

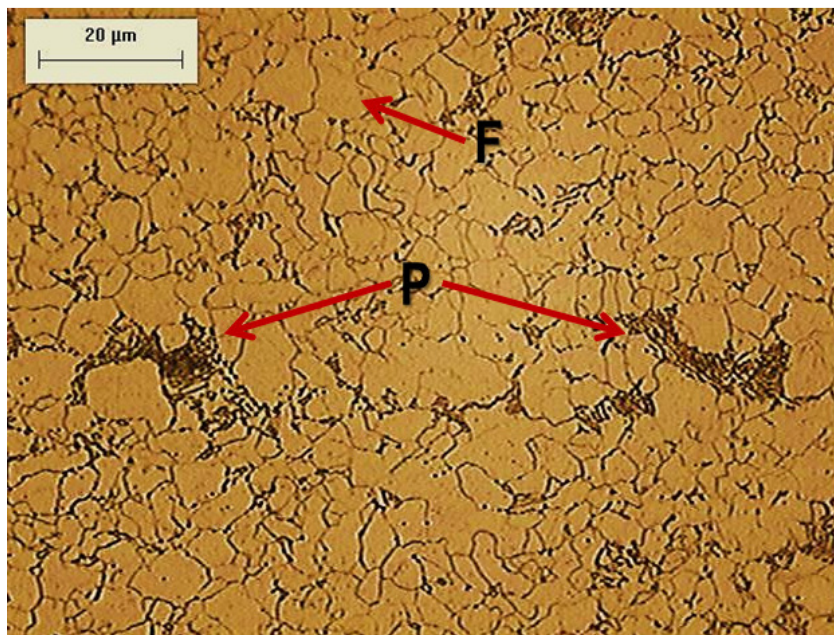


Figura 4.2 Microestructura de acero API 5L-X65 a 50X; Fa: Matriz de ferrita; P: Islas de perlita

Obteniéndose valores de dureza en la fase ferrítica de alrededor de 190.4 vickers, mientras que en la zona de perlita se obtuvieron valores cercanos a los 236.5 vickers.

En la Tabla 4.2 y 4.3 se registran los valores obtenidos de las pruebas mecánicas realizadas sobre el metal base, mostrando los resultados obtenidos de resistencia a la tensión y al impacto respectivamente, los cuales cumplen con la normativa API 5L indicada.

Tabla 4.2 Resistencia a la tensión del acero API 5L-X65

Probeta	Carga Max	Cedencia al 0.2%, Kg	Resistencia a la tensión		Alargamiento %
			MPa	Psi	
T1	4246	3370	531	77000	22.4
T2	4303	3460	536	77700	28.6
T3	4271	3540	535	77700	28.9

Tabla 4.3 Resistencia al impacto del acero API 5L-X65

Probeta	Temperatura (°C)	Energía absorbida (J)
T1	0	84
T2	10	98
T3	T/Ambiente	94

4.2 Caracterización de placas soldadas

En la Figura 4.3 se muestran las macrográficas de las soldaduras realizadas a 10 y 15m de profundidad, a) Y b) respectivamente.

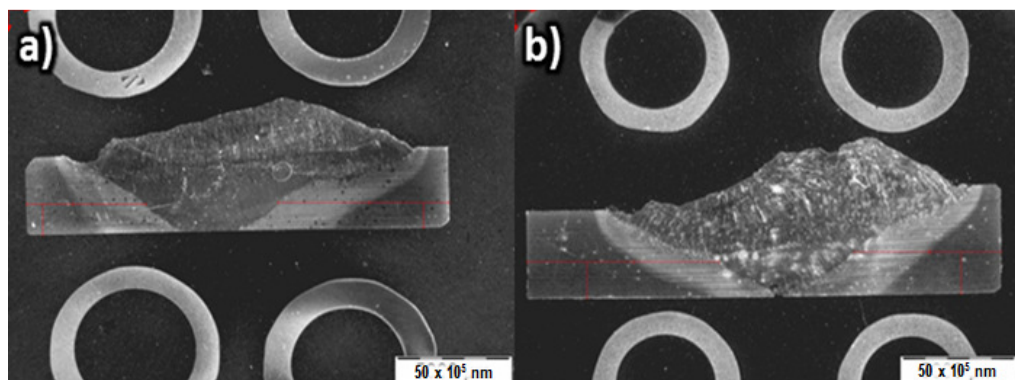


Figura 4.3 Corte transversal de la soldadura vista a 10X realizada a) 10m y b) 15m de profundidad.

Se observa que la geometría del cordón de soldadura se ve ligeramente modificada en función a la profundidad. Se muestra que en ambas piezas se aplicaron dos cordones de soldadura. Su dimensionamiento se enlista en la Tabla 4.4; observándose que las dimensiones de las uniones presentan una variación no significativa excepto para ZAC, la cual, es mayor en un 28% al incrementar la profundidad.

Tabla 4.4 Dimensionamiento de los cordones de soldadura realizados a 10 y 15m de profundidad.

Parámetro	Profundidad		Unidad
	10 m	15 m	
Refuerzo de soldadura	2.32	2.24	mm
ZAC	19.06	24.55	mm ²
Ancho del cordón	14.84	14.89	mm
Profundidad de penetración	3.39	4.03	mm

En la Figura 4.4 se muestra un diagrama CCT de un acero API X60, el cuál presenta una composición química muy semejante al acero de estudio de esta esta investigación. En conjunto a un diagrama de dureza y porcentaje de composición en base al tiempo de enfriamiento.

El diagrama CCT de la Figura 4.4, muestra que al enfriar lentamente se obtiene una mayor presencia de ferrita (F) con trazas de perlita (P). En cambio al ir aumentando la velocidad de enfriamiento la fase (P) va disminuyendo e inicia la aparición de la fase bainítica (Zw). Con velocidades de enfriamiento más rápidas se presenta una microestructura de F+Zw. Cabe mencionar que de acuerdo al diagrama CCT del acero API X60 es muy complicado obtener la fase martensita, lo cual es deseable, ya que se requieren para esto velocidades de enfriamiento prácticamente instantáneas.

Del mismo modo se observa en la Figura 4.4 (diagrama inferior) la evolución de fases en función al tipo de enfriamiento en porcentaje y su respectivo valor de dureza.

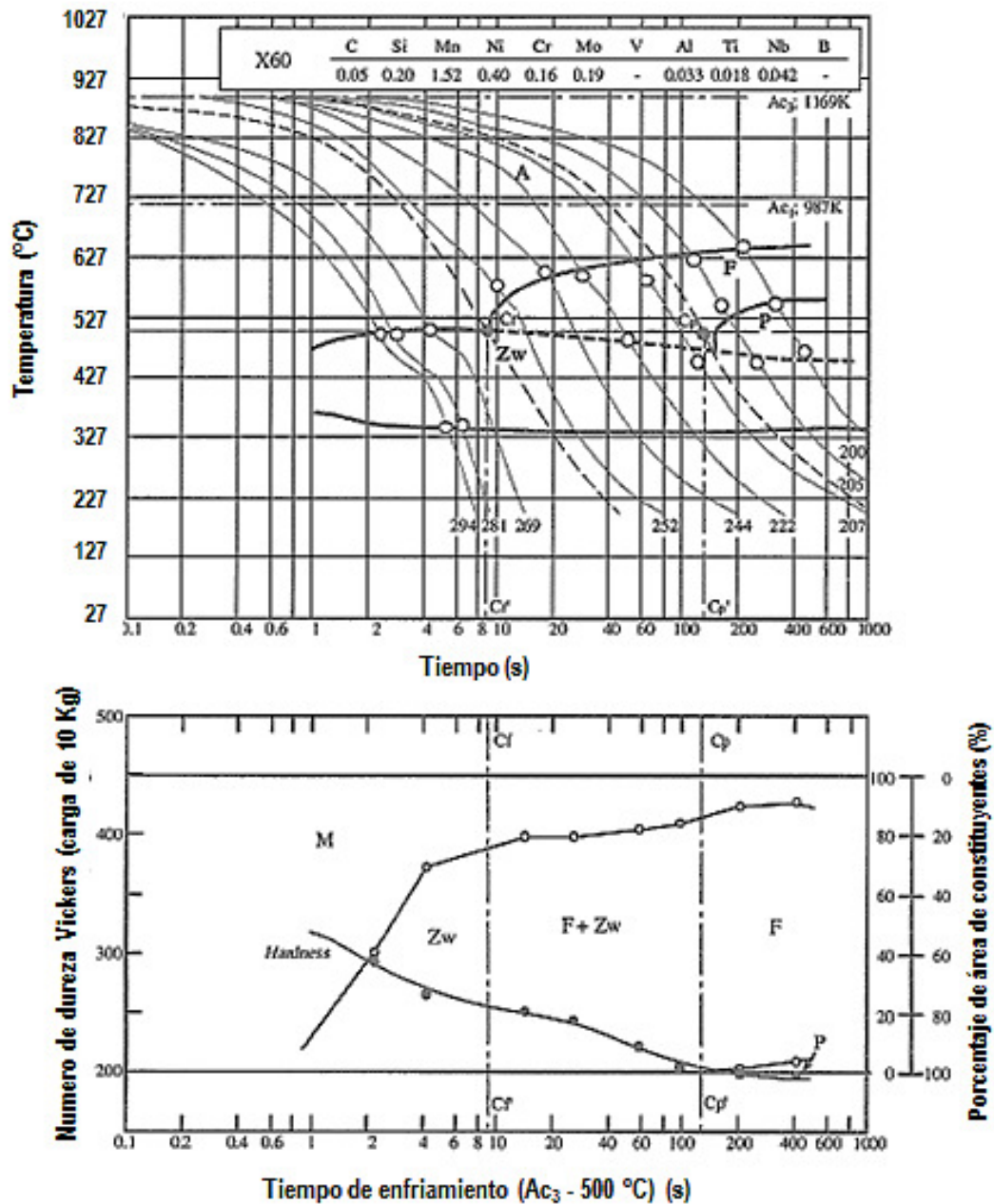


Figura 4.4 Diagrama CCT de acero API X60 (superior) diagrama de dureza y porcentaje de fases respecto al tiempo de enfriamiento (inferior)^[81]

En la Figura 4.5 se muestra una macrografía de las soldaduras realizadas, señalándose con , la posición del lugar donde fue tomada las metalografías

para el análisis de su microestructura, la cual se muestra en las Figuras 4.6 y 4.7.

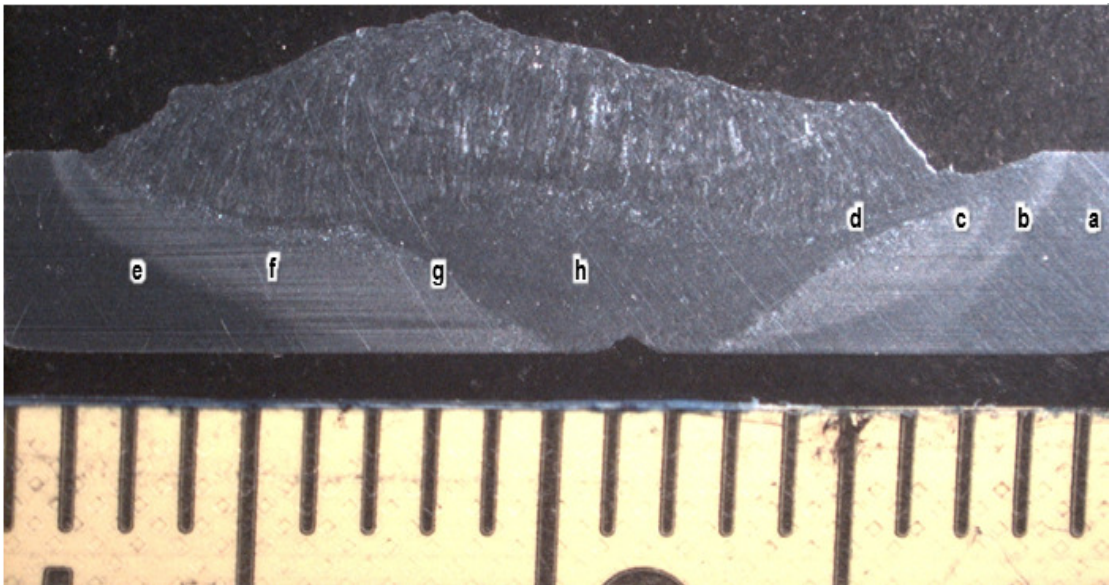


Figura 4.5 Macrografía de soldadura y metalografías de las diferentes zonas de la soldadura

En la Figura 4.6 se presentan las metalografías del cordón superior correspondientes a las zonas a) metal base, b) ZAC cercana al metal base, c) ZAC cercana al metal de soldadura y d) metal de soldadura.

