

**CORPORACIÓN MEXICANA DE INVESTIGACIÓN EN MATERIALES
DIVISIÓN DE ESTUDIOS DE POSGRADO**



**ANÁLISIS DE LA DISTORSIÓN EN PLACAS DE ACERO SOLDADAS
SIGUIENDO TRAYECTORIAS CON CAMBIO DE PENDIENTE.**

POR

MARIO JESÚS ESPÍN PÉREZ

TESIS

**EN OPCIÓN DEL GRADO DE MAESTRO EN TECNOLOGÍA
DE LA SOLDADURA INDUSTRIAL**

SALTILLO, COAHUILA, 8 DE DICIEMBRE DE 2017

**CORPORACIÓN MEXICANA DE INVESTIGACIÓN EN MATERIALES
DIVISIÓN DE ESTUDIOS DE POSGRADO**



**ANÁLISIS DE LA DISTORSIÓN EN PLACAS DE ACERO SOLDADAS
SIGUIENDO TRAYECTORIAS CON CAMBIO DE PENDIENTE.**

POR

MARIO JESÚS ESPÍN PÉREZ

TESIS

**EN OPCIÓN DEL GRADO DE MAESTRO EN TECNOLOGÍA
DE LA SOLDADURA INDUSTRIAL**

SALTILLO, COAHUILA, 8 DE DICIEMBRE DE 2017

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

Los miembros del Comité Tutorial recomendamos que la Tesis “**ANÁLISIS DE LA DISTORSIÓN EN PLACAS DE ACERO SOLDADAS SIGUIENDO TRAYECTORIAS CON CAMBIO DE PENDIENTE**”, realizada por el alumno **MARIO JESÚS ESPÍN PÉREZ**, con número de matrícula **15MS-048** sea aceptada para su defensa como Maestro en Tecnología de la Soldadura Industrial.

El Comité Tutorial

Dr. Eduardo Hurtado Delgado
Tutor Académico

M.C. Francisco G. Sanchez Olguin
Tutor en Planta

Dra. Rocío Saldaña Garcés
Asesor

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

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

Los abajo firmantes, miembros del Jurado del Examen de grado del alumno **MARIO JESÚS ESPÍN PÉREZ**, una vez leída y revisada la Tesis titulada **“ANÁLISIS DE LA DISTORSION EN PLACAS DE ACERO SOLDADAS SIGUIENDO TRAYECTORIAS CON CAMBIO DE PENDIENTE”**, aceptamos que la referida tesis revisada y corregida, sea presentada por el alumno para aspirar al grado de Maestro en Tecnología de la Soldadura Industrial durante el examen de grado correspondiente.

Y para que así conste firmamos la presente el 8 de diciembre de 2017.

Dr. Alfredo G. Ríos Nogues
Presidente

Dr. Gladys Y. Pérez Medina
Secretario

Dr. Eduardo Hurtado Delgado
Vocal

DEDICATORIA

...Ser culto es el único modo de ser libres... José Martí.

Quiero dedicarle estos dos años de trabajo muy en especial a mi familia; Mami y Papi, esto es para ustedes, han sido los máximos responsables.

AGRADECIMIENTOS

Quisiera hacer llegar mis más sinceros agradecimientos a la Corporación Mexicana de Investigación en Materiales (COMIMSA) y al Concejo Nacional de Ciencia y Tecnología (CONACYT), por esta gran oportunidad y el soporte brindado a lo largo de estos dos años para el desarrollo del presente proyecto. En lo personal, me permitió adquirir habilidades, conocimientos y puso a disposición tecnologías que hacen que la División de Estudios de Posgrado, merecidamente, sea parte del Programa Nacional de Posgrados de Calidad (PNPC).

Personalmente quiero agradecerle al Dr. Eduardo Hurtado por su ayuda y la inmensa confianza depositada, para que hoy fuese posible concluir este importante proyecto, que más que contribuir a mi carrera profesional me ha ayudado a crecer como persona. También a la Dr. Rocío Saldaña y al Dr. Pedro, quienes estuvieron ahí siempre con su apoyo y fueron un pilar importante desde el inicio del proyecto. A Mari Vega, quien encendió con unas pocas letras en un corto correo, mucho antes de que se materializara este trabajo, la luz de esperanza de un cubano que, a su forma imperfecta, luchaba por sus sueños.

Blanca Esthela, sabes que has sido parte de todo este material, también a ti te pertenecen los créditos de esta modesta obra. Sabes, agradezco infinitamente tu apoyo, sin duda alguna. ¡Gracias!

ÍNDICE

SÍNTESIS	1
ABSTRAC	3
CAPÍTULO 1	5
INTRODUCCIÓN Y ANTECEDENTES	5
1.1. Antecedentes	5
1.2. Objetivo general.....	10
1.2.1. Objetivos específicos	10
1.3. Justificación	11
1.4. Problema de investigación.....	11
1.5. Definición de Hipótesis	12
1.6. Aporte científico, tecnológico e industrial.....	12
1.7. Alcance de la investigación.....	12
CAPÍTULO 2	13
MARCO TEÓRICO Y ESTADO DEL ARTE	13
2.1. Análisis del fenómeno de la distorsión en los materiales.....	13
2.1.1. Deformación y desplazamientos	14
2.1.1.1. Plasticidad en los materiales	21
2.1.1.2. Deformación térmica	25

2.1.1.3.	Deformación por cambio de fase.....	27
2.1.1.4.	Deformación Inherente	31
2.1.1.5.	Métodos energéticos de los desplazamientos	32
2.1.2.	Distorsión en uniones soldadas a tope	34
2.1.2.1.	Distorsión transversal	37
2.1.2.2.	Distorsión longitudinal	37
2.1.2.3.	Distorsión por rotación angular.....	38
2.1.2.4.	Distorsión angular.....	38
2.1.2.5.	Flexión causada por la contracción longitudinal	39
2.2.	Propiedades del material	39
2.2.1.	Parámetros de resistencia mecánica	41
2.2.2.	Propiedades termofísicas.....	42
2.3.	Proceso de soldadura híbrido HLAW.....	43
2.3.1.	Características del proceso híbrido.....	44
2.3.2.	Flujo de calor en la soldadura	44
2.3.2.1.	Descripción de la fuente de calor por arco eléctrico	45
2.3.2.2.	Descripción de la fuente de calor láser.....	46
2.4.	Medición de la distorsión	48
2.4.1.	Técnicas para medir distorsión.....	49
2.4.2.	Proceso de edición de datos escaneados	49
CAPÍTULO 3	51
METODOLOGÍA.....		51
3.1	Metodología de trabajo para la investigación.....	51
CAPÍTULO 4	54
DESARROLLO EXPERIMENTAL	54

4.1	Etapa I. Experimentación del proceso GMAW	55
4.1.1	Medición del campo térmico	59
4.1.2	Medición de distorsión	60
4.2	Etapa II. Experimentación del proceso LBW	61
4.3	Etapa III. Experimentación del proceso híbrido HLAW	64
4.4	Simulación por elementos finitos	67
4.4.1	Simulación del proceso GMAW	68
4.4.2	Simulación del proceso de soldadura LBW.....	74
4.4.3	Simulación del proceso de soldadura HLAW.....	76
CAPÍTULO 5		78
DISCUSIÓN DE LOS RESULTADOS		78
5.1	Evaluación de las uniones soldadas.	79
5.1.1.	Caracterización microestructural.....	79
5.1.2.	Análisis de Dureza.	83
5.1.3.	Resistencia mecánica de la unión.....	84
5.2	Resultados del análisis numérico.....	88
5.2.1.	Resultados de la solución térmica para GMAW.....	88
5.2.2.	Resultados de la solución térmica para LBW.....	93
5.2.3.	Resultados de la solución térmica para HLAW.....	95
5.2.3.	Efecto del cambio de pendiente.....	99
5.2.4.	Comportamiento del coeficiente de dilatación térmica... ..	100
5.3	Comportamiento de la Distorsión.....	106
5.3.1.	Evaluación del proceso GMAW.	106
5.3.2.	Evaluación del proceso LBW.	111
5.3.3.	Evaluación del proceso HLAW.....	113

CAPÍTULO 6	115
CONCLUSIONES.....	115
BIBLIOGRAFÍA	118
LISTADO DE TABLAS	126
LISTADO DE FIGURAS	127

SÍNTESIS

La aplicación de nuevos procesos de soldadura que logren satisfacer la creciente demanda en velocidad de producción, está promoviendo el desarrollo de nuevas investigaciones en el campo de las tecnologías de soldadura para aplicar procesos que incrementen, tanto la velocidad de producción, como la calidad de un producto.

Uno de los procesos que está siendo implementado a escala global en el sector metal mecánico, y muy en especial en la industria automotriz, es el proceso de soldadura Láser (LBW, por sus siglas en ingles), el cual se utiliza en la hibridación con las fuentes por arco eléctrico tradicionales como el proceso de electrodo consumible y gas de protección (GMAW, por sus siglas en inglés). A la unión de estos dos procesos se le conoce como soldadura híbrida, por sus siglas en inglés HLAW.

En esta dirección, la presente investigación realiza el estudio de la soldadura del proceso MIG, LBW y HLAW. El objetivo principal es observar el comportamiento de la distorsión inducida cuando existe cambio de pendiente en la trayectoria durante la soldadura en placas de acero AISI 1018 y 1520, para los espesores de 16 y 12 mm respectivamente.

Para este estudio, la investigación desarrolla la simulación numérica de los tres procesos de soldadura utilizando modelos termo-mecánicos con base metalúrgica mediante el método de los elementos finitos, y haciendo uso del software SYSWELD. Para analizar el comportamiento térmico y estructural de los componentes soldados cuando existe cambio de pendiente durante la trayectoria

de soldadura se desarrolló experimentalmente la soldadura GMAW y LBW, ésta última se realizó con una fuente 10 KW de potencia máxima. Además, se utilizó la hibridación de ambas fuentes como proceso de soldadura híbrido (HLAW).

Para validar los resultados numéricos obtenidos, se realizó la medición experimental del campo térmico a través de termopares tipo K, a la vez que se aplicó la técnica digital de escaneos 3D (TDE3D) mediante escáner láser para validar la distorsión de los componentes soldados. Los resultados numéricos obtenidos mostraron buena correspondencia, alrededor del 12 % de error en relación con los experimentos del campo térmico realizados para los tres procesos y por debajo del 10 % en la predicción de la distorsión. La obtención del coeficiente de dilatación térmica mediante el ensayo de dilatometría permitió demostrar, que el error relativo, cuando no se considera la deformación inducida por transformación de fase, puede incrementarse hasta un 22% en la predicción de la distorsión.

PALABRAS CLAVES Y MATERIA:

Distorsión, soldadura, cambio de pendiente, escaneo 3D, láser, híbrido, elementos finitos, simulación, GMAW, LBW y HLAW.

ABSTRACT

The application of new welding processes that meets the growing demand on manufacturing time reduction, is supporting new research development into welding technologies field to apply process that increases both, speed production and product quality.

One of the processes that are being grown continually at the global scale in the metal-mechanical industry and especially in the automotive industry is the Laser welding process (LBW, for its acronym in English), which is used with traditional electric arc sources together. The join of these two processes is well known as hybrid laser arc welding, for its acronym in English HLAW.

In this direction, the present research carries out the study of three welding processes; MIG, LBW and HLAW. The goal is to observe distortion behavior induced by these processes when the trajectory slope change during welding 16 and 12 mm thick plate, using AISI 1018 and 1520 steel plates.

For this work, the research develops the numerical simulation of three welding processes with thermo-metallurgical and mechanical models using finite element method through SYSWELD software. To assess and validate the thermal and structural behavior of welded components when slope change during welding trajectory, GMAW and LBW welding was experimentally developed. Maximum 10 kW power laser heat source was used. Furthermore, both sources were investigated as hybrid welding process (HLAW).

To validate numerical results obtained, experimental measurement of the thermal field was made through thermocouples K type. While the digital technique

of 3D scans (TDE3D) was applied by laser scanner to validate welded components distortion. Numerical results showed good agreement against experiments, around 12% temperature prediction error in relation to experiments for the three processes was reached and below 10% error for welding distortion prediction. Thermal expansion coefficient measurement by dilatometry experimental test allowed to demonstrate that the relative error for welding simulation process, when deformation induced by phase transformation is not considered can be increased up to 22% in welding distortion prediction.

KEY WORDS AND MATERIA:

Distortion, welding, slope change, 3D scanner, laser, hybrid, finite elements method, simulation, GMAW, LBW y HLAW.

CAPÍTULO 1

INTRODUCCIÓN Y ANTECEDENTES

1.1. Antecedentes

La soldadura como proceso fundamental dentro de líneas de manufactura de productos especialmente destinados a sectores industriales como el de la energía, la petroquímica, automotriz, construcción y la industria aeroespacial, entre otras, ha marcado pauta como eslabón principal en el desarrollo de cadenas de ensamblajes. Desde sus inicios a mediados del siglo XIX [1], la soldadura se ha enfocado especialmente en la calidad de la unión durante el proceso de soldadura y como afecta estructuralmente el componente soldado, enfocándose en mantener controlada las tolerancias dimensionales dentro del proceso de manufactura para un producto.

Por tal motivo, la ingeniería de la soldadura desde su comienzo ha investigado constantemente en incrementar la calidad de las uniones soldadas, tanto en materiales con características metalúrgicas similares como disímiles. La relación entre mejora en calidad e incremento de la productividad se relacionan de tal modo que no se comprometan las propiedades mecánicas y metalúrgicas de la unión. En este sentido, la mejora tecnológica lograda por compañías

proveedoras de equipos de soldadura como *Lincolnelectric*, *Miller*, *Fronius* y *Esab*, por solo nombrar algunas, han logrado desarrollar procesos de soldadura capaces de adaptarse a las necesidades del mercado.

Un ejemplo de estos procesos de soldadura que están siendo capaces de adaptarse a la demanda creciente de la industria, es la soldadura por arco eléctrico GMAW y el proceso LBW. Estas dos tecnologías de soldadura han logrado uniones desde materiales muy finos hasta aleaciones de materiales ferrosos y no ferrosos de gran espesor y diferentes en composición química [2], [3].

En relación al tema se publicó en el 2010 por parte de las principales compañías proveedoras de equipos de soldadura [4], [5], [6], que la hibridación de la fuente láser con la fuente por arco eléctrico, principalmente GMAW, denominada según la AWS A3.0 [7] como HLAW, por sus siglas en inglés, podía ofrecer beneficios sustanciales en cuanto a productividad de los componentes soldados y mantener niveles de calidad óptimos.

Estudios publicados con enfoque sobre el uso del proceso HLAW han evidenciado la capacidad de éste para producir uniones de calidad sobre todo cuando se incrementan espesores y velocidades de soldadura [2], [3], [8], [9], [10], [11].

Colegrove [12] expone en su trabajo que al soldar placas de 4 mm de espesor de acero A131 grado DH36, la soldadura autógena LBW y la soldadura HLAW muestran las tensiones residuales y las distorsiones más bajas en comparación con la soldadura por arco sumergido (SAW), GMAW en diferentes modos de transferencia y Fronius *Cold Metal Transfer* (CMT), este último explica, que se obtiene una mejora considerable en comparación a los procesos por arco eléctrico tradicionales.

Relativo específicamente a la simulación computacional por elementos finitos (FEM) del proceso de soldadura HLAW y como parte de los objetivos de la investigación, se han publicado trabajos relacionados con la modelación de la fuente térmica láser y por arco eléctrico. En este sentido, hay que destacar los esfuerzos de Goldak [13], [14], [15], [16] en la modelación de las dos fuentes de

calor, además de los estudios de otros autores, [17], [18], [19], [20], [21], [22] en los cuales se caracteriza el proceso híbrido para explicar su comportamiento. Relacionado al tema, el trabajo de Dan [23], aporta información en cuanto al estado del arte de la simulación de este proceso y explica la diferencia entre los modelos termo-mecánicos-metalúrgicos y los modelos multi-físicos empleados. Aunque no relaciona su trabajo con datos experimentales expone que los modelos termo-mecánicos-metalúrgicos, a pesar de ser una “simplificación” del problema térmico, logran computar las deformaciones, esfuerzos residuales y las transformaciones de fase en el calentamiento y el enfriamiento, no de igual forma el flujo de fluido en la zona de fusión del baño de soldadura, que sí se logra simular por los modelos multi-físicos empleados, su aporte puede ayudar a comprender el comportamiento del baño de soldadura fuera de la posición plana, pero no así caracterizar la distorsión producida mediante la soldadura híbrida. Al igual que el trabajo realizado por Dae Won [17], en el cual se modela la fuente por arco eléctrico, láser y el proceso híbrido de manera independiente, toma en cuenta la fase líquida, sólida y gaseosa del material. En este artículo, al finalizar, se establece que el comportamiento de cada uno de los procesos se obtiene a costa de tiempos de cómputo excesivos producto del modelo multi-físico complejo empleado, y no se logra obtener una relación entre los modelos utilizados y las propiedades mecánicas de la unión. Del mismo modo Kubiak y Piekarska en sus trabajos [18], [19], [20], definen un modelo tridimensional transitorio para análisis numérico en el cual describe el fenómeno físico del proceso HLAW al soldar placas de acero S355.

En cuanto al análisis de la distorsión en soldadura y como principal alcance de la presente investigación, se recogen trabajos publicados por varios autores [24], [25], [26], [27], [28], [29], que utilizan los métodos computacionales de simulación para explicar el comportamiento estructural de los componentes soldados. La distorsión de uniones soldadas analizada a través de la simulación por el método de los elementos finitos se enfoca en los modelos termo-mecánico y termo-mecánico-metalúrgico principalmente. Bhatti expone en sus trabajos [26], [27], [28], [29], que la simulación por el métodos de los elementos finitos logra

reproducir el comportamiento térmico y mecánico, al acoplar el campo térmico y estructural permite relacionar el aporte térmico del proceso de soldadura con la distorsión resultante, afirma que las propiedades mecánicas y térmicas del material en función de los cambios de temperatura es un factor determinante en la calidad de los resultados. Aunque éste, no toma en cuenta en sus investigaciones las transformaciones de fase y su influencia en el resultado de las tensiones residuales y las deformaciones, sus estudios proporcionan conocimiento suficiente para entender el comportamiento de los componentes soldados.

Otro de los principales aspectos que aborda la actual investigación es la aplicación de Técnicas Digitales de Escaneo 3D (TDE3D) en la medición del campo de desplazamientos de los componentes soldados, lo que permite visualizar, de forma tridimensional, la distorsión resultante del elemento soldado.

La medición de distorsión es un proceso comparativo a partir del cual se logra magnitud y dirección de los desplazamientos puntuales en dos estados distintos del mismo objeto [30]. Para esto se requiere un patrón de puntos que establezcan una referencia inicial, los cuales son obtenidos antes de que la morfología del componente sea afectada por el proceso de manufactura. Luego, éstos son comparados con la medición de nuevos puntos, y si han experimentado un movimiento producto del proceso de manufactura, entonces es posible obtener la magnitud de los desplazamientos de cada punto del componente. Por tanto, mientras más puntos de un componente se logre controlar, más completa será la información en cuanto a los desplazamientos encontrados. Por tal motivo, la TDE3D empleada en la presente investigación ofrece una ventaja considerable en cuanto a la inspección dimensional de componentes soldados, y a diferencia de lo que se muestra en las investigaciones como por ejemplo las de Peric [31] donde aplica la técnica de correlación digital de imágenes, y los sistemas de coordenadas puntuales en Ganesh [25] y Guangming [32] para la medición de distorsión en uniones soldadas, el uso de las TDE3D permite analizar y visualizar de forma volumétrica el componente soldado y así poder explicar con más

argumentos el comportamiento de la distorsión y las zonas donde puede ocurrir la deformación.

En relación con las geometrías utilizadas para el estudio de la distorsión de uniones soldadas se puede argumentar que actualmente las investigaciones se basan principalmente en dos tipos de geometrías, las soldaduras de ranura en posición plana y las soldaduras de filete en posición horizontal. El grupo de investigaciones realizadas por Bhatti [26], [27], [29], estudia geometrías simples de uniones en T con soldaduras de filete, aunque en uno de sus principales trabajos [28] desarrolla el estudio de un componente automotriz. Esto le permite estudiar el comportamiento térmico de la fuente de calor, primero en geometrías simples y después extrapolarlo a geometrías más complejas y de aplicación industrial. También por otra parte, geometrías complejas son usadas en los trabajos de Wang [33], [34] y Park [35], donde inicialmente analizan el comportamiento estructural de cupones simples con soldaduras de filete y de ranura en posición horizontal y plana, y posteriormente estudia cómo afectan el ensamblaje global de la estructura. El uso de estos tipos de geometrías, que se pudieran decir que son "sencillas" desde una perspectiva geométrica, permite caracterizar eficazmente el comportamiento de la unión, además de observar la afectación térmica y microestructuras producido por el proceso de soldadura empleado.