Las microestructuras mostradas en la Figura 4.6 revelan que el metal base (Figura 4.6a) está compuesto de una matriz de ferrita con pequeñas islas de perlita y carburos dispersos de Nb, Ti y V. Microestructura característica de este tipo de aceros estructurales bajo carbono. En la primer zona afectada por el calor (Figura 4.5b), cercana al metal base, se tiene una variedad de ferritas con la presencia de perlita y bainita. En la segunda ZAC (Figura 4.5c), cercana a la soldadura, se aprecia una mayor proporción de bainita con ferrita widmanstätten. La soldadura (Figura 4.5d) presenta una estructura con mayor proporción de ferrita widmanstätten y bainita, como resultado de la alta velocidad de enfriamiento en esta zona.

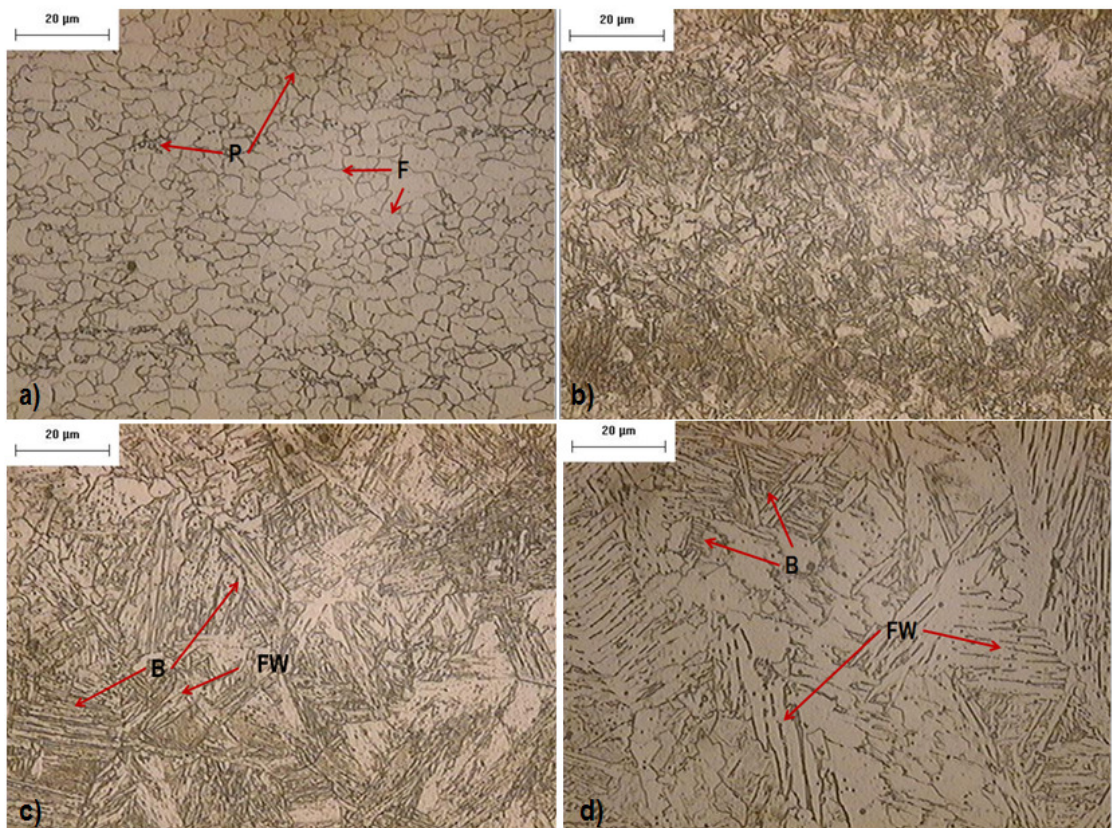


Figura 4.6 Metalografías obtenidas del cordón superior. a) Metal base; b) ZAC1; c) ZAC2; d) Metal de soldadura

En la Figura 4.7 se presentan las metalografías del cordón inferior correspondientes a las zonas d) metal base, e) ZAC cercana al metal base, f) ZAC cercana al metal de soldadura y g) metal de soldadura.

Las microestructuras mostradas en la Figura 4.7 revelan que el metal base (Figura 4.7e) se compone de una matriz de ferrita con pequeñas islas de perlita y carburos dispersos de Nb, Ti y V. En la primer zona afectada por el calor (Figura 4.7f), cercana al metal base, existe una variedad de ferritas con la presencia de perlita y se esperaría también trazas de bainita. En la segunda ZAC (Figura 4.7g), cercana a la soldadura, se aprecia una mayor proporción de bainita con ferrita widmanstatten y ferrita alotriomórfica. La soldadura (Figura 4.7h) presenta una matriz de ferrita con trazas de perlita.

La diferencia microestructural más notoria del cordón inferior con respecto al cordón superior, es principalmente en la zona de soldadura. Observándose que, al realizar un segundo depósito de metal fundido ocasiona infiere en la microestructura del cordón depositado con anterioridad, al conducirlo de nuevo a su temperatura de austenitización y permitiéndole un enfriamiento más lento que origina la obtención de fases compuestas por ferrita-perlita, lo cual se asemeja a lo obtenido en el metal base, como se observa en la Figura 4.7h.

Cabe mencionar que los aceros soldados a 10 y 15 m de profundidad presentaron un comportamiento microestructural muy semejante.

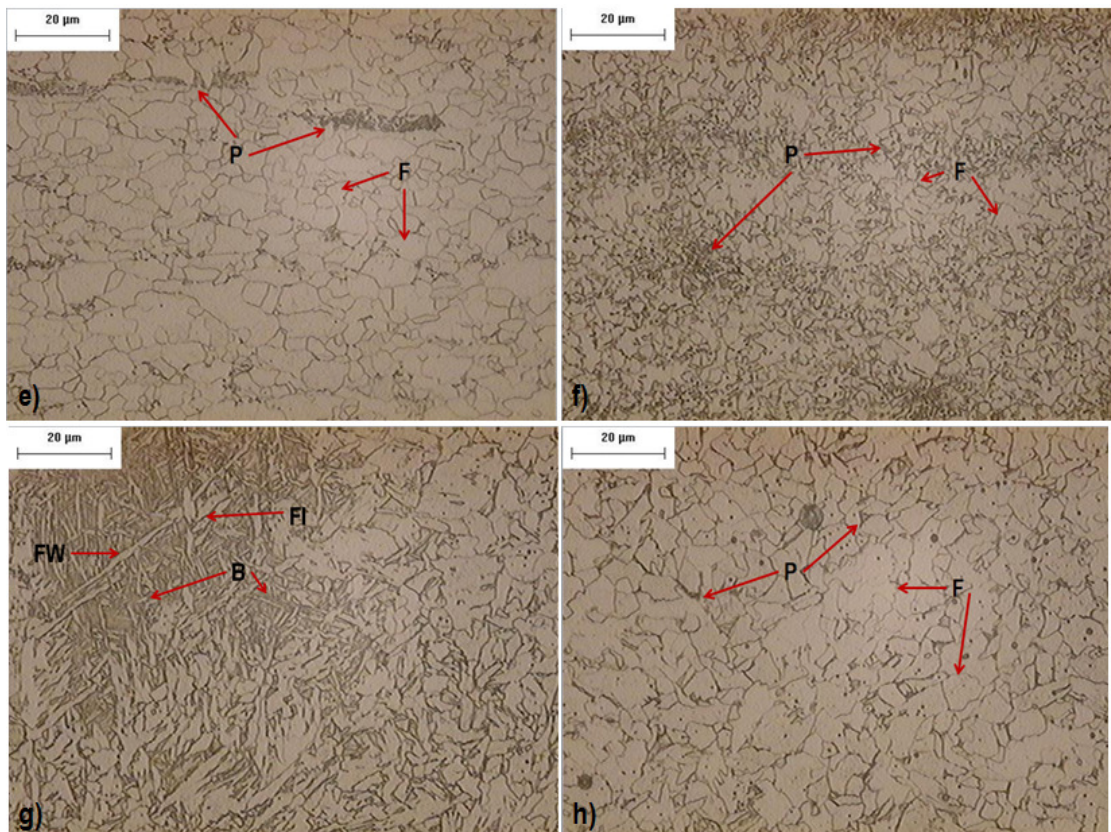


Figura 4.7 Metalografías obtenidas del cordón inferior. e) Metal base; f) ZAC1; g) ZAC2; h) Metal de soldadura.

En la Tabla 4.5 se muestra los valores obtenidos de las fases presentes en las probetas soldadas a 10 y 15 metros de profundidad del mar. Observándose que

la proporción de fases no presenta una variación significativa independientemente de la profundidad de soldadura. Se muestra que a medida se aproxima al cordón de soldadura la bainita aparece como consecuencia de la cercanía a un mayor calor de entrada del arco de soldadura.

Tabla 4.5 Fases de soldadura realizados a 10 y 15m de profundidad.

Zona	Fase (%)			Profundidad (m)
	Ferrita	Perlita	Bainita	
Metal Base	83.510	16.490		10
ZAC1	64.030	5.201	30.769	10
ZAC2	59.713		40.287	10
Metal Base	85.735	14.265		15
ZAC1	60.439	6.331	33.23	15
ZAC2	57.402		42.598	15

4.3 Resultados de esfuerzos residuales por DRX

En la Figura 4.5 y 4.6 se muestran los resultados obtenidos para la medición de los esfuerzos residuales por difracción de rayos X de las probetas soldadas a 10 y 15 metros respectivamente.

Los resultados de esfuerzos residuales mostrados en la Figura 4.5 varían dependiendo de la zona de la soldadura, encontrándose un mayor valor de esfuerzos residuales en la ZAC con respecto a las otras zonas, pero siempre de magnitud negativa, lo cual indica que estos son de esfuerzos de compresión.

A diferencia de los esfuerzos encontrados en las probetas soldadas a 10 metros, en las probetas realizadas a 15m se observa que en la ZAC se alcanzan valores más negativos con respecto al resto de las zonas. Esto, sugiere que se tiene la tendencia a aumentar la magnitud de los esfuerzos generados en esta área a medida que aumenta la profundidad bajo el mar durante la aplicación de soldadura.