Otras investigaciones [33], [36], [37], [38], [39], [40], [41], [42], además de los anteriores, no estudian el efecto de los cambios geométricos de la unión, ni el cambio de pendiente en la trayectoria del cordón de soldadura sobre la distorsión de los componentes soldados. Por tanto, como parte del desarrollo del presente trabajo se exponen los cambios de geometría que sufre el cordón de soldadura cuando la pendiente en la trayectoria cambia y como afecta a la distorsión del componente para el mismo ajuste de parámetros de soldadura. Además, se evalúa este efecto respecto a los procesos GMAW, LBW y HLAW, ya que estos presentan características diferentes en cuanto a geometrías de la unión y el calor aportado durante el proceso de soldeo.

1.2. Objetivo general

El objetivo general de la investigación se enfoca en analizar y medir la distorsión en placas de acero AISI 1520 y 1018 de 12 y 16 mm de espesor soldadas por el proceso GMAW, LBW y HLAW para explicar el comportamiento estructural a causa de los cambios de pendiente en la trayectoria de soldadura.

1.2.1. Objetivos específicos

- Revisar el estado del arte referente al proceso de soldadura GMAW, LBW y HLAW robotizado para analizar la distorsión inducida por estos procesos.
- Estudiar las técnicas empleadas para medir y analizar las distorsiones de elementos soldados.
- Definir el comportamiento de las propiedades del material AISI 1520 y 1018 en función de la temperatura.
- Definir los parámetros de los modelos térmicos que se utilizarán para modelar la fuente de calor de los tres procesos de soldadura.
- Soldar mediante los procesos de soldadura GMAW, LBW y HLAW robotizado placas de acero AISI 1520 y 1018 de 12 y 16 mm de espesor y medir la distorsión.
- Simular mediante programas de elementos finitos la distorsión provocada por la soldadura GMAW, LBW indistintamente y HLAW en placas de acero AISI 1520 y 1018 para estimar la distorsión.
- Evaluar la resistencia mecánica de las uniones soldadas con GMAW, LBW y HLAW mediante pruebas mecánicas.
- Mostrar los cambios microestructurales que genera el campo térmico de cada uno de los procesos.
- Exponer el efecto sobre la distorsión de placas soldadas respecto a los cambios geométricos de la unión y el cambio de pendiente en la trayectoria del cordón.

1.3. Justificación

Debido a la creciente influencia de la soldadura industrial en los procesos de construcción y manufactura de forma automatizada y con gran desarrollo hacia la aplicación de procesos robotizados, es de especial interés económico aplicar procesos de soldadura que se adapten a la creciente demanda en productividad de la industria. Actualmente el proceso de soldadura híbrido LÁSER- GMAW está demostrando que es posible el incremento de velocidades de avance relativo al incremento de espesor. Lo cual presupone una ventaja cuantitativa e importante respecto a los otros procesos de soldadura.

Debido a tal interés surge la necesidad de estimar la distorsión como un efecto negativo de los procesos de soldadura.

Por cuanto, se requiere en un entorno de simulación analizar los efectos de los cambios de pendiente y geometría de la unión sobre la distorsión al soldar placas de 12 y 16 mm de espesor; para caracterizar y verificar el incremento real en calidad y productividad del proceso.

El objetivo principal de la simulación computacional es utilizar una herramienta que permita analizar y explicar el efecto de las fuentes de calor sobre el comportamiento estructural de la unión soldada, la cual como proceso robusto permitirá que no solo se cumpla con los criterios de aceptación, sino que permita crear y diseñar nuevos sistemas de manufactura para abaratar costos de fabricación.

1.4. Problema de investigación

El problema científico por el cual se lleva a cabo el desarrollo de la investigación se presenta en la hibridación de los procesos de soldadura LBW y GMAW robotizados, para los cuales es necesario analizar y evaluar la distorsión de placas de acero AISI 1520 y 1018 de 12 y 16 mm de espesor mediante el proceso de soldadura HLAW cuando en la trayectoria a seguir existen cambios de pendiente.

1.5. Definición de Hipótesis

Es posible utilizar modelos termo-mecánicos con bases metalúrgicas a través del método de los elementos finitos para evaluar y explicar la distorsión de uniones soldadas a tope con placas de acero AISI 1520 y 1018 de 12 y 16 mm de espesor, haciendo uso del modelo elíptico de Goldak y una distribución cónica de la densidad de potencia para simular el comportamiento del flujo de calor de las fuentes GMAW y LBW respectivamente.

1.6. Aporte científico, tecnológico e industrial

La investigación como parte de los esfuerzos para contribuir al desarrollo científico en el campo de la soldadura industrial, expone el efecto sobre la distorsión de componentes soldados por los procesos GMAW, LBW y HLAW a causa de las características geométricas de la unión y el cambio de pendiente en la trayectoria de la soldadura. Lo que permitirá desde una perspectiva tecnológica e industrial cuantificar la distorsión geométrica del componente soldado por los tres procesos GMAW, LBW y HLAW. Permitiendo de esta manera comparar la distorsión de los procesos y mostrar que el incremento en productividad del proceso HLAW disminuye considerablemente la distorsión al soldar placas de 12 y 16 mm de espesor.

1.7. Alcance de la investigación

El proyecto se limita al análisis de la distorsión en placas con geometría rectangular de acero AISI 1520 y 1018 de 12 y 16 mm de espesor soldadas por los procesos de soldadura GMAW, LBW y HLAW robotizados con cambios geométricos de la unión y cambios de pendiente en la trayectoria a seguir.

La metodología para la selección óptima de los parámetros de soldadura no se encuentra dentro de los alcances de la presente investigación.

CAPÍTULO 2

MARCO TEÓRICO Y ESTADO DEL ARTE

2.1. Análisis del fenómeno de la distorsión en los materiales

Se entiende por distorsión, literalmente hablando, a la diferencia entre una señal que entra a un sistema y la señal que sale del mismo. Por tanto, puede definirse como la "deformación" que sufre esa señal tras su paso por un sistema, pero en mecánica de materiales la distorsión es un término que se utiliza para describir cualitativamente el estado inicial y final de un cuerpo al sufrir un cambio geométrico. No es un término preciso para cuantificar la deformación, ya que la deformación se define [43], [44], [45], como la acción de deformarse; una variación física en la morfología de un cuerpo; específicamente es una variación de la forma geométrica o cambio de las dimensiones de un cuerpo producido por un estado de esfuerzos. Además, se puede definir matemáticamente como el movimiento relativo entre los puntos de un sólido, en la sección 2.1.1 se aborda este tema.

2.1.1. Deformación y desplazamientos

En la mecánica de materiales la teoría de la elasticidad es la base física que define el comportamiento elástico de los materiales, y se ha desarrollado principalmente en los metales. A través de las suposiciones de continuidad del material o las características isotrópicas que lo definen, establece la relación entre esfuerzos, deformaciones y desplazamientos.

Esta teoría fue desarrollada por el científico británico Robert Hooke quien explicó el comportamiento de las deformaciones en un material elástico causado por esfuerzos tensores, dándose a conocer como la ley de Hooke, la cual explica la dependencia lineal entre las deformaciones y los esfuerzos [46], [47], [48], [49], [50], [51], [52].

El supuesto de linealidad de la ley de Hooke es válido solamente para determinar la deformación elástica del material. La cual se limita al análisis de esfuerzos del cuerpo hasta que la carga aplicada alcanza el límite de elasticidad. En la Figura 2. 1 se muestra este comportamiento, en el cual el límite convencional de fluencia está definido por el 0.2 % de la deformación.

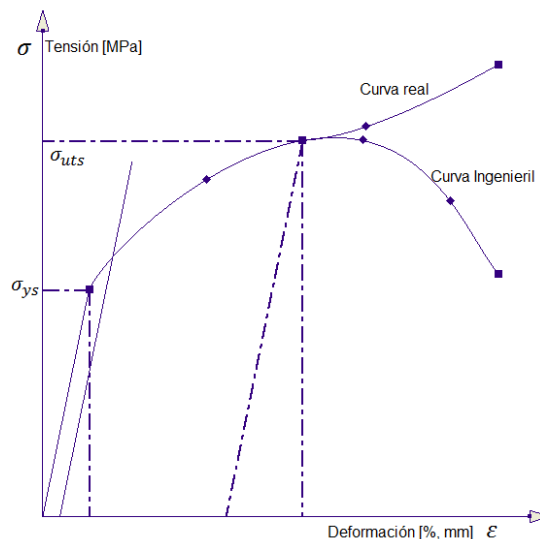


Figura 2. 1 Curva esfuerzo deformación de los aceros sometidos a tracción.

El conjunto de esfuerzos que actúan sobre un cuerpo unitario en todos los planos que pasen a través de él, forman el estado de esfuerzo y deformaciones del punto. Si en las caras de ese punto o cuerpo unitario actúan tensiones

normales que coinciden con los ejes ortogonales, se denominan esfuerzos principales y, por consiguiente, los planos en los que actúan se nombran planos principales.

La teoría de la elasticidad demuestra que en cada punto de un sólido existen dos tipos de esfuerzos; esfuerzos normales (σ) y tangenciales (τ) que actúan sobre tres planos principales, ortogonales entre sí. Los esfuerzos principales se denotan generalmente por $\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$. Tomando en cuenta los signos, el máximo esfuerzo principal es σ_1 y el mínimo es σ_3 .

Los diversos estados en que se analiza el cuerpo, desde la perspectiva de la mecánica de materiales, se clasifican de acuerdo con el número de esfuerzos principales diferentes de cero. Si estos son diferentes de cero, entonces el estado de esfuerzo se denomina triaxial o espacial, si uno de los tres es cero entonces se llama biaxial o plano, si dos son cero entonces es uniaxial, Figura 2.2. El estado uniaxial es el que se utiliza para describir el comportamiento del material bajo cargas de tracción como se mostró en la Figura 2. 1.

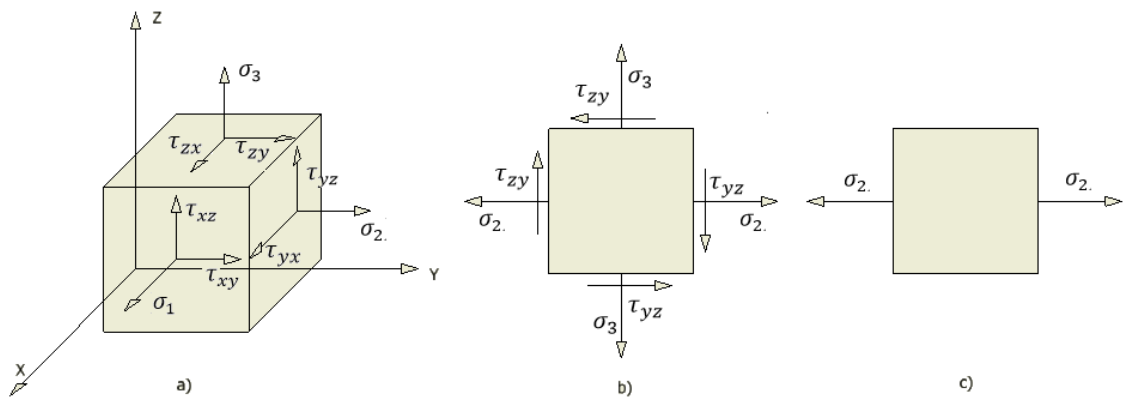


Figura 2.2 Estado de esfuerzos del punto, a) triaxial o espacial, b) biaxial o plano y c) uniaxial o lineal.

El interés en definir el estado de esfuerzos unitario viene dado a que éste explica el comportamiento de las deformaciones, que es el principal objetivo de la investigación.

La definición matemática de las deformaciones según la teoría de la elasticidad está expresada según el estado de esfuerzos que se analice. La ley de Hooke generalizada explica que las deformaciones se pueden explicar en

función de los esfuerzos. El comportamiento de la deformación en relación con las dimensiones del cuerpo se puede obtener a través de los esfuerzos actuantes, según se describe en las ecuaciones (1) y (2).

$$\begin{aligned}\varepsilon_1 = \varepsilon_x &= \frac{1}{E} [\sigma_1 - \nu(\sigma_2 + \sigma_3)] \\ \varepsilon_2 = \varepsilon_y &= \frac{1}{E} [\sigma_2 - \nu(\sigma_1 + \sigma_3)] \\ \varepsilon_3 = \varepsilon_z &= \frac{1}{E} [\sigma_3 - \nu(\sigma_1 + \sigma_2)]\end{aligned}\tag{1}$$

$$\begin{aligned}\gamma_{xy} &= \frac{\tau_{xy}}{G} \\ \gamma_{yz} &= \frac{\tau_{yz}}{G} \\ \gamma_{xz} &= \frac{\tau_{xz}}{G}\end{aligned}\tag{2}$$

Estas ecuaciones se denominan ecuaciones constitutivas y se utilizan para calcular las deformaciones elásticas longitudinales o axiales (ecuación (1)) y las deformaciones angulares producidas por los esfuerzos tangenciales (ecuación (2)), en cualquiera de las tres direcciones de un estado triaxial, tal como se mostró en la Figura 2.2; donde ε_i representa la deformación axial unitaria, (γ_{ij}) la deformación a cortante (angular), σ_i las tensiones principales, (τ_{ij}) las tensiones tangenciales o de corte, ν es el coeficiente Poisson y E el módulo de elasticidad o de Young.

Por consiguiente, se puede definir en ausencia de los esfuerzos tangenciales la deformación volumétrica ε_v (deformación normal de cada una de las aristas del prisma supuesto) después de haber aplicado las tensiones σ_1 , σ_2 y σ_3 como:

$$\varepsilon_v = \frac{V - V_0}{V_0} = \varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3\tag{3}$$

Por tanto, el efecto de la deformación volumétrica se expresa como:

$$\varepsilon_v = \frac{1 - 2\nu}{E}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \quad (4)$$

Se debe señalar que la exactitud de las ecuaciones (1), (2) y (4) está en función directa de la magnitud de los desplazamientos los cuales deben ser pequeños (en relación a las dimensiones del cuerpo y al límite de proporcionalidad del material) para que sea válido su alcance.

Otro enfoque relacionado al estudio de la elasticidad y la mecánica de los sólidos deformables se expone a través de la teoría formulada por el científico francés Henri Navier, quien planteó la relación entre los desplazamientos unitarios del cuerpo y las deformaciones. Debido al sentido práctico de este enfoque se justifica claramente su aplicación, ya que los desplazamientos son magnitudes muchas veces macroscópicas y fáciles de medir en relación a las tensiones residuales, por ejemplo. Por tal motivo es coherente validar el estado de cuerpos sólidos al medir desplazamientos en lugares puntuales.

En este sentido, se define el estado de deformaciones del cuerpo rígido a través de las ecuaciones de compatibilidad (5) y (6), que describen la deformación unitaria en función de los desplazamientos normales y angulares, estas se obtienen a través del estado tensional plano según la Figura 2.2 b), en el cual las deformaciones angulares se comportan como se muestra en la Figura 2.3.

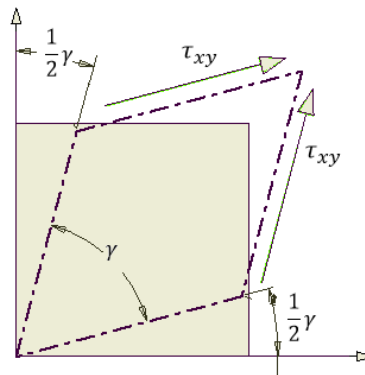


Figura 2.3. Deformación plana en el plano XY.

$$\varepsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x}; \varepsilon_y = \frac{\partial v}{\partial y}; \varepsilon_z = \frac{\partial w}{\partial z} \quad (5)$$

$$\gamma_{xy} = \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x}; \gamma_{yz} = \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y}; \gamma_{xz} = \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} \quad (6)$$

Siendo u , v y w las componentes respecto a los ejes ortogonales X , Y y Z respectivamente.

La energía de deformación global del sólido continuo se puede expresar a través de los desplazamientos mediante el análisis vectorial de un marco de referencia inercial, en el cual se define a la deformación como el movimiento relativo entre dos puntos pertenecientes al sólido, como se muestra en la Figura 2.4.

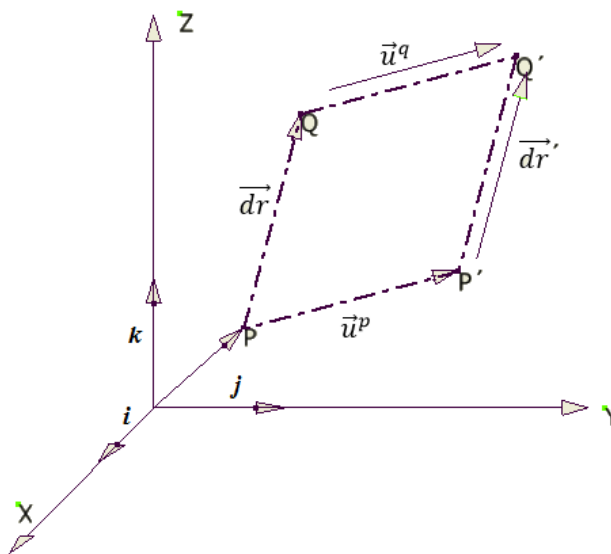


Figura 2.4. Diagrama vectorial para representar la deformación unitaria en función de los desplazamientos.

Del diagrama de la Figura 2.4 se describen los vectores \vec{u}^p y \vec{u}^q en la ecuación (7).

$$\vec{u}^p = u \cdot \vec{i} + v \cdot \vec{j} + w \cdot \vec{k} \quad (7)$$

$$\vec{u}^q = u \cdot \vec{i}'' + v \cdot \vec{j}'' + \vec{w}'' \cdot k$$

Por tanto, es conveniente escribir el vector \vec{u} en función de los ejes de coordenadas cartesianos como:

$$\vec{u} = \vec{u}(x, y, z) \quad (8)$$

Entonces las ecuaciones de Navier se expresan de la siguiente forma [49]:

$$\begin{aligned} \mathbf{u}'' &= u + \frac{\partial u}{\partial x} dx + \frac{\partial u}{\partial y} dy + \frac{\partial u}{\partial z} dz \\ \mathbf{v}'' &= v + \frac{\partial v}{\partial x} dx + \frac{\partial v}{\partial y} dy + \frac{\partial v}{\partial z} dz \\ \mathbf{w}'' &= w + \frac{\partial w}{\partial x} dx + \frac{\partial w}{\partial y} dy + \frac{\partial w}{\partial z} dz \end{aligned} \quad (9)$$

De forma matricial se puede definir la ecuación anterior como:

$$\vec{u}^q = \vec{u}^p + [J] \vec{dr} \quad (10)$$

Por tanto:

$$\begin{bmatrix} u'' \\ v'' \\ w'' \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} u \\ v \\ w \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{\partial u}{\partial x} & \frac{\partial u}{\partial y} & \frac{\partial u}{\partial z} \\ \frac{\partial v}{\partial x} & \frac{\partial v}{\partial y} & \frac{\partial v}{\partial z} \\ \frac{\partial w}{\partial x} & \frac{\partial w}{\partial y} & \frac{\partial w}{\partial z} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} dx \\ dy \\ dz \end{bmatrix} \quad (11)$$

Donde $[J]$ es la matriz que contiene la relación entre la deformación y la rotación del cuerpo.

$$[J] = [W] + [D] \quad (12)$$

Donde $[W]$ y $[D]$ representan la matriz del tensor de rotación lineal y el tensor de deformación lineal respectivamente, estos se expresan por las ecuaciones (13) y (14) como:

$$[W] = \begin{bmatrix} 0 & \frac{1}{2}\left(\frac{\partial u}{\partial y} - \frac{\partial v}{\partial x}\right) & \frac{1}{2}\left(\frac{\partial u}{\partial z} - \frac{\partial w}{\partial x}\right) \\ \frac{1}{2}\left(\frac{\partial v}{\partial x} - \frac{\partial u}{\partial y}\right) & 0 & \frac{1}{2}\left(\frac{\partial v}{\partial z} - \frac{\partial w}{\partial y}\right) \\ \frac{1}{2}\left(\frac{\partial w}{\partial x} - \frac{\partial u}{\partial z}\right) & \frac{1}{2}\left(\frac{\partial w}{\partial y} - \frac{\partial v}{\partial z}\right) & 0 \end{bmatrix} \quad (13)$$

$$[D] = \begin{bmatrix} \frac{\partial u}{\partial x} & \frac{1}{2}\left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x}\right) & \frac{1}{2}\left(\frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x}\right) \\ \frac{1}{2}\left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x}\right) & \frac{\partial v}{\partial y} & \frac{1}{2}\left(\frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y}\right) \\ \frac{1}{2}\left(\frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x}\right) & \frac{1}{2}\left(\frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y}\right) & \frac{\partial w}{\partial z} \end{bmatrix} \quad (14)$$

La representación del tensor de deformación de $[D]$ se denomina tensor infinitesimal de deformación de Green-Cauchy y es el principal objetivo del trabajo, ya que justifica el comportamiento geométrico de un cuerpo sólido continuo en función de los desplazamientos.