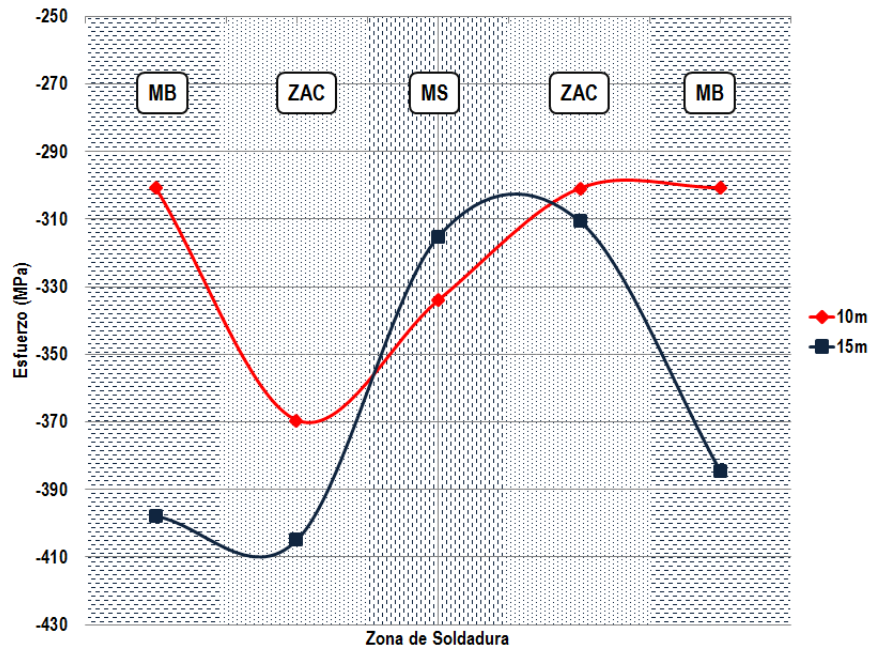


Figura 4.8 Distribución de esfuerzos residuales, medidos por medio de DRX, en soldaduras realizadas a 10 y 15 metros

4.4 Resultados de esfuerzos residuales por nanoindentación

En la Figura 4.7 se muestra un ejemplo de las indentaciones realizadas, con un desplazamiento del indentador de 1500 (4.6a) y 3500nm (4.6b).

En la indentación realizada a 3500nm (Figura 4.6b) se observa una mayor cantidad de apilamiento sobre los bordes de la indentación realizada (superficie en tonalidad rojiza). Siendo a este valor de desplazamiento, que tal efecto se presenta en mayor medida y para la mayoría de las indentaciones como consecuencia del bajo valor de dureza del material de prueba.

Por lo que se optó por descartar los resultados obtenidos de las pruebas realizadas con un desplazamiento de 3500nm, ya que el método de O&P no reproduce resultados confiables cuando se tiene una alta parencia de apilamiento.

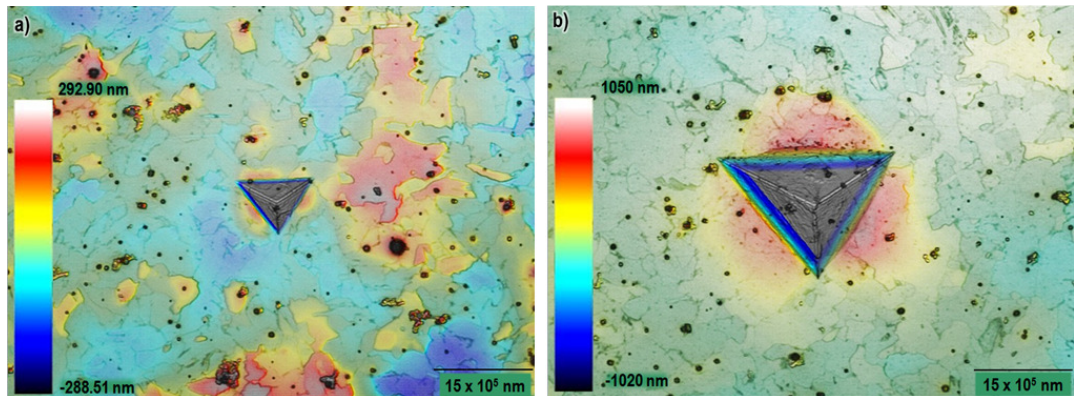


Figura 4.9 Indentaciones realizadas con un desplazamiento de: a) 1500nm; b) 3500nm

En la Figura 4.10 se muestra un ejemplo de las indentaciones realizadas en una de las probetas soldadas.

En la fila “a” (Figura 4.10) se muestran las indentaciones realizadas a 1500 nm y en la fila “b” las indentaciones con profundidad de 3500 nm, también se observa que las indentaciones abarcan las tres zonas de la soldadura (metal base, zona afectada por el calor y metal de soldadura).

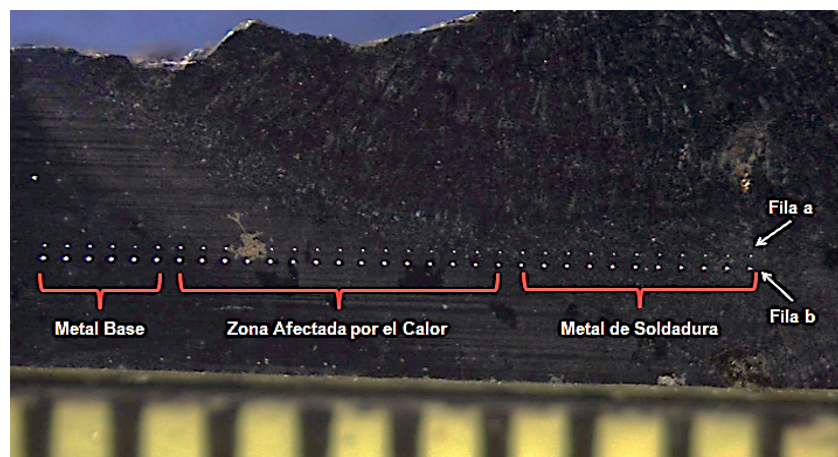


Figura 4. 10 Perfil de indentaciones sobre placa soldada

Figuras de la 4.11 a la 4.13 se muestran las curvas P-h promedio obtenidas en el metal base (MB), zona afectada por el calor (ZAC) y en el metal de soldadura (MS) respectivamente (ver Figura 4.7) de las probetas soldadas a 10 y 15 metros de profundidad bajo el mar, en base a las indentaciones con un

desplazamiento de 1500 nm, graficando la carga aplicada con respecto al desplazamiento del indentador para cada una de las indentaciones efectuadas. Mostrándose en línea de color verde las indentaciones realizadas en el metal base sin afectar (utilizado como referencia de cada prueba), en línea color azul las indentaciones realizadas en las probetas soldadas a 10 metros de profundidad bajo el mar y en línea de color rojo las indentaciones realizadas en las probetas soldadas a 15 metros de profundidad bajo el mar.

En primera estancia se observa que los esfuerzos presentes en las tres zonas de la soldadura son de compresión, ya que para los tres casos, se requirió una mayor carga en comparación al metal de referencia, por lo cual, la curva obtenida en la placa soldada se desplazó hacia arriba de la curva de referencia.

Para el caso de las curvas del metal base en las probetas soldadas a 10 y 15 metros (Figura 4.11) se obtuvieron valores muy semejantes de carga entre estas (127mN), registrándose una diferencia en comparación al metal de referencia, del 19%.

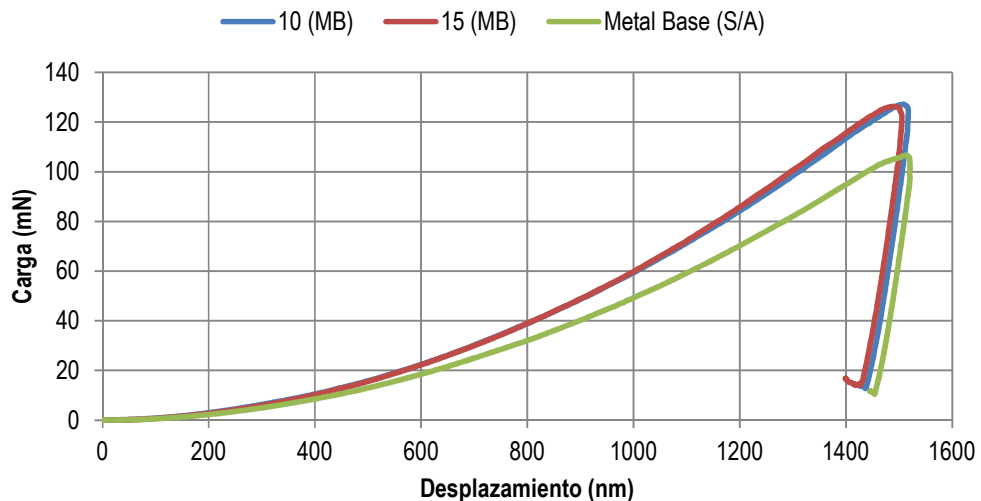


Figura 4.11 Curvas P-h de muestra de referencia y de metal base de probetas soldadas a 10 y 15m

En cambio, la zona que presentó una mayor magnitud de carga en comparación a las otras zonas de la soldadura, fue la ZAC (Figura 4.12),

atribuyéndose este aumento de carga a la mayor presencia de bainita y a las deformaciones plásticas no uniformes generadas en esta zona por efecto del calor inducido al material por el arco de soldadura.

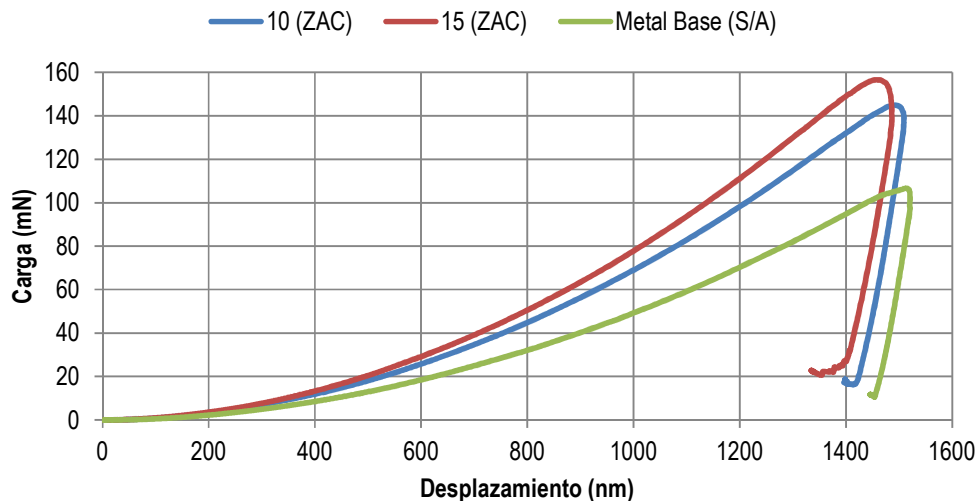


Figura 4.12 Curvas P-h de muestra de referencia y de ZAC en probetas soldadas a 10 y 15m.

Siendo aun mayor esta diferencia de carga en la ZAC para las probetas soldadas a 15 metros al mostrar una diferencia con respecto al metal de referencia del 46.76%, con una carga cercana a los 160mN. Mientras que las probetas soldadas a 10 metros registraron una diferencia del 35.86% con respecto al metal de referencia.

En lo que se refiere al metal de soldadura (Figura 4.13), se obtuvo una mayor carga para las probetas soldadas a 15 metros de profundidad, alcanzando 144.46 mN, lo que representa una diferencia del 35.42% con respecto al metal de referencia. Mientras que para las soldaduras realizadas a 10 metros de profundidad se registró una carga de alrededor de 124.85 mN, significando una diferencia del 17.04% con respecto al metal de referencia.

Para más detalle en el anexo 2 se muestran las curvas P-h promedio de cada una de las probetas realizadas para esta investigación.

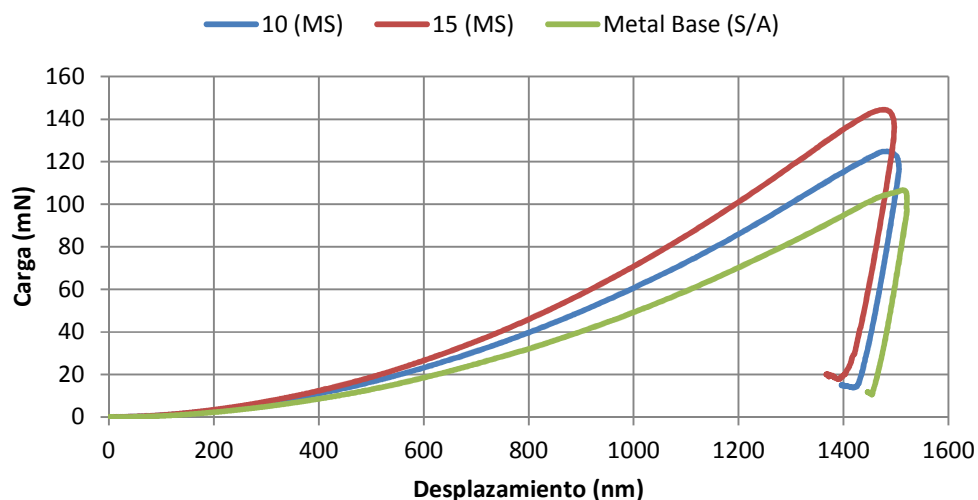


Figura 4.13 Curvas P-h de muestra de referencia y de metal de soldadura en probetas soldadas a 10 y 15m.

Obteniendo el tipo de esfuerzo residual, se procedió a la medición del área de contacto en base a cuatro tipos de calibraciones.

En el primer tipo de calibración, se utilizó directamente la medida del área de contacto obtenida por el método de O&P de la huella del metal de referencia. La segunda calibración se realizó midiendo del área de contacto, de la huella del metal de referencia, a través de un microscopio óptico. En la tercera calibración se utilizaron las áreas de contacto del metal base, de la misma probeta soldada, medidas mediante el programa Axion Vision. Y como cuarta calibración se realizó el mismo procedimiento que el punto anterior pero, las mediciones del área de contacto se realizaron por medio de los contornos de la imagen a través del programa OriginPro.

En la Tabla 4.6, se muestran los valores obtenidos de los esfuerzos residuales en base a los cuatro tipos de calibraciones, para las tres zonas de las probetas soldadas a 10 y 15 metros de profundidad bajo el mar.

De acuerdo a los datos obtenidos en la Tabla 4.6, se optó por tomar el método de calibración número tres, ya que los demás tipos de calibración registraban

valores de esfuerzos muy elevados y el método de calibración número tres tomaba valores más cercanos a los obtenidos por DRX (Figura 4.5). Siendo la sobrestimación de los valores obtenidos por los demás métodos de calibración, consecuencia del apilamiento presente en las indentaciones y al mal cálculo del área de contacto.

Tabla 4.6 Medición de esfuerzos residuales de acuerdo a los cuatro tipos de medición del área de contacto

Profundidad de soldado	Zona	Esfuerzo Residual (MPa)			
		Calibración 1	Calibración 2	Calibración 3	Calibración 4
10m	MS	-555.084277	-499.781228	-133.507113	-129.176823
	ZAC	-877.524873	-790.097066	-472.899527	-536.236707
	MB	-491.423224	-442.462726	-42.8811875	18.8597315
15m	MS	-910.440537	-819.733342	-509.559146	-768.083166
	ZAC	-1072.01156	-965.207039	-689.507875	-913.726741
	MB	-482.021759	-433.997929	-32.410363	-64.1829279

En la Figura 4.14 se grafica el esfuerzo residual con respecto a la zona de soldadura, en base a la calibración número tres.

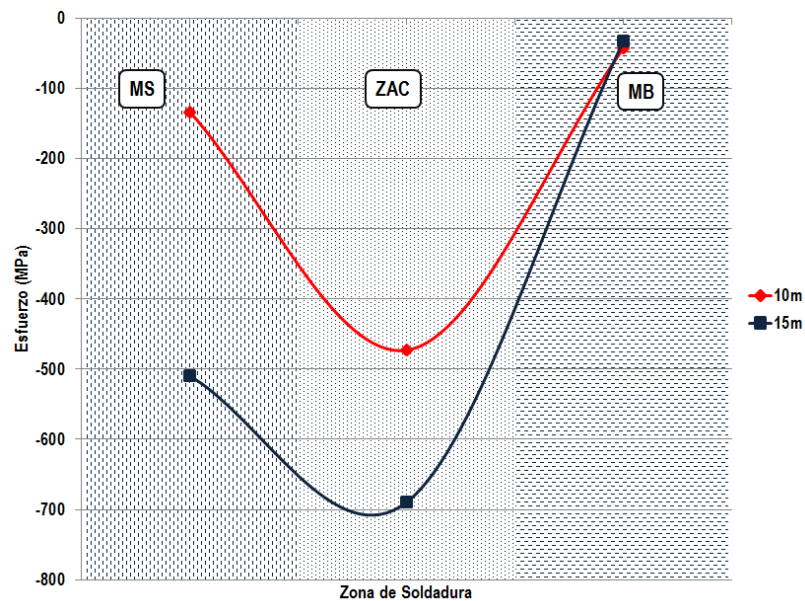


Figura 4.14 Distribución de esfuerzos residuales, medidos por medio de nanoindentación, en soldaduras realizadas a 10 y 15 metros

En la distribución de los esfuerzos residuales mostrada en la Figura 4.14, se presentan esfuerzos de tipo compresión en las tres zonas de la soldadura registrándose el valor más negativo en la ZAC, tanto para soldadura realizada a 10 metros como para las soldaduras realizadas a 15 metros de profundidad bajo el mar.

4.5 Resultados de esfuerzos residuales por ultrasonido

En la Tabla 4.7 se muestran los valores obtenidos del cambio de velocidad en función al cambio de temperatura con su correspondiente esfuerzo térmico.

Los datos fueron obtenidos a partir del proceso de calentar una placa de acero API 5L X65 desde la temperatura ambiente (21°C) hasta una temperatura de 110°C, siendo este rango de temperatura en el cual comúnmente se reporta la obtención de la constante acústica elástica^[55]. Y a partir de esta información, se realizó el cálculo del esfuerzo térmico correspondiente a cada temperatura mediante la ecuación (1).

Tabla 4.7 Datos de velocidad y esfuerzo en función del cambio de temperatura

Temperatura (°C)	Velocidad (mm/μs)	Esfuerzo (MPa)
21	56.93	0
60	53.69	98.28
70	50.80	123.48
80	48.56	148.68
90	44.62	173.88
110	42.06	224.28

En la Figura 4.12 se grafica el cambio que presenta la velocidad de la onda ultrasónica por efecto de un esfuerzo térmico. Observándose que a medida que aumenta el esfuerzo térmico la velocidad de la onda ultrasónica va disminuyendo.

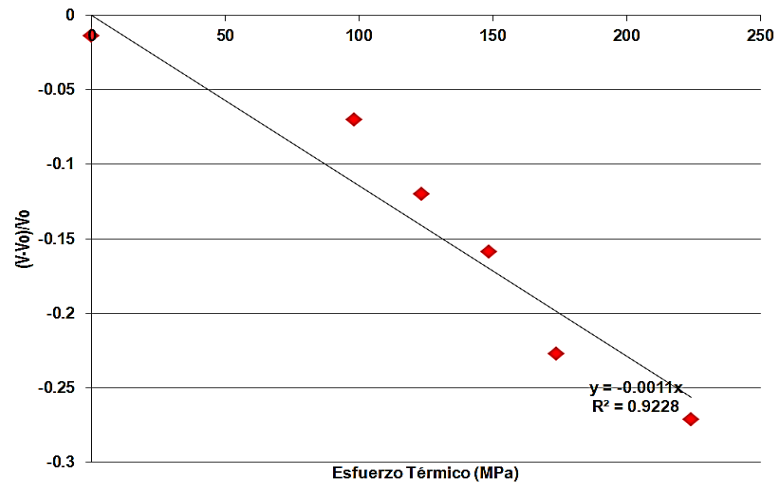


Figura 4.15 Relación entre el cambio de la velocidad de la onda y el esfuerzo térmico

Determinándose mediante un análisis de regresión, que la relación funcional entre las dos variables ($\Delta V/V_0$ y Esfuerzo térmico) es de forma lineal, obteniéndose la ecuación (21)

$$y = -0.0011x \quad (21)$$

Con lo que se deduce, que la constante acústico-elástica del material empleado para esta investigación es $K = -0.0011MPa^{-1}$.

En la Figura 4.16 se muestra las señales de ultrasonido obtenidas en una pantalla A-Scan, donde se grafica la frecuencia de la señal contra el tiempo vuelo.

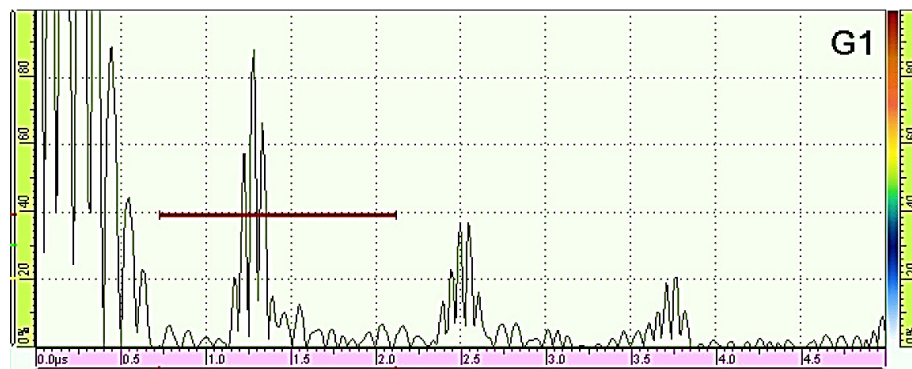


Figura 4.16 Pantalla A-Scan que muestra las señales de ultrasonido obtenidas en las piezas de trabajo

Por lo que el tiempo de vuelo fue estimado a partir de la diferencia del tiempo entre el primer y segundo eco generado en la pieza de trabajo.

En la Figura 4.17 se grafica la variación del tiempo de vuelo promedio de las probetas realizadas a 10 y 15 metros de profundidad, en comparación al tiempo de vuelo que se presenta en el metal base de referencia.