Por tanto, estamos en disposición de expresar la deformación del cuerpo rígido en una dirección cualquiera a través de la relación expresada en la ecuación (15), la cual se representa gráficamente en la Figura 2.5.

$$\vec{dr}'' = \vec{dr} + [W] \cdot \vec{dr} + [D] \cdot \vec{dr} \quad (15)$$

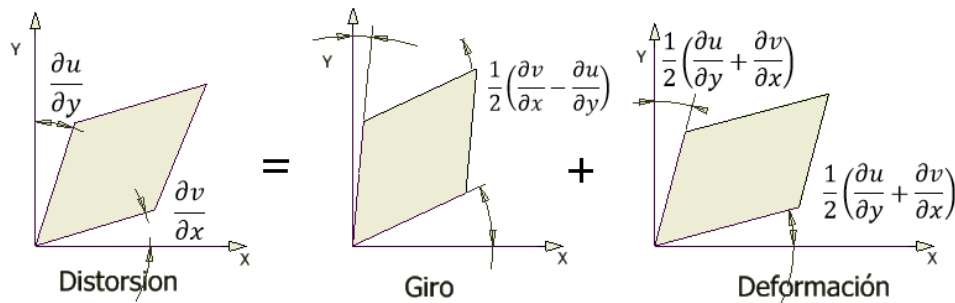


Figura 2.5. Representación gráfica de la deformación: a) representa la distorsión, b) movimiento o giro del cuerpo y c) la deformación del cuerpo.

Para la ecuación (15), el primero y segundo término de la ecuación representa el movimiento como cuerpo rígido, o sea, desplazamientos o giros sin deformación, y el tercer término representa la deformación del cuerpo.

La utilidad principal al definir el tensor de deformación es que nos permite conocer en cualquier dirección la magnitud de las deformaciones, basta con relacionar el tensor de deformación $[D]$ con un vector en la dirección deseada, entonces en la expresión (16) se tiene que:

$$\vec{\varepsilon} = [D] \cdot \vec{n} \quad (16)$$

Donde $\vec{\varepsilon}$ y \vec{n} representan la deformación en la dirección normal al plano en el cual se desea cuantificar la deformación.

De igual forma se puede decir que la deformación unitaria (ε_n) se define como:

$$\varepsilon_n = \vec{\varepsilon} \cdot \vec{n} = ([D] \cdot \vec{n}) \cdot \vec{n} \quad (17)$$

Como se ha demostrado en el desarrollo de este epígrafe, la necesidad de explicar el comportamiento de las deformaciones en función de los desplazamientos a través del tensor de deformación unitario viene dada por su importancia práctica ya que la magnitud de los desplazamientos puntuales de un sólido es relativamente fácil de obtener. Por consiguiente, el estado de deformación se puede validar a través de desarrollos experimentales encaminados a medir el desplazamiento puntual del cuerpo. Aunque su margen de aplicabilidad se ve limitado por procesos térmicos que inducen deformación plástica en zonas de relajamiento y cambios microestructurales del material. Es de especial atención porque en soldadura, los desplazamientos suelen ser relativamente pequeños por el grado de restricción muchas veces impuestas a las uniones a soldar.

2.1.1.1. Plasticidad en los materiales

Se ha publicado en varias ediciones relacionadas a la mecánica de materiales que el comportamiento plástico se explica a través del estudio de las dislocaciones como mecanismos causante de la falla, pero también como origen de los mecanismos de endurecimiento en las aleaciones de aceros, así como la expresión empírica de Hall-Petch al relacionar el tamaño de grano con la

deformación plástica, [53], [54], [55] y [45]. El comportamiento elasto-plástico de un material se muestra en la Figura 2.6

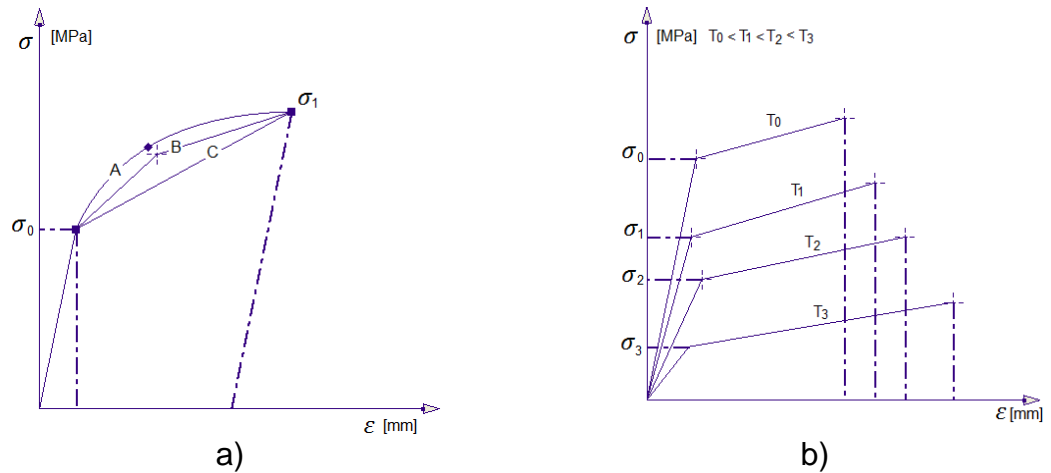


Figura 2.6. Comportamiento elasto-plástico de un acero [56].

Como se muestra en la figura anterior, el comportamiento plástico del material se puede explicar a través de varias curvas. La gráfica a) muestra tres curvas principales para describir el comportamiento plástico del material hasta llegar a alcanzar la tensión máxima; estas se denominan curvas bilineales (C), en la cual el comportamiento plástico se describe linealmente, curvas multilineales (B), donde el comportamiento se explica a través de varias rectas y las curvas exponenciales (A), con un grado más alto de complejidad. Estas curvas se escogen en función de la exactitud requerida para la solución y demuestran el carácter de los mecanismos de endurecimiento por deformación plástica de los aceros.

Además, en la Figura 2.6, se representa en la gráfica b) el comportamiento de las curvas esfuerzo vs deformación con la temperatura, mostrando la fluencia del material bajo temperatura constante. Explicar este comportamiento es esencial para simular cómo se comporta el material al ser soldado.

Por tanto, debido a cuestiones prácticas y sin entrar en detalles matemáticos que justifiquen la teoría de la plasticidad, se presentan tres modelos usados en [55], [57] para describir la característica de la curva tensión vs deformación de la zona plástica del material con la influencia de la temperatura.

La fluencia del material después de alcanzar el límite de elasticidad cambia su comportamiento lineal, como se mostró en la Figura 2.6. Comportamiento elasto-plástico de un acero [56]., y comienza a endurecerse producto de la deformación plástica. El concepto de la fluencia permite tratar al material bajo el comportamiento elasto-plástico que puede ser caracterizado por un parámetro de resistencia. La expresión (18) describe el comportamiento plástico del material [57].

$$\sigma_f = \frac{\sigma_{ys}}{2} \left[1 + \frac{\left(\frac{n_{ro}}{0,002} \right)^{n_{ro}}}{e^{n_{ro}}} \right] \quad (18)$$

Donde σ_f representa el flujo tensional o la variación de la fluencia del material con la temperatura, n_{ro} el parámetro de Ramberg-Osgood y σ_{ys} es el límite de fluencia del material para la temperatura de referencia.

La relación entre los esfuerzos y la deformación cuando se considera endurecimiento por deformación e incluso afectaciones producto de los cambios de temperatura, se explica además por el modelo de Ramberg-Osgood y el modelo MPC [57], los cuales se describen a continuación.

Modelo Ramberg-Osgood [57].

$$\varepsilon_{ts} = \frac{\sigma_T}{E_y} + \left(\frac{\sigma_T}{H_{ro}} \right)^{\frac{1}{n_{ro}}} \quad (19)$$

$$\sigma_T = (1 - \varepsilon_{es}) \cdot \sigma_{es} \quad (20)$$

$$\varepsilon_{ts} = \ln(1 + \varepsilon_{es}) \quad (21)$$

Donde ε_{ts} representa la deformación verdadera, σ_T es la tensión verdadera, E_y módulo de elasticidad o de Young a la temperatura de interés, ε_{es} y σ_{es} es la deformación y la tensión de ingeniería respectivamente, n_{ro} H_{ro} son parámetro del material para el ajuste de la curva tensión-deformación y se determinan de las siguientes expresiones.

$$n_{ro} = \frac{1 + 1,3495 \frac{\sigma_{ys}}{\sigma_{uts}} - 5,3117 \left(\frac{\sigma_{ys}}{\sigma_{uts}}\right)^2 + 2,9643 \left(\frac{\sigma_{ys}}{\sigma_{uts}}\right)^3}{1,1249 + 11,0097 \frac{\sigma_{ys}}{\sigma_{uts}} - 11,7464 \left(\frac{\sigma_{ys}}{\sigma_{uts}}\right)^2} \quad (22)$$

$$H_{ro} = \frac{\sigma_{uts} \cdot e^{n_{ro}}}{n_{ro}^{n_{ro}}} \quad (23)$$

Donde σ_{uts} es la tensión máxima a tracción del material obtenida del ensayo de tracción y σ_{ys} representa el límite de fluencia del material a la temperatura de interés.