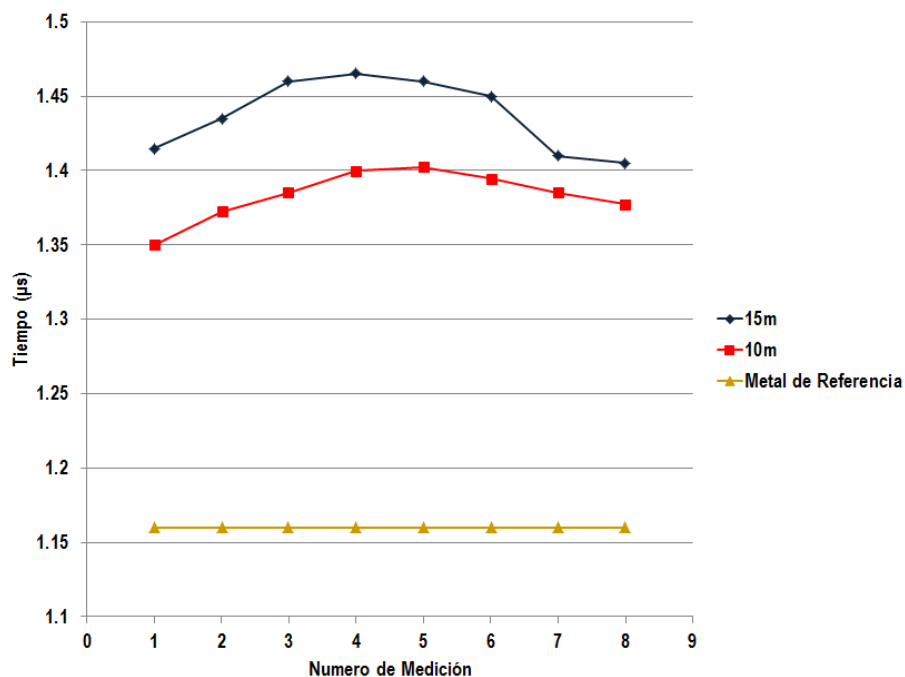


Figura 4.17 Variación del tiempo de vuelo de las probetas soldadas a 10 y 15m de profundidad en comparación al metal base de referencia

La variación del tiempo de vuelo de las probetas soldadas a 10 y 15 metros, presentan un comportamiento semejante, el cual va aumentando a medida que se acerca al metal de soldadura. Siendo este tiempo de vuelo siempre mayor al registrado para el metal base al incrementarse en las probetas soldadas a 15 metros $0.28 \mu\text{s}$ más, mientras que en las soldaduras realizadas a 10 metros este tiempo se incrementa $0.22 \mu\text{s}$.

En cambio al comparar el tiempo de vuelo registrado entre las soldaduras realizadas a 10 y 15 metros de profundidad bajo el mar, las probetas soldadas

a 15 metros registran un mayor tiempo de vuelo con una diferencia de aproximadamente $0.05 \mu s$.

Siendo este cambio en el tiempo de vuelo, consecuencia de los esfuerzos térmicos inducidos en las piezas de trabajo.

En la Figura 4.18 se grafica el esfuerzo residual respecto a la zona de medición en la soldadura realizadas a 10 y 15 metros de profundidad bajo el mar.

El comportamiento mostrado en la Figura 4.18 revela un incremento de 50 MPa en magnitud en las soldaduras realizadas a 15 metros de profundidad, en comparación con las magnitudes encontradas en las probetas realizadas a 10 metros.

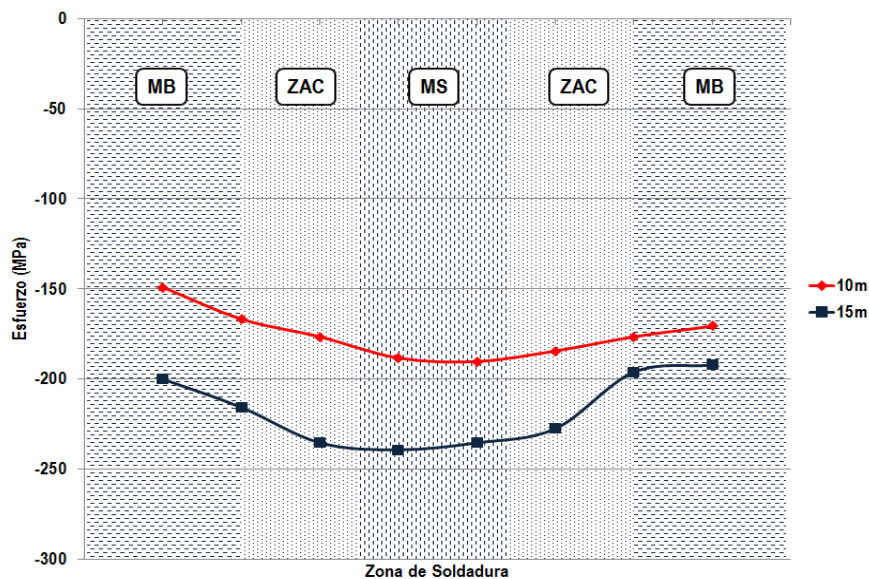


Figura 4.18 Distribución de esfuerzos residuales, medidos por medio de ultrasonido, en soldaduras realizadas a 10 y 15 metros

En ambas soldaduras presentan el mismo patrón de esfuerzos residuales. Con un aumento de su magnitud a medida que se acerca al centro de la soldadura, registrándose valores cercanos a los -200 MPa en las soldaduras realizadas a 10 metros y -250 MPa en las soldaduras realizadas a 15 metros, como se observa en la Figura 4.18

5 ANÁLISIS DE RESULTADOS

Las microestructuras obtenidas en las soldaduras submarinas soldadas a 10 y 15 metros, no reflejan un cambio significativo por efecto de la profundidad, quedando en acuerdo con lo mostrado en el trabajo de S. Ibarra et al^[16], al reportar que a bajas profundidades se tiene la presencia de ferrita pre-eutectoide.

En la Figura 5.1 se muestra el efecto que tiene la profundidad sobre la microestructura de las soldaduras submarinas, presentando el porcentaje de fases correspondiente a la profundidad o presión de interés.

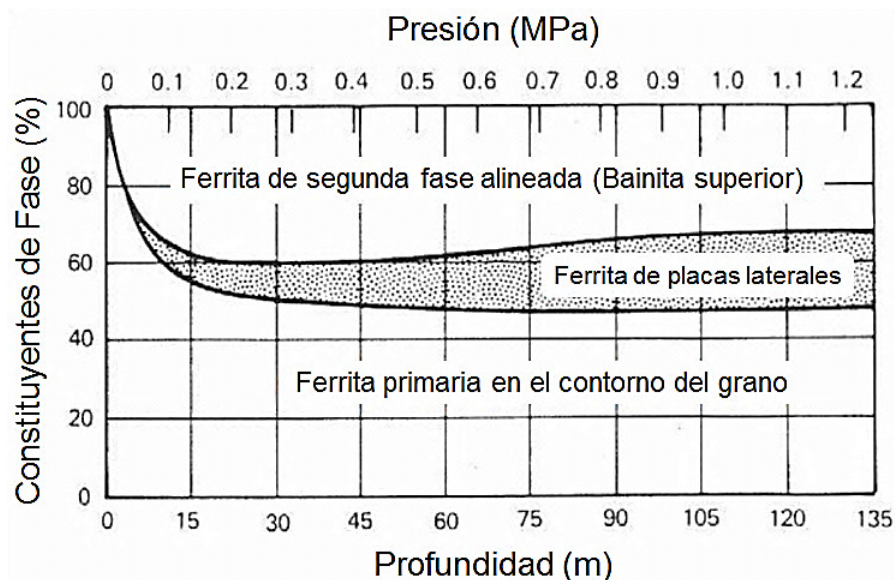


Figura 5.1 Variación de la cantidad de constituyentes microestructurales del cordón de soldadura debido a la profundidad de soldado^[16]

Ya que las soldaduras realizadas durante esta investigación se hicieron en un rango muy cercano de profundidad, no existió un cambio considerable en la microestructura, el cual se hubiera visto reflejado de mejor forma a una mayor profundidad.

Por lo tanto, la microestructura de las soldaduras submarinas, va a estar en función principalmente del contenido oxígeno, carbono y de los elementos aleantes presentes^[16].

En lo referente a la medición de esfuerzos residuales obtenido por las tres técnicas de medición (DRX, Nanoindentación y Ultrasonido), presentan un semejante patrón en comportamiento y tipo de esfuerzo residual. Siendo este último diferente a lo que se reporta en la literatura, al presentar esfuerzos de compresión en la zona de metal de soldadura y ZAC. Sin embargo, cuando se trata de la medición de esfuerzos residuales en tuberías y conductos, esto resulta ser más complejo por presentar un comportamiento diferente, en comparación a lo realizado en placas planas; ya que en geometrías cilíndricas se tiene la formación de altos niveles de esfuerzos residuales de tensión localizados en la región soldadura-ZAC de la parte interior de la superficie, mientras que en la superficie exterior se presentan esfuerzos de compresión^[82, 83].

Esta variación sobre las tensiones entre la superficie interna y externa de las paredes del tubo, es consecuencia del enfriamiento del cordón de la soldadura que ocasiona una contracción alrededor del tubo, generando una fuerza en dirección circunferencial cuyo efecto es similar al de un torniquete^[83, 84].

Destacándose que esta contracción implica la generación de esfuerzos residuales axiales de forma semejante a una simple flexión lineal, conforme a lo mostrado en la Figura 5.2, observándose la presencia de tensiones residuales

axiales de compresión en la superficie externa y de tensiones axiales de tensión en la superficie interna.

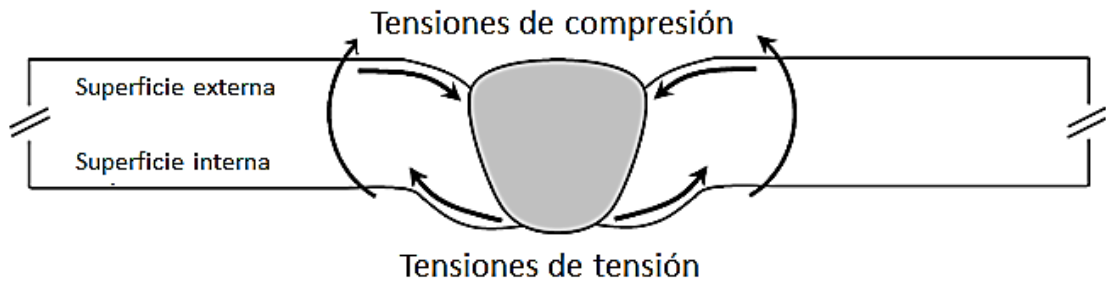


Figura 5.2 Comportamiento de los esfuerzos residuales axiales debido al efecto torniquete alrededor del tubo^[83]

Deduciéndose que las mediciones realizadas durante esta investigación se llevó acabo sobre la superficie externa, obteniéndose así, esfuerzos de compresión en las tres zonas de las soldaduras.

Para evaluación de los niveles de tensiones residuales de esta investigación, se considera lo reportado en la literatura^[84, 85], suponiendo que la distribución de tensiones residuales axiales a lo largo de espesor, presentan un comportamiento lineal, es decir el módulo de tensiones residuales en la superficie interna será el mismo valor de tensiones medidas en la superficie externa.

Mostrándose en las Figuras 5.3 a la 5.5 los nuevos gráficos de distribución obtenidos por las tres técnicas de medición utilizadas en esta investigación, y registrándose los valores de esfuerzos residuales obtenidos tanto en la superficie externa como interna

En la Figura 5.3 se muestra la distribución de esfuerzos residuales medidos a través de DRX. Observándose que en las tres zonas de la soldadura se presenta esfuerzo de tensión, con un aumento de su magnitud en la ZAC tanto para las soldaduras realizadas a 10 como a 15 metros de profundidad bajo el mar.

También se percibe una diferencia significativa en magnitudes entre las dos zonas afectadas por el calor, mostrándose del lado derecho del gráfico un valor menor que la ZAC presente al lado izquierdo del gráfico; atribuyéndose principalmente a la cercanía entre zonas donde fue realizada la medición.

Estableciéndose que la medición en la ZAC del lado derecho se realizó con una mayor cercanía al metal base sin afectar, mientras que la ZAC realizada del lado izquierdo se realizó más cerca al cordón de soldadura.