El modelo Ramberg-Osgood se cumple si y solo si se cumple la condición:

$$0,02 \leq \frac{\sigma_{ys}}{\sigma_{uts}} \leq 1 \quad (24)$$

Otra formulación utilizada es el Modelo MPC (*Materials Properties Council*) [57].

$$\varepsilon_{ts} = \frac{\sigma_T}{E_y} + \gamma_1 + \gamma_2 \quad (25)$$

Donde:

$$\gamma_1 = \frac{\varepsilon_1}{2} (1 - \tanh(H)) \quad (26)$$

$$\varepsilon_1 = \left(\frac{\sigma_T}{A_1}\right)^{1/m_1} \quad (28)$$

$$A_1 = \frac{\sigma_{ys}(1+\varepsilon_{ys})}{(\ln(1+\varepsilon_{ys}))^{m_1}} \quad (30)$$

$$m_1 = \frac{\ln(R) + (\varepsilon_p - \varepsilon_{ys})}{\ln\left[\frac{\ln(1+\varepsilon_p)}{\ln(1+\varepsilon_{ys})}\right]} \quad (32)$$

$$\gamma_2 = \frac{\varepsilon_2}{2} (1 - \tanh(H)) \quad (27)$$

$$\varepsilon_2 = \left(\frac{\sigma_T}{A_2}\right)^{1/m_2} \quad (29)$$

$$A_2 = \frac{\sigma_{uts} \cdot e^{m_2}}{(m_2)^{m_2}} \quad (31)$$

$$m_2 = 0,6 \left(1 - \frac{\sigma_{ys}}{\sigma_{uts}}\right) \quad (33)$$

De las ecuaciones anteriores ε_1 y ε_2 son valores que representan la deformación verdadera en la micro-deformación y la macro-deformación respectivamente, $\varepsilon_p = 2 \cdot 10^{-5}$ (adimensional) compensa la deformación a través del límite de proporcionalidad, E_y identifica al módulo de elasticidad a la

temperatura de interés y ε_{ts} se formula a partir de la ecuación (19) en el modelo de Ramberg-Osgood.

$$H = \frac{2(\sigma_T - (\sigma_{ys} + K\{\sigma_{uts} - \sigma_{ys}\}))}{K(\sigma_{uts} - \sigma_{ys})} \quad (34)$$

$$K = 1,5 \frac{\sigma_{ys}^{1,5}}{\sigma_{uts}} - 0,5 \frac{\sigma_{ys}^{2,5}}{\sigma_{uts}} - \frac{\sigma_{ys}^{3,5}}{\sigma_{uts}} \quad (35)$$

2.1.1.2. Deformación térmica

La deformación térmica originada en los metales es por naturaleza volumétrica, es causada por la dilatación cuando se les aplica calor y por contracción cuando se quita la fuente térmica. La deformación ocurre por los ciclos térmicos originados por la distribución no lineal de la temperatura en el dominio de la línea soldada. Debido a que la temperatura en el material cercano al cordón es muy alta las tensiones acumuladas son bajas, esto ocurre porque la rigidez es muy baja, ya que el módulo de elasticidad y el límite de fluencia disminuyen [51].

La descripción matemática que explica el comportamiento de la deformación a causa de la variación de temperatura se muestra en la ecuación (36).

$$\varepsilon_v^{th} = \frac{V - V_0}{V_0} = \alpha(T) \cdot \nabla T \quad (36)$$

Donde ε_v^{th} representa la deformación volumétrica, $\alpha(T)$ es el coeficiente de expansión en función de la temperatura y ∇T es el gradiente de temperatura causante de la dilatación o contracción del material.

De igual forma el estado de esfuerzo de un elemento sujeto a gradientes térmicos es consecuencia de la dilatación o la contracción restringida. O sea, si no se impide el movimiento térmico, entonces no surgen tensiones residuales, a través de la ecuación (37) se explica este comportamiento.

$$\sigma_v^{th} = \alpha(T) \cdot E(T) \cdot \nabla T \quad (37)$$

En donde forma σ_v^{th} representa las tensiones térmicas en las direcciones normales de un volumen unitario y $E(T)$ es el módulo de elasticidad también afectado por los cambios de temperaturas.

El principal problema de los modelos expuestos en las ecuaciones (36) y (37) es que el coeficiente de dilatación térmica y el módulo de elasticidad cambian dinámicamente con la temperatura y como el proceso de soldeo es enteramente dinámico, no asumir el efecto de la temperatura en las propiedades mecánicas y térmicas del material, causará que la predicción de las distorsiones muestre resultados poco confiables [58], [56], [59].

Por tal motivo es conveniente expresar el coeficiente de dilatación térmica como se muestra en la ecuación

(38). El modelo empleado para predecir el comportamiento del módulo de elasticidad se presenta en la sección 2.2.1.

$$\alpha(T)_{vol} = \frac{1}{V} \left(\frac{\partial V}{\partial T} \right)_p = -\frac{1}{\rho} \left(\frac{\partial \rho}{\partial T} \right)_p \quad (38)$$

Donde V es la fracción de volumen y ρ representa la densidad. En función de la temperatura se puede expresar entonces como:

$$\alpha(T) = \frac{1}{3} \alpha(T)_{vol} = -\frac{1}{3 \cdot \rho} \left(\frac{\partial \rho}{\partial T} \right)_p = -\frac{1}{3} \frac{\partial}{\partial T} (\ln(\rho)) \quad (39)$$

La ecuación (39) expresa al coeficiente de dilatación térmica ($\alpha(T)$) como una ecuación logarítmica en función de la densidad. Este comportamiento es básicamente consecuencia de las transformaciones de fase en estado sólido, lo cual presupone que el coeficiente de dilatación térmica tenga un comportamiento durante el calentamiento y el enfriamiento indistinto para las aleaciones de acero. Este argumento se desarrolla en la siguiente sección para explicar cómo afectan las transformaciones de fase en el análisis de la distorsión.

2.1.1.3. Deformación por cambio de fase

El proceso de enfriamiento continuo y rápido en las uniones soldadas se caracteriza por gradientes de temperatura notablemente grandes. Estos conducen a la transformación microestructural de diferentes fases en la pieza de trabajo [59], [56]. A cada temperatura, después que la integridad de los procesos de nucleación y crecimiento del grano finalizan, se pueden observar microestructuras estables [55], [54]. Durante las etapas de calentamiento y de mantenimiento, cuando la temperatura local excede la temperatura $A1c$ (el subíndice 1 se refiere a la transformación de perlita y austenita y el subíndice c especifica la fase de calentamiento) del diagrama de equilibrio Fe-C, se observa la formación de la estructura austenítica. Por otro lado, el enfriamiento forzado conduce a la descomposición de la austenita en, perlita, ferrita, martensita, bainita o carburo de hierro, cuya formación está fuertemente influenciada por la composición química del acero y la velocidad de enfriamiento local.

Dicho esto, es lógico pensar que la presencia de las diferentes fases de estado sólido del acero durante el calentamiento y el posterior enfriamiento influyen directamente en la deformación total del cuerpo. En [56] y en los trabajos de Bhatti [26] y Piekarska [18] se explica que la deformación local total (ε_{total}) producto del enfriamiento se puede expresar como:

$$\varepsilon_{total} = \varepsilon_{ij}^e + \varepsilon_{ij}^p + \varepsilon_{ij}^{th} + \varepsilon_{ij}^{ph} + \varepsilon_{ij}^{tp} \quad (40)$$

Donde ε_{ij}^e y ε_{ij}^p representan la deformación elasto-plástica descrita en el epígrafe 2.1.1.1. ε_{ij}^{th} calcula la deformación térmica a través de la ecuación (36) para la cual el coeficiente de dilatación térmica es función de la temperatura y de la fase presente, ε_{ij}^{ph} deformación por cambio de fase y ε_{ij}^{tp} es la deformación inducida por plasticidad de la fase presente bajo cargas aplicadas, por cuestiones prácticas y para facilitar el análisis se considera $\varepsilon_{ij}^{tp} = 0$, de esta forma se considera únicamente las deformaciones asociadas con las propiedades del material.

Un ejemplo en la variación del comportamiento del coeficiente de dilatación térmica se puede observar de forma esquemática en la Figura 2.7. Ésta muestra que el comportamiento durante el calentamiento y el enfriamiento puede ser completamente diferente. Se puede considerar prácticamente lineal el coeficiente de expansión térmica durante el calentamiento, pero mientras se enfría el metal producto de la descomposición de la austenita en martensita, ferrita o perlita, la deformación se manifiesta diferente. Específicamente este comportamiento es de especial interés durante el enfriamiento.

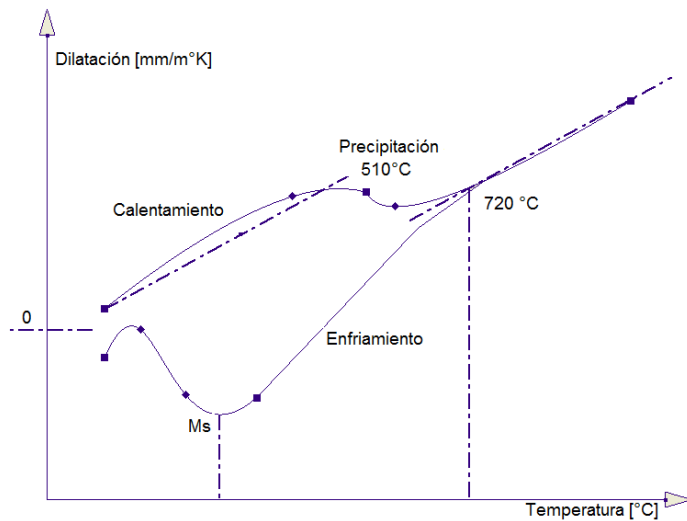


Figura 2.7. Expansión y contracción térmica del metal [60], [61].

Por tanto, la necesidad de fundamentar las bases metalúrgicas para determinar las temperaturas de transformación martensítica se justifica producto de la incidencia en el coeficiente de expansión térmica y por consiguiente en la deformación resultante, así se expone en la en la Figura 2.7. Ninguno de los autores [26], [18], [62], por solo nombrar algunos; ha considerado que el coeficiente de expansión térmica muestra un comportamiento diferente para el calentamiento y el enfriamiento producto de los cambios de fases que se dan lugar durante el enfriamiento.

Para lograr describir las transformaciones de fases presentes en las aleaciones de acero bajo enfriamiento continuo y fuera de las estructuras de equilibrio, se estudian los diagramas de transformación (CCT).

El diagrama como el que se muestra en la Figura 2.8, de forma esquemática cuantifica según la razón o la velocidad de enfriamiento, las fases presentes y las temperaturas a las cuales estas fases inician y termina. Por tal motivo, a partir del diagrama CCT se crean los modelos de bases metalúrgicas que predicen la deformación por cambio de fases, [63].

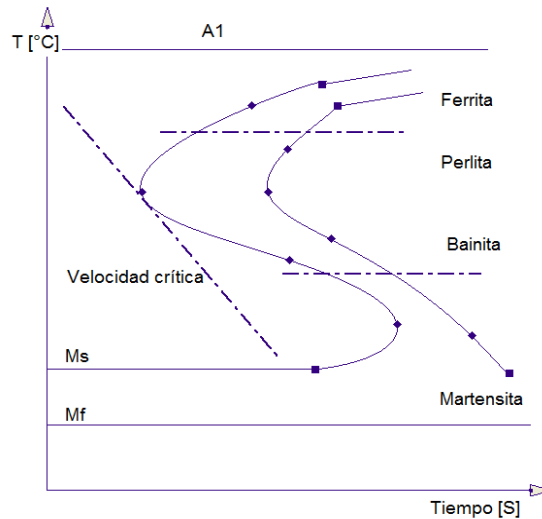


Figura 2.8. Diagrama típico de transformación, tiempo y temperatura para los aceros al carbono (CCT).