En lo que respecta a las magnitudes registradas para el metal base, se obtuvo un valor muy semejante para cada probeta, pero la magnitud fue más elevada para la soldadura realizada a 15 metros de profundidad.

Mientras que en el cordón de soldadura se obtuvieron valores muy cercanos entre las dos profundidades de soldado.

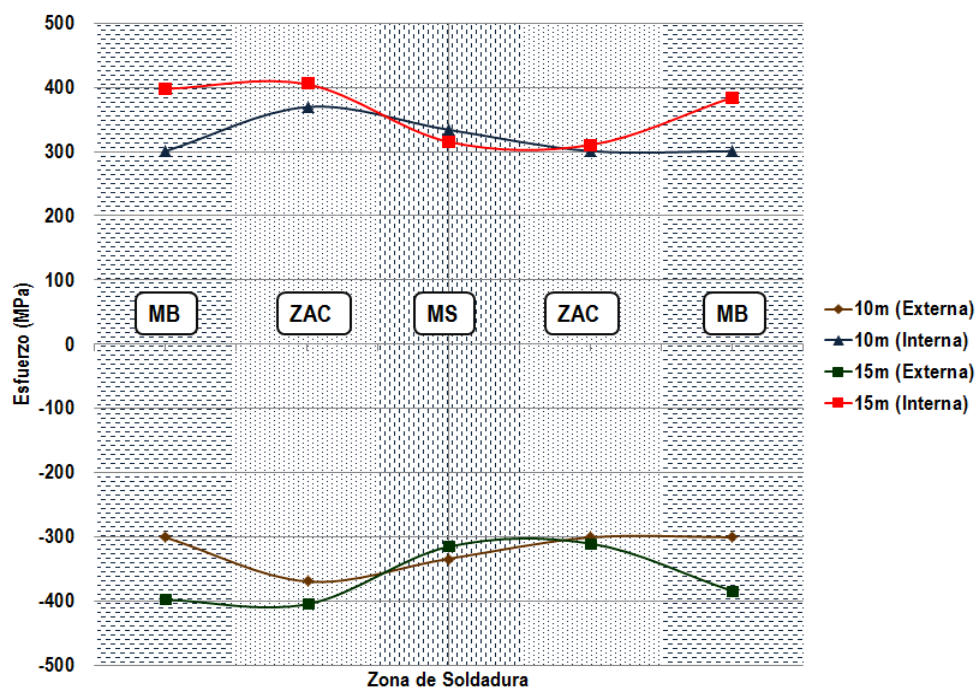


Figura 5.3 Distribución de esfuerzos residuales medidos por medio de DRX en soldaduras realizadas a 10 y 15 metros

En la Figura 5.4 se observan los valores obtenidos por la técnica de nanoindentación, mostrando un comportamiento similar al obtenido por DRX, pero con magnitudes mayores.

Reportándose en la literatura^[65] que estas discrepancias pueden atribuirse al cálculo indirecto de la curva de referencia y a la determinación aproximada de la relación del esfuerzo. Sumado a esto, se tiene^[76] que las diferencias de direccionalidad del esfuerzo pueden afectar de igual forma, ya que se asume a la soldadura como un plano en estado equibiaxial, en donde la real distribución de los esfuerzos tanto longitudinales como transversales, cercanos a la soldadura se presenta de diferentes magnitudes y signos.

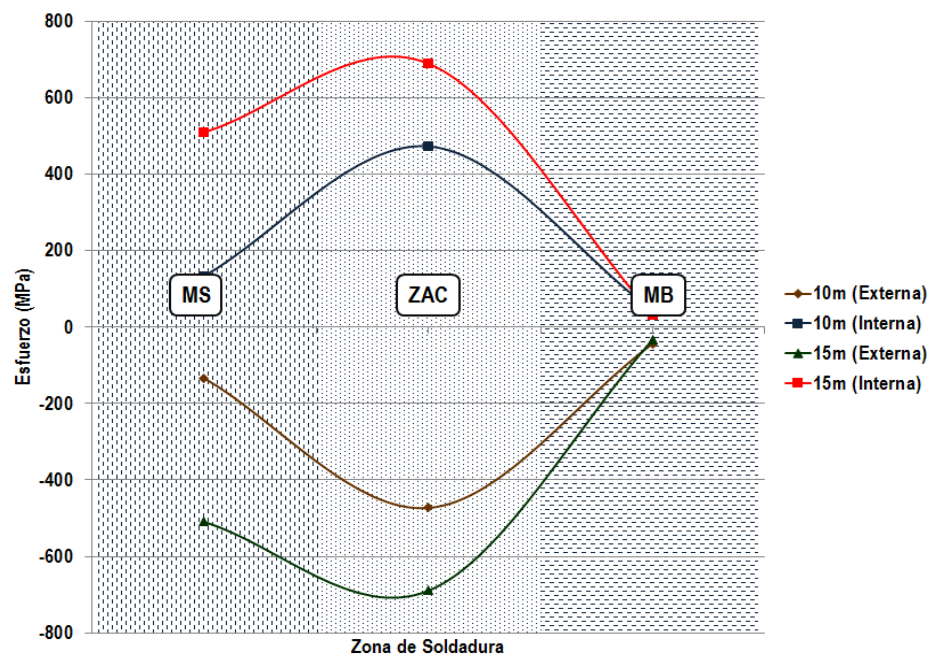


Figura 5.4 Distribución de esfuerzos residuales medidos por medio de nanoindentación en soldaduras realizadas a 10 y 15 metros

Por otro lado, al presentarse una relación entre el módulo de elasticidad y el límite de fluencia de 0.52 en el material de prueba, se generan problemas de apilamiento, promoviendo a la sobrestimación de los valores de esfuerzos residuales obtenidos por nanoindentación.

Mostrándose así algunas de las limitantes de este método, para la estimación de esfuerzos residuales sobre aceros de bajo contenido de carbono.

En la Figura 5.5 se observan los valores obtenidos de la distribución de esfuerzos residuales por medio de ultrasonido, mostrando un patrón de comportamiento similar al de las anteriores técnicas, al aumentar el valor del esfuerzo a medida que nos acercamos al cordón de soldadura. Sin embargo también muestra una discrepancia en cuestión de las magnitudes obtenidas, asemejándose más a los valores obtenidos por DRX.

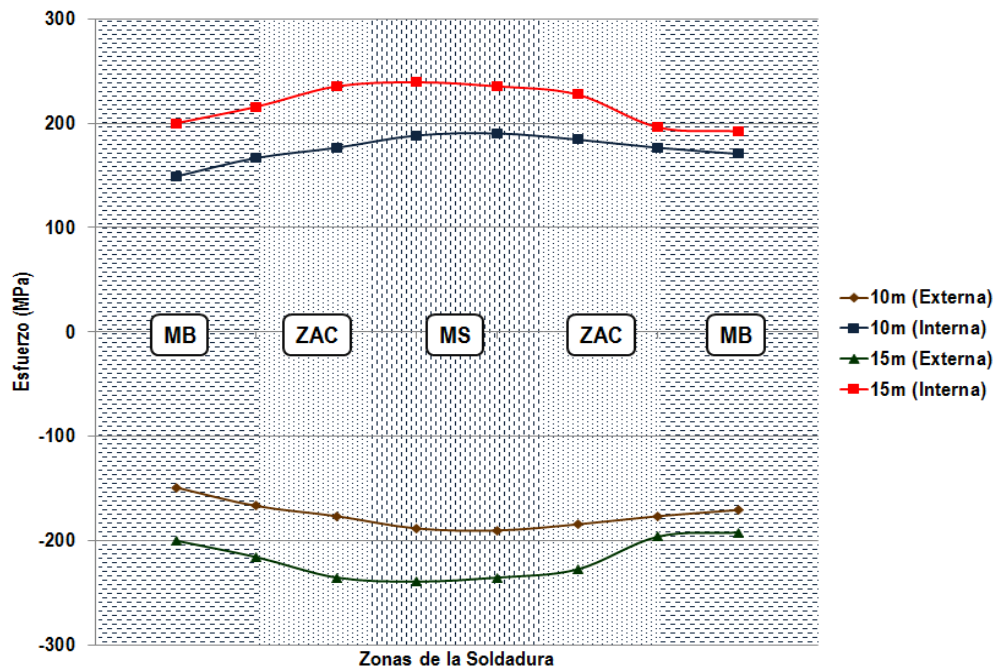


Figura 5.5 Distribución de esfuerzos residuales, medidos por medio de ultrasonido en soldaduras realizadas a 10 y 15 metros

Atribuyéndose estas diferencias en magnitud a que por este método se obtienen una suma de los esfuerzos presentes a través del espesor del material, de manera transversal y longitudinal. Por lo que se complica la comparación de este método con otros métodos de medición de esfuerzos residuales^[40].

Otro factor que puede afectar durante la medición de las probetas por ultrasonido es que al tener un espesor muy pequeño se puede producir reverberación, lo que significa una ligera permanencia del sonido una vez que se ha dejado de emitir, modificando la forma de la onda creando un desfaseamiento del tiempo de vuelo, lo cual provoca la sobrestimación del valor de esfuerzo^[18].

En la Figura 5.6 se muestra la distribución de esfuerzos residuales promedio en las tres zonas de las soldaduras, realizadas a 10 y 15 metros de profundidad; observándose los resultados mostrados por las tres técnicas de medición (DRX, indentación y UT).

Del mismo modo fue graficado (Figura 5.6) el valor del esfuerzo de cedencia (línea de color rojo) y el valor del último esfuerzo a la tensión (línea color negro) del material de prueba.

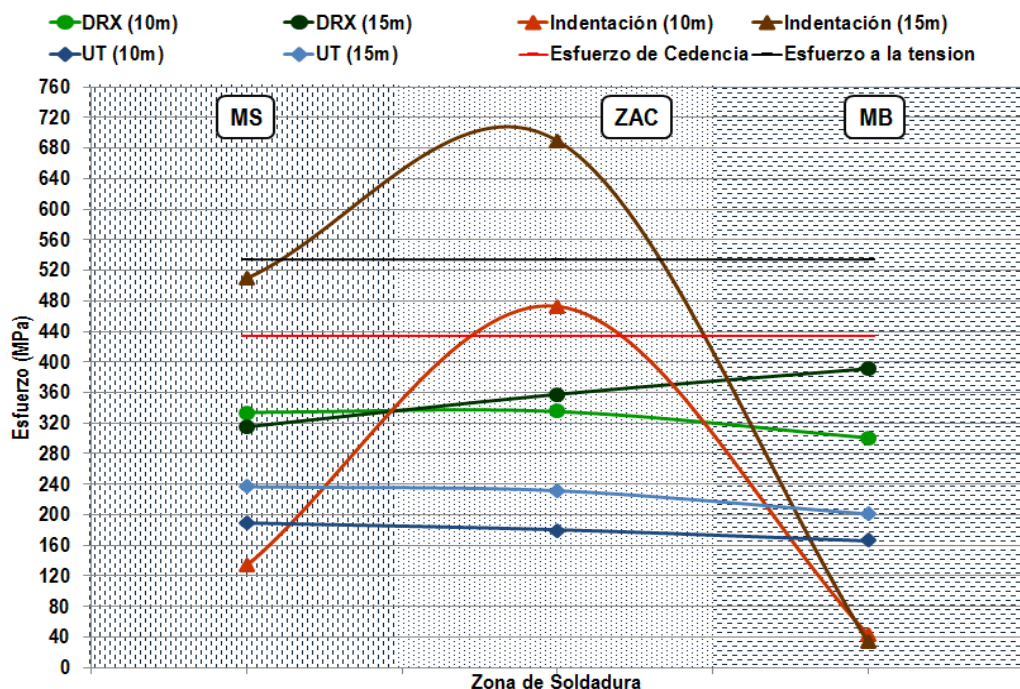


Figura 5.6 Distribución promedio de esfuerzos residuales por medios de DRX, indentación y UT

En primer plano se tiene que la técnica de DRX registra valores intermedios, de 280 a 400 MPa, que con tales valores el material no presentaría un riesgo a deformarse plásticamente o a fracturar.