El modelo semiempírico para determinar las curvas de transformación de fase en las aleaciones de acero, se describe por la expresión (41), [61], [43].

$$\tau_x = \frac{\exp(Q/R \cdot T)}{2^{N/8} \cdot \Delta T^3} \cdot f \cdot I(X) \quad (41)$$

Donde X es la fracción de volumen de la fase transformada, Q es la energía de activación relacionada con la difusión en la frontera para los elementos de aleación, N es el tamaño del grano ASTM para la austenita, T es la temperatura en grados Kelvin, ΔT es el grado de subenfriamiento ($A_3 - T$) para la ferrita, ($A_1 - T$) para la perlita y un empírico valor para la bainita, f es una función lineal de la fracción de volumen de carbono y los elementos de aleación e I es la fracción de volumen integral obtenidas en dependencias de las fases transformadas en la fracción de volumen.

Los efectos combinados del factor $I/\Delta T^3$, el cual incrementa con la disminución del subenfriamiento (lo que significa un incremento en la temperatura de transformación) y del factor $\exp(Q/R \cdot T)$, al aumentar, cuando disminuye la temperatura, resulta en tiempos largos de nucleación, τ_x . El factor se incluye para considerar el hecho de que la razón de transformación se incrementa para tamaños del grano de austenita pequeño [61], [64].

Además del modelo para representar las curvas de transformación, se define la temperatura de inicio de la transformación martensítica, la cual se puede calcular a través de la expresión propuesta por [64] como:

$$M_s = \begin{cases} 795 - 25 \cdot C_1 - 45 \cdot Mn - 35V(Nb + Zr + Ti) - & C_1 < 0,005 \\ -30Cr - 20Ni - 16Mo - 8W - 5Si + 6Co + 15Al & \\ 525 - 350(C_2 - 0,005) - 45 \cdot Mn - & 0.005 \leq C_2 < 0.02 \\ -30Cr - 20Ni - 16Mo - 8W - 5Si + 6Co + 15Al & \end{cases} \quad (42)$$

Donde los elementos de aleación están representados por su porcentaje en peso.

De igual forma los cálculos para la predicción de las fases presentes se basan en las expresiones de Jhonson-Mehl-Avramis-Kormogorov (JMAK), donde describen la transformación difusional de la austenita en ferrita, perlita, bainita superior o inferior para una transformación isotérmica.

$$f = 1 - e^{-bt^n} \quad (43)$$

Donde f es la fracción en volumen de la fase transformada, t es el tiempo, b y n son constantes dependientes de la temperatura evaluadas del diagrama TTT, excepto para la ferrita para la cual $n=1$. Generalmente se puede expresar que:

$$n = \frac{\log[\ln(1 - v_s)/\ln(1 - v_s)]}{\log[t_s(T)/t_f(T)]} \quad (44)$$

$$b = \frac{-\ln(1 - v_s)}{t_s(T)} \quad (45)$$

El subíndice s y f indica el inicio y final respectivamente. Para un diagrama TTT usualmente se elige para ser 1% y $v_f = 99\%$.

Otros modelos que toman en cuenta las transformaciones alotrópicas de las aleaciones de acero se muestran a través de ecuaciones diferenciales ordinarias en el trabajo de Goldak [16], en sus investigaciones el autor muestra el procedimiento para ser aplicado este concepto a la simulación computacional de uniones soldadas.

2.1.1.4. Deformación Inherente

El estudio de la deformación aplicada principalmente a entender el comportamiento de las uniones soldadas, se ha utilizado extensivamente en los trabajos de Bhatti [26], [28], [27], [29]. En los cuales se calculan las deformaciones plásticas y elásticas en la simulación de soldadura con unión de filete. Este autor explica en sus trabajos que el concepto de deformación inherente puede ser aplicado en los modelos lineales utilizados para determinar los desplazamientos de la unión.

La magnitud longitudinal y transversal de la deformación inherente (ε), ecuación (46), consiste en la suma de los efectos de la componente la deformación de la membrana (ε_m) y la deformación ocurrida por flexión (ε_b), ecuación (47), la cual se basa en la teoría de la membrana en mecánica de materiales. La deformación inherente es integrada a través del espesor (t) y los resultados aplican en cada elemento de la zona de deformación, [38].

$$\varepsilon = \varepsilon_m + \varepsilon_b \quad (46)$$

$$\varepsilon_m = \int_{-\frac{t}{2}}^{\frac{t}{2}} \varepsilon \cdot dy \quad (47)$$

El enfoque dado a las deformaciones inherentes es que la distorsión se calcula por la integración de las deformaciones a través de la sección transversal de la placa y perpendicular a la línea de soldadura. La deformación inherente puede ser dividida en cuatro componentes: Contracción longitudinal (δ_L), contracción transversal (δ_T), flexión longitudinal (θ_L), y flexión transversal (θ_T), las cuales se pueden observar en la Figura 2.11 y se definen como:

$$\delta_L = \frac{1}{t} \iint \varepsilon_L dx dy \quad (48)$$

$$\delta_T = \frac{1}{t} \iint \varepsilon_T dx dy \quad (49)$$

$$\theta_L = \frac{1}{I} \iint t \cdot \varepsilon_L dx dy \quad (50)$$

$$\theta_T = \frac{1}{I} \iint t \cdot \varepsilon_T dx dy \quad (51)$$

La distorsión causada por la soldadura puede obtenerse de un análisis estático lineal aplicando una fuerza y un momento equivalente. Usando las ecuaciones (52), (53), (54) y (55).

$$F_L = E \int \varepsilon_L dx dy \quad (52)$$

$$F_T = E \int \varepsilon_T dx dy \quad (53)$$

$$M_L = EI\theta_L \quad (54)$$

$$M_T = EI\theta_T \quad (55)$$

La fuerza (F_L) y el momento (M_L) referente a la contracción longitudinal es aplicada en la zona correspondiente a la deformación plástica. Como el análisis es realizado en placas planas entonces la contracción transversal (F_T) y el momento transversal (M_T) son aplicados en los nodos localizados en ambos extremos de la placa.

2.1.1.5. Métodos energéticos de los desplazamientos

Otra de las aplicaciones para determinar los desplazamientos de un sistema y así el estado de deformación que describe su comportamiento estructural, son los métodos energéticos. La base de este método se entiende de acuerdo a que una fuerza o un sistema de fuerzas actuando sobre un cuerpo elástico generan desplazamiento los cuales realizan trabajo, y si se conserva la energía y se admite que el sistema es elástico mientras que la carga se aplica lentamente sin provocar aceleraciones en el sistema, se puede afirmar que el trabajo de las fuerzas exteriores (T) se acumula en el cuerpo deformado en forma de energía potencial de deformación (U) el cual se determina por la expresión siguiente.

$$T = \frac{1}{2} P \cdot \delta \quad (56)$$

De forma general y sin entrar en descripción matemática compleja, la expresión del trabajo total de las fuerzas internas que es igual a la energía potencial de deformación de la barra en el caso general de sollicitación se muestra en la ecuación (57).

$$U = \frac{1}{2} \left[\int \frac{M_t^2 \cdot dz}{G \cdot I_t} + \int \frac{M_x^2 \cdot dz}{E \cdot I_x} + \int \frac{M_y^2 \cdot dz}{E \cdot I_y} + \int \frac{N^2 \cdot dz}{E \cdot A} + k \cdot \int \frac{Q_x^2 \cdot dz}{G \cdot A} + k \cdot \int \frac{Q_y^2 \cdot dz}{G \cdot A} \right] \quad (57)$$

Donde M_i^2 , Q_i^2 , N_i , representan al momento flector y torsional, cortante y fuerza normal respectivamente, mientras G , I_i , A , E , son los parámetros que describen la rigidez del sistema. La expresión anterior es ampliamente utilizada en la teoría de vigas para obtener los desplazamientos provocados por cargas externas.

La base de los métodos energéticos de cálculo de los desplazamientos es el Teorema de Castigliano, el cual se enuncia como ...“La derivada parcial de la energía potencial de un sistema con respecto a una de las fuerzas del sistema es igual al desplazamiento del punto de aplicación de esta fuerza en su propia dirección”, [48]. El cual se muestra en la ecuación.

$$\delta_n = \frac{\partial U}{\partial P_n} \quad (58)$$

La aplicación de esta expresión es de muy simple aplicación y muy útil en el caso de un sistema de rigidez variable. Por ejemplo, el cálculo de los desplazamientos a través del teorema de Castigliano de una barra sometida a flexión pura utilizando la expresión (57) y (58) queda como:

$$U = \int \frac{M_x dz}{E \cdot I_x} \quad (59)$$

Entonces:

$$\delta_M = \frac{\partial U}{\partial M_m} = \frac{M_x}{E \cdot I_x} \int dz \quad (60)$$

Donde la derivada parcial de la energía interna respecto al momento aplicado por la acción de la fuerza genera el desplazamiento a causa de la flexión. Una de las aplicaciones de la ecuación (60) puede ser aplicada al cálculo de la curvatura de uniones soldadas de ranura.

La “dificultad” del teorema de Castigliano es que para calcular el desplazamiento en algún punto donde no exista fuerza aplicada, es necesario colocar una fuerza ficticia de magnitud cero y obtener la energía del sistema en función de las cargas aplicadas y de la fuerza ficticia.

Otra solución que se deriva del método energético son las integrales de Mohr [45], las cuales permiten calcular el desplazamiento en un punto cualquiera y en cualquier dirección independientemente de que exista una fuerza aplicada en ese punto o no. Para ello es necesario hallar las acciones interiores provocadas por la carga externa en las diferentes secciones de una barra en función de su longitud y las acciones interiores provocadas por una fuerza unitaria, colocada en un punto y en la dirección donde se desea calcular el desplazamiento del punto.

2.1.2. Distorsión en uniones soldadas a tope

En [26] y [51] se expone que cuando un metal es calentado uniformemente, éste se expande o se contrae también uniformemente, si no existe restricción no hay lugar para el desarrollo de tensiones residuales pero la distorsión se incrementa considerablemente, la Figura 2.9 muestra este comportamiento. Por otra parte, si se calienta de forma desigual, o sea, si existen gradientes térmicos entonces ocurre el desarrollo de deformaciones y esfuerzos térmicos. Si la deformación plástica ocurre entonces aparecerán los esfuerzos residuales.