Para el caso de UT registra valores más bajos, de 160 a 240 MPa, pero cercanos a los obtenidos por DRX. Tales valores se encuentran también por debajo de las magnitudes de falla del material.

Sin embargo, al observar los valores obtenidos por indentación se tiene que, para la curva de las soldaduras realizadas a 10 metros de profundidad, ésta alcanzaría valores que superan al punto de cedencia del material. En cambio para las probetas soldadas a 15 metros de profundidad, se alcanzarían valores que superan la resistencia a la tensión del material.

Destacando de todo esto, la variabilidad de cada método así como la sobrestimación de los valores obtenidos por la técnica de indentación instrumentada.

6 CONCLUSIONES

En base a la experimentación desarrollada durante este proyecto de investigación se llegaron a las siguientes conclusiones:

- El desarrollo de soldaduras submarinas a bajas profundidades no presenta tener un efecto significativo sobre la microestructura del acero API 5L-X65 al conservar prácticamente la misma cantidad y tipo de fase en las tres zonas de la soldadura, al variar de 10 a 15 metros la profundidad de prueba.
- La deposición de un segundo cordón de soldadura trae consigo un cambio microestructural. Promoviendo la formación de fases como ferrita y perlita.
- La presencia de fases duras y quebradizas, como la martensita, en la microestructura final de la soldadura de aceros API 5L-X65 es nula, debido principalmente al bajo contenido de carbono en el material.
- Las técnicas de difracción de rayos X, indentación instrumentada y ultrasonido concuerdan de manera semejante con una distribución de los esfuerzos residuales a lo largo de la soldadura. Atribuyéndose las discrepancias en las magnitudes obtenidas, a las limitantes de cada método y a la dirección en el que toma el esfuerzo medido, así como también a la forma en llevar a cabo su calibración.
- La técnica de indentación instrumentada cumple con el perfil de distribución de esfuerzos pero presenta la mayor diferencia en magnitud en comparación a las técnicas de difracción de rayos X y ultrasonido a consecuencia del alto grado de apilamiento, generado sobre las huellas de la indentación.

- El valor de esfuerzo residual encontrado en todas las zonas del cordón de soldadura es menor al esfuerzo de cedencia (27-45%) y de ruptura (38-53%) del material base, en la cuantificación realizada por DRX y UT. No ocurriendo lo mismo con lo obtenido por indentación instrumentada al superar los valores de falla del material, debido a la sobrestimación de su magnitud.
- La profundidad de soldado no presenta un efecto significativo sobre la generación de esfuerzos residuales, sin embargo, la magnitud de los esfuerzos registrados en las probetas soldadas a 15 metros de profundidad siempre se mostró mayor a los esfuerzos registrados para las probetas realizadas a 10 metros. Lo cual, sugiere que se tiene una posible tendencia a aumentar el esfuerzo residual generado a medida que aumentamos la profundidad de soldado.
- La técnica de ultrasonido resulta ser la herramienta más viable para la medición de esfuerzos residuales en ambientes submarinos, al no requerir una preparación muy exhaustiva de la superficie a examinar, además de aprovechar el agua del entorno como medio acoplante para una mejor transferencia de las ondas disminuyendo la probabilidad de error para una superficie rugosa y aumentando su sensibilidad de detección; permitiendo poder examinar piezas de una forma más rápida y económica, en comparación a las demás técnicas de medición de esfuerzos residuales.

7 TRABAJO FUTURO

Desarrollar un mayor número de pruebas a mayor profundidad que permita desarrollar un diseño de experimentos más completo para poder establecer un modelo, el cual, permita predecir la cantidad de esfuerzos residuales generados de acuerdo a la profundidad de soldado.

Desarrollar pruebas a través de cámaras hiperbáricas, simulando diferentes profundidades y comparando con lo obtenido de manera in-situ.

Establecer modelaciones matemáticas (elemento finito) de los fenómenos que se involucran durante el proceso de soldadura submarina, como son las transferencias de calor, deformaciones, entre otros. Efectuando un número mayor de pruebas e involucrando un mayor número de variables.

8 BIBLIOGRAFÍA

- [1] Equipo Editorial de Petróleo Internacional, «México: ¿Pais petrolero en crisis?,» *Petroleo Internacional*, pp. 20-24, Marzo 2010.
- [2] Richardson, Ian M; Woodward, Neil J; Billingham, John, «Deepwater Welding for Installation and Repair – A Viable Technology?,» *International Offshore and Polar Engineering Conference*, pp. 295-302, 2002.
- [3] Equipo Editorial de Petróleo Internacional, «Aguas ultraprofundas: ¿la última frontera promisoría?,» *Petróleo Internacional*, nº 2, pp. 18-22, Agosto 2010.
- [4] PEMEX, «Boletin No.54,» de *Anuncia el presidente Calderón el primer descubrimiento de crudo en aguas profundas del Golfo de México*, 2012.
- [5] PEMEX, «Boletin No.66,» de *Anuncia PEMEX nuevo descubrimiento de petróleo en aguas profundas*, 2012.
- [6] Yelbay, H; Cam, Ibrahim ; Hakan, C, «Non-destructive determination of residual stress state in steel weldments by Magnetic Barkhausen Noise technique,» *NDT&E International*, p. 29–33, 2009.
- [7] Cuixiang, Pei; kazuyuki, Demachi, «Numerical Simulation of Residual Stress Measurement with Acoustic Wave,» *E-Journal of Advanced Maintenance*, vol. 2, pp. 160-167, 2010-2011.
- [8] Duffus, A; Queiroz, A; Perdomo, L; Pereira, E; Quintana, R; Rodríguez, M, «Caracterización Metalográfica de Depósitos de Soldadura Subacuática

Mojada,» 06 Noviembre 2008.

- [9] Antonov, V; Tolstov, D; Yakovlev, S, «Comparison of Methods of Residual-Stress Measurement,» *Chemical and Petroleum Engineering*, vol. 43, pp. 181-184, 2007.
- [10] Osadchuk, V; Banakhevych, Yu; Ivanchuk, O, «Determination of the Stressed State of Main Pipelines in the Zones of Circular Welds,» *Materials Science*, vol. 42, nº 2, pp. 256-262, 2007.
- [11] C. Morales, 2012 Febrero 22. [En línea]. Available: http://academiadeingenieriademexico.mx/archivos/v_congreso/petroleo/ing_carlos_morales_gil-aguas_profundas.pdf. [Último acceso: 13 abril 2012].
- [12] Lizunkova, Y; Klotz, T; Wolyniec, J; Bach A, «Development of filler wire for underwater welding as a repair tool for adaptation on AUV,» *OCEANS 2009 - EUROPE*, 2009.
- [13] P. Keenan, Thermal Insulation of Wet Shielded Metal Arc Welds, Massachusetts, 1993.
- [14] Łabanowski, J; Fydrych, D; Rogalski, G, «Underwater Welding – A Review,» *Advances in Materials Science*, vol. 8, nº 3, Diciembre 2008.
- [15] D. Manning, Analysis of Underbead Cracking in Underwater Wet Weldments on A516 Grade 70 Steel, 1998.
- [16] Ibarra, S; Grubbs, E; Liu, S, «State of the Art and Practice of Underwater Wet Welding of Steel,» de *Underwater Welding of Marine Structures*, 1994.
- [17] Brown, J; Staub, A; Masubuchi, K, «Fundamental Study Underwater Welding,» *Offshore Technology Conference*, 1972.
- [18] Meza, J; Franco, E; Farias, M; Buiocchi, F; Souza, R; Cruz, J, «Medición del módulo de elasticidad en materiales de ingeniería utilizando la técnica de indentación instrumentada y de ultrasonido,» *Revista de Metalurgia*, vol. 44, nº 1, pp. 52-65, 2008.

- [19] Toshimichi, Fukuoka; Shinji, Fukui, «Analysis for Cooling Process of Underwater Welding Comparison with Welding in Air,» *Bulletin of the M.E.S.J.*, vol. 22, nº 2, pp. 86-92, 1994.
- [20] E. Pessoa, *Estudo da Variação da Porosidade ao Longo do Cordão em Soldas Subaquáticas Molhadas*, Belo Horizonte, 2007.
- [21] A. Osio, *The Influence of Consumable Composition and Solidification on Inclusion Formation and Growth in Low Carbon Steel Underwater Wet Welds*, Colorado, 1994.
- [22] Peñaloza, I, «Acero estructural para plataformas marinas,» *NRF-175-PEMEX-2007*, 2007.
- [23] Chin-Hyung, Lee; Kyong-Ho, Chang, «Prediction of residual stresses in high strength carbon steel pipe weld considering solid-state phase transformation effects,» *Computers and Structures*, pp. 256-265, 2011.
- [24] Tsai, Chon; Liao, B; Breeding, Joseph; and Clukey, David, *Control Algorithm for Underwater Wet Flux-Cored Arc Welding Process*, Columbus: Ohio Sea Grant College Program, 1998.
- [25] Snyder, J; Pense, A, «The Effects of Titanium on Submerged Arc Weld Metal,» *Welding Journal*, vol. 61, nº 7, pp. 201-211, Julio 1982.
- [26] Rowe, M; Liu, S; Reynoldst, J, «The Effect of Ferro-Alloy Additions and Depth on the Quality of Underwater Wet Welds,» *Welding Research*, pp. 156-166, 2002.
- [27] F. Guerrero, *The Mechanism of Porosity Formation in Underwater Steel Welds Using SMAW Process*, Colorado, 2007.
- [28] Almanzán, J; Hurtado, O; Juanes, L; García, J, «Inspeccion, mantenimiento y reparacion de conducciones submarinas,» *Ciencia y tecnica de la ingenieria civil*, nº 3356, pp. 67-80, 1996.
- [29] Hernandez, L, «Diseño de lineas submarinas en el Golfo de México,» *NRF-013-PEMEX-2009*, 2009.

- [30] L. Lindhorst, «On the Effects of Wet Underwater Welding on the Fracture Behaviour of Welds,» *16th International Conference on Structural Mechanics In Reactor Technology*, 2001.
- [31] R. Johnson, The effect of water temperature on underbead cracking of underwater wetweldments, Monterey: Naval Postgraduate School, 1997.
- [32] Kudryavtsev, Y; Kleiman, J, «Measurement of Residual Stresses in Welded Elements and Structures by Ultrasonic Method,» *International Institute of Welding*, 2010.
- [33] Y. Kudryavtsev, «Residual Stress,» de *Springer Handbook of Experimental Solid Mechanics*, Sharpe, 2008, pp. 371-387.
- [34] S. Kou, *Welding Metalurgy*, Segunda ed., John Wiley & Sons, 2003.
- [35] P. Withers, «Overview: Residual stress Part 1 – Measurement techniques,» *Materials Science and Technology*, vol. 17, pp. 355-365, 2001.
- [36] J. Lu, «Prestress Engineering of Structural Material: A Global Design Approach to the Residual Stress Problem,» de *Handbook of Residual Stress and Deformation of Steel*, France, 2002, pp. 11-26.
- [37] H. Bhadeshia, «Material Factors,» de *Handbook of Residual Stress and Deformation of Steel*, 2002, pp. 3-10.
- [38] M. Berezhnyts'ka, «Methods for Determining Residual Welding Stresses and Their Relief (A Review),» *Materials Science*, vol. 37, n^o 6, pp. 933-939, 2001.
- [39] Uzun, Fatih; Bilge, Ali, «Investigation of Total Welding Residual Stress by Using Ultrasonic Wave Velocity Variations,» *Gazi University Journal of Science*, vol. 24, n^o 1, pp. 135-141, 2011.
- [40] Uzun, Fatih; Nezihi, Ali, «Immersion ultrasonic technique for investigation of total welding residual stress,» *Procedia Engineering*, vol. 10, p. 3098–3103, 2011.

- [41] Jang-Bog; Jua, Jung-Suk, Lee; Jae-il, Jang; Woo-sik, Kim; Dongil, Kwon, «Determination of welding residual stress distribution in API X65 pipeline using a modified magnetic Barkhausen noise method,» *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, vol. 80, pp. 641-646, 2003.
- [42] Singh, Brar; Singh, Gurdeep, «FEA of Residual Stresses in Butt Welded Type Low Carbon Steel Using MMAW Technique,» *Applied Mechanics and Materials*, Vols. %1 de %2110-116, pp. 2686-2692, 2012.
- [43] Fernandez, T; Rodriguez, I; Quintana, R; García, A, «Determinación de tensiones por rayos x del acero AISI 1045 deformado por rodillo,» *Ingeniería Mecánica*, vol. 15, nº 1, pp. 23-33, 2012.
- [44] Roy,A; Venkatesh, A; Marthandam, V; Dronavalli, S; Wells, D; Rogge, R, «Residual Stress Characterization in Structural Materials by Destructive and Nondestructive Techniques,» *Journal of Materials by Destructive and Nondestructive Techniques*, vol. 14, nº 2, pp. 203-211, 2005.
- [45] Monin, V; Gurova, T; Castello, X, Estefen; S, «Analysis of residual stress state in welded steel plate by X-Ray diffraction method,» *Reviews on advanced materials science*, vol. 19, pp. 172-175, 2009.
- [46] Gou; R; Zhang, Y; Xu, X; Sun, L; Yang, Y, «Residual stress measurement of new and in-service X70 pipelines by X-ray diffraction method,» *NDT&E International*, vol. 44, pp. 387-393, 2011.
- [47] Fitzpatrick, M; Fry, A; Holdway, P; Kandil, F; Shackleton, J; Suominen, L, Measurement Good Practice Guide No. 52, Teddington, Middlesex, 2005.
- [48] Ferreira Thiago; Farias Cláudia Teresa; Menezes Irineu; Alves Danilo ; Ribeiro Igor; Simas Filho Eduardo; Paranhos Raimundo, «Determinação das velocidades de propagação longitudinal e transversal do sinal ultrassônico em diferentes tipos de aço,» *CONNEPI*, 2010.
- [49] Franco, Ediguer; Meza, Juan; Buichi, Flavio, «Measurement of elastic properties of materials by the ultrasonic through-transmission technique,»

- Dyna*, vol. 78, nº 168, pp. 59-64, 2010.
- [50] Sgalla, M; Vangi, D, «A Device for Measuring the Velocity of Ultrasonic Waves: An Application to Stress Analysis,» *Society for Experimental Mechanics*, vol. 40, nº 1, pp. 85-90, 2004.
- [51] D. Vangi, «Stress Evaluation by Pulse-echo Ultrasonic Longitudinal Wave,» *Experimental Mechanics*, pp. 277-281, 2001.
- [52] Walaszek, H; Hoblos, J; Bouteille, P; Bourse, G; Robin, C., «Ultrasonic Stress Measurement: Application to Welded Joints,» *European Conference on Non-Destructive Testing*, 2006.
- [53] Andrino, M; Caetano, S; Dos Santos, Autelino; Trevisan, Roseana, «PNNDT,» de *Aplicação da acustoelasticidade para avaliação de tensões em soldas em API 5L X65*, Rio de Janeiro, 2003.
- [54] Qozam H., Chaki S., Bourse G., Robin C., Walaszek H. and Bouteille P., «Microstructure Effect on the Lcr Elastic Wave for Welding Residual Stress Measurement,» *Experimental Mechanics*, vol. 50, pp. 179-185, 2010.
- [55] Uzun Fatih, Bilge Ali Nezihi, «Investigation of Total Welding Residual Stress by Using Ultrasonic Wave Velocity Variations,» *Gazi University Journal of Science*, vol. 24, nº 1, pp. 135-141, 2011.
- [56] Mi Bao, Michaels Jennifer E. and Michaels Thomas E., «An ultrasonic method for dynamic monitoring of fatigue crack initiation and growth,» *Acoustical Society of America*, vol. 119, nº 1, pp. 74-85, 2006.
- [57] Kudryavtsev Y., KleimanJ. and Gustcha O., «Integrity Testing Laboratory,» 2000. [En línea]. Available: http://itlinc.com/stress_engineering.html. [Último acceso: 02 Marzo 2011].
- [58] Uzun Fatih and Nezihi Bilge Ali, «Immersion ultrasonic technique for investigation of total welding residual stress,» *Procedia Engineering*, vol. 10, p. 3098–3103, 2011.

- [59] ASTM, «ASTM E494 - 10,» *Standard Practice for Measuring Ultrasonic Velocity in Materials*, 2010.
- [60] Nikitina N. Ye., Kamyshev A. V., Smirnov V. A., Borshchevskii A. V. and Sharygin Yu. M., «Determination of Axial and Circumferential Stresses in the Wall of a Closed Tube via an Ultrasonic Method Using the Acoustoelasticity Effect,» *Russian Journal of Nondestructive Testing*, vol. 42, nº 3, pp. 185-189, 2006.
- [61] Pei Cuixiang and Demachi kazuyuki, «Numerical Simulation of Residual Stress Measurement with Acoustic Wave,» *E-Journal of Advanced Maintenance*, vol. 2, pp. 160-167, 2010-2011.
- [62] E. Dreche-Krasicka, «Method and apparatus for visualization of internal stresses in solid non-transparent materials by elastoacoustic technique». Estados Unidos de America Patente 5307680, 3 Mayo 1994.
- [63] Pontigo, R; Amezola, R, «Implantación de Técnicas de Ultrasonido por Inmersión en la Inspección de Ensamblajes Automotrices,» de *Simposio de Metrología*, Queretaro, 2006.
- [64] M. VanLandingham, «Review of Instrumented Indentation,» *Journal of Research of the National Institute of Standards and Technology*, vol. 108, nº 4, pp. 249-265, 2003.
- [65] Min-Jea, Choi; Kyung-Woo, Lee; Ju-Young, Kim; Kwang-Ho, Kim; Dongil, Kwon, «Application of Instrumented Indentation Technique to Estimate Strength and Residual Stress,» *Recent Advancement of Theory and Practice in Hardness Measurement*, pp. 35-40, 19-21 November 2007.
- [66] J. Jae-il, «Estimation of Residual Stress by instrumented Indentation: A Review,» *Ceramic Precessing Research*, vol. 10, nº 3, pp. 391-400, 2009.
- [67] Oliver, W; Pharr, G, «Measurement of hardness and elastic modulus by instrumented indentation: Advances in understanding and refinements to methodology,» *Mater*, vol. 19, nº 1, pp. 3-20, 2004.

- [68] Frontini, Patricia; Fasce, Laura, «Instrumented Indentation to Characterize Mechanical Behavior of Materials,» *8 CORENDE*, pp. 1-8, 2011.
- [69] Oliver, W; Pharr, G, «An Improved Technique for Determining Hardness and Elastic modulus Using Load and Displacement Sensing Indentation Experiments,» *Materials Research Society*, vol. 7, n° 6, pp. 1564-1583, 1992.
- [70] Venkatesh, T; Van, Vliet; Giannakopoulos, A; Suresh, S, «Determination of Elasto-Plastic Properties by Instrumented Sharp Indentation: Guidelines for Property Extraction,» *Scripta Mater*, vol. 42, n° 9, pp. 833-839, 27 Diciembre 1999.
- [71] Zhi-Hui, Xu; Xiaodong, Li, «Residual Stress Determination Using Nanoindentation Technique,» de *Micro and Nano Mechanical Testing of Materials and Devices*, 2008, pp. 139-153.
- [72] Xu, B; Zhao, B; Yue, Z, «Investigation of Residual Stress by the Indentation Method with the Flat Cylindrical Indenter,» *Materials Engineering and Performance*, vol. 15, n° 3, pp. 299-305, 2006.
- [73] Sakharova, N; Prates, P; Oliveira, M; Fernandes, J; Antunes, J, «A Simple Method for Estimation of Residual Stresses by Depth-Sensing Indentation,» *Strain*, pp. 1-13, 2011.
- [74] Huber, N; Heerens, J, «On the Effect of a General Residual Stress State on Indentation and Hardness Testing,» *Acta Materialia*, vol. 56, pp. 6205-6213, 2008.
- [75] Li-na, Zhua; Bin-shi, Xu; Hai-dou, Wang; Cheng-biao, Wang, «Measurement of residual stress in quenched 1045 steel by the nanoindentation method,» *Materials Characterization*, vol. 61, n° 12, pp. 1359-1362, 2010.
- [76] Lee, Yun-Hee; Kwon, Dongil; Park, Joon; Jang, Jae-il; Kim, Woo-sik , «Residual Stress Assessment in API X65 Pipeline Welds by Non-

- destructive Instrumented Indentation,» *Key Engineering Materials*, pp. 35-40, 2004.
- [77] Charitidis, A; Dragatogiannis, A; Koumoulos, E; Kartsonakis, A, «Residual stress and deformation mechanism of friction stir welded aluminum alloys by nanoindentation,» *Materials Science and Engineering*, pp. 226-234, 2012.
- [78] American Petroleum Institute, Specification for Line Pipe 5L, 2007.
- [79] Ogata, P; Ramirez, M; Goldenstein, H; Gorni, A; Landgraf, F, « Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais,» de *Caracterização microestrutural de aço API 5L X65, austenitizado e resfriado a diferentes taxas de resfriamento*, Porto de Galinhas, 2008.
- [80] Ogata, P; Goldenstein, H; Gorni, A; Landgraf, F, «64° Congresso Anual da Associação Brasileira de Metalurgia, Materiais e Mineração,» de *Caracterização microestrutural ao longo da espessura de chapa grossa de aço microligado para tubos API 5L-X65*, Belo Horizonte, 2009.
- [81] Asugai, T; Fujita, M., NRIM-special report No.99-02 Atlas of CCT Diagrams for Welding.(I), Sengen, Tsukuba-shi, 1999.
- [82] Dike, J; Ortega, A; Cadden, C; Rangaswamy, P; Brown, D, «5th International Conference on Trends in Welding Research,» de *Finite Element Modeling and Validation of Residual Stress in 304L Girth Welds*, Pine Mountain, 1998.
- [83] Law, M; Prask, H; Luzin, V; Gnaeupel, H, «Residual Stress Measurements in Coil, Linepipe and Girth Welded Pipe,» *Materials Science and Engineering*, pp. 60-63, 2006.
- [84] Brickstad, B; Josefson, B, «A Parametric Study of Residual Stresses in Multi-pass Butt-welded Stainless Steel Pipes,» *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, vol. 75, pp. 11-25, 1998.
- [85] Silva, C, Avaliação das tensões residuais de soldagem em tubulações de

pequeno diametro usadas em refinaria de petróleo, Rio de Janeiro, 2007.