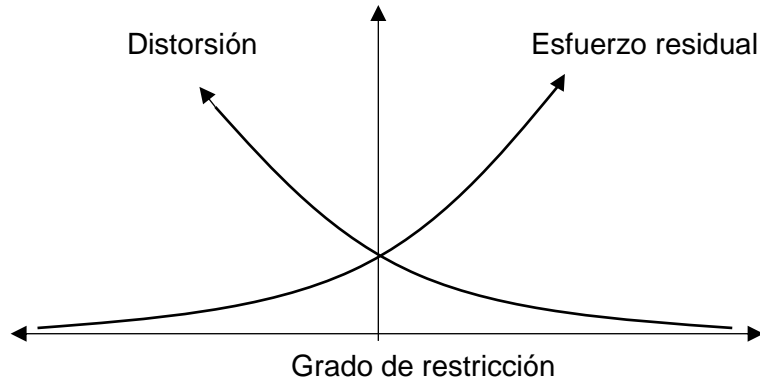


Figura 2.9. Correlación entre las tensiones residuales y la distorsión [27].

Los trabajos realizados por [13], [26], [62], entre otros, han expuesto que los esfuerzos residuales se distribuyen longitudinalmente y transversalmente a la soldadura. En estas dos direcciones también toma lugar la deformación, ya que la distribución de las tensiones provoca fuerzas de compresión que causan la distorsión de los elementos a unir. Esta distribución de esfuerzos y la dirección de cada una de ellas se muestran en la Figura 2.10.

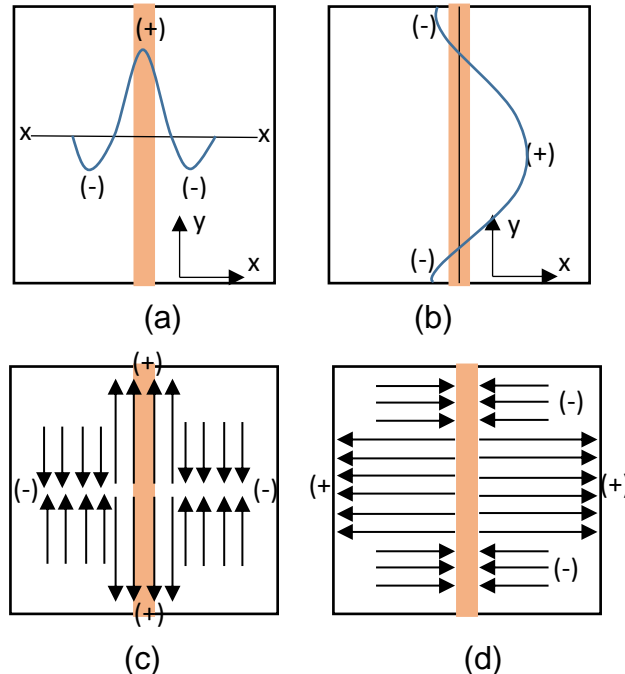


Figura 2.10. Patrón de esfuerzos residuales en uniones soldadas a tope, a) perfil de los esfuerzos longitudinales, b) esfuerzos transversales, c) y d) muestran las direcciones de los esfuerzos [57].

Ese estado de esfuerzos mostrado en la Figura 2.10 explica el comportamiento y el carácter de las deformaciones en las uniones a tope. Esa combinación de esfuerzos muestra, por ejemplo, que la deformación tiende a ocurrir en el sentido axial de la unión como producto de las fuerzas de compresión producidas por los esfuerzos longitudinales que comprimen axialmente la unión y pueden provocar incluso la pérdida de la estabilidad de la unión. Además, la deformación se manifiesta angularmente cuando los esfuerzos a través de la sección transversal producen un momento que logra el desplazamiento angular, o sea, si una de las superficies se comprime o se estira y la otra no, entonces se genera un momento angular. Éstos y algunos otros tipos de deformaciones encontradas en las uniones soldadas a tope se muestran en la Figura 2.11, [28], [39], [40], [33].

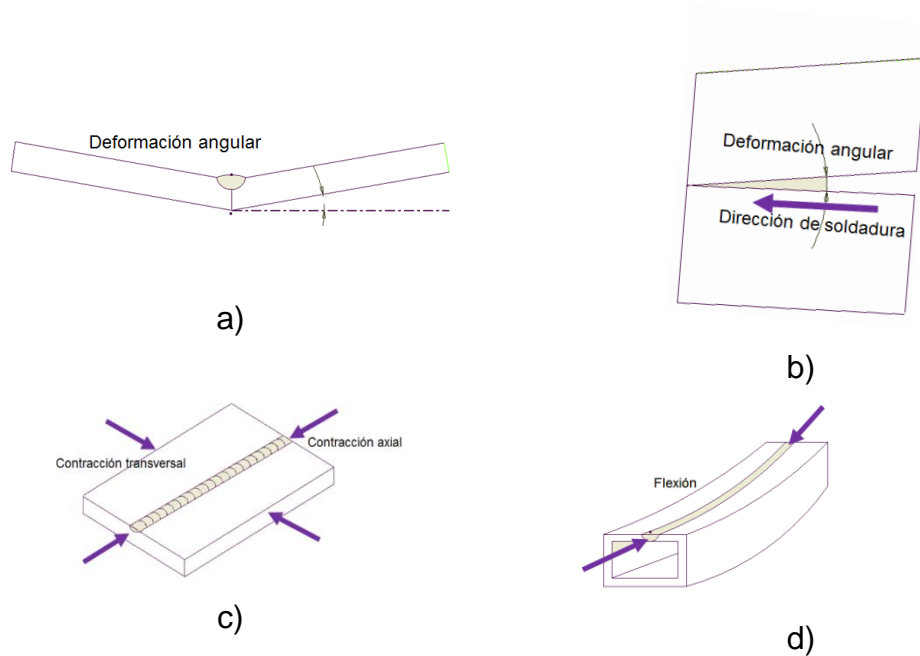


Figura 2.11. Deformaciones en uniones a tope.

De la figura anterior en a) se muestra el comportamiento de la distorsión angular, en b) la rotación hacia el frente del movimiento de la soldadura, en c) se muestra la contracción longitudinal y transversal que ocurre en las uniones a tope, en c) el carácter de la flexión en geometrías no planas.

2.1.2.1. Distorsión transversal

La contracción transversal (Figura 2.11 c)) en soldadura con unión a tope de aceros al carbono y baja aleación se propone en el manual de soldadura de la Sociedad Americana de Soldadura (AWS por sus siglas en inglés) [51], éste es el desplazamiento horizontal perpendicular a la línea central de la soldadura y se estima como la relación entre el área de la sección transversal, el espesor de la placa y la abertura de la raíz. La ecuación (61) muestra la relación entre estos parámetros.

$$\varepsilon_T = \mu \cdot \frac{A}{b} + 0.05 \cdot d \quad (61)$$

Donde los parámetros A , b y d representan el área de la sección transversal, espesor de la placa y abertura de raíz respectivamente. μ es la variable de ajuste para el espesor, o sea, para espesores menores de 25 mm $\mu = 0.18$ y $\mu = 0.2$ para espesores mayores.

Aunque la solución analítica de la ecuación (61) es una aproximación, debido a que en la soldadura ocurren fenómenos de restricción no uniforme, rotación, varios pases de soldadura, etc. Puede ser una buena aproximación para la comprobación de la solución numérica.

2.1.2.2. Distorsión longitudinal

La deformación o contracción longitudinal que ocurre en las uniones soldadas de ranura aproximadamente presenta una relación de 1/1000 relativo a la longitud de la soldadura, representando mucho menos que el comportamiento de la contracción transversal. La ecuación (62) ha sido propuesta para estimar los desplazamientos en uniones a tope.

$$\varepsilon_L = \frac{305 \cdot I \cdot L}{b} \cdot 10^{-7} \quad (62)$$

Donde ε_L representa el desplazamiento longitudinal, I es la corriente de soldadura, L es la longitud del cordón, y b el espesor de la placa.

2.1.2.3. Distorsión por rotación angular

El movimiento de metal durante el avance de la fuente de calor en la línea de la soldadura provoca, producto de la expansión del metal calentado frente al baño de soldadura, que las placas giren respecto al centro del arco. Este fenómeno de distorsión es explicado por AWS [51], el cual muestra dos comportamientos distintos, Figura 2.12.

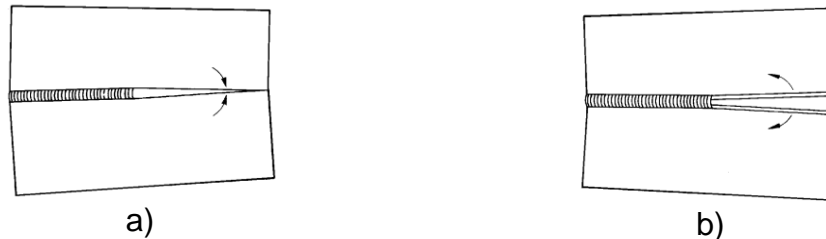


Figura 2.12. Rotación angular del metal frío frente al movimiento de la soldadura [51].

Como se observa en la figura anterior la rotación puede ocurrir en dos direcciones, en a) la abertura de raíz tiende a cerrarse según avanza la fuente provocando que ocurra falta de fusión en ésta y no haya penetración completa de la unión, este fenómeno tiende a ocurrir muy a menudo en el proceso manual por arco eléctrico con electrodo revestido (SMAW). Por el contrario, en b), cuando se utiliza un proceso automático como GMAW o SAW la abertura de raíz tiende a incrementarse hacia el final de la soldadura. Para este tipo de problemas, típicamente es una buena práctica realizar punteos a lo largo de la línea de unión antes de la soldadura para tratar de mantener constante la abertura de la raíz.

2.1.2.4. Distorsión angular

La distorsión angular frecuentemente ocurre cuando a través del espesor la contracción transversal no es uniforme, producto a que el gradiente térmico no es uniforme en todo el espesor.

A pesar que en las uniones en T la magnitud de la distorsión angular se incrementa, para las uniones a tope este comportamiento presenta un carácter importante, [44]. La reducción del volumen de metal aportado reduce la contracción transversal lo cual disminuye el desplazamiento angular de la unión,

o sea, la geometría del área de la sección transversal tiene una relación directa con la magnitud de la distorsión.

2.1.2.5. Flexión causada por la contracción longitudinal

En una estructura tipo viga cuando la línea de soldadura está desplazada del centroide de la sección transversal del elemento la contracción longitudinal causa flexión y la viga se curva.

En AWS [51] explica que la teoría aplicada es similar a la de vigas sometidas a flexión propuesta por la mecánica de materiales. Por tanto, la distorsión longitudinal causada por soldadura en una viga esbelta (larga) puede ser calculada a través de las tensiones longitudinales como se muestra en las expresiones (63) y (64).

$$\sigma_x = -E \cdot \varepsilon_x + \frac{M_y}{I_x} z + \frac{P_x}{A} \quad (63)$$

$$\frac{1}{R_C} = \frac{M_y}{E \cdot I_x} = \frac{P_x \cdot h}{E \cdot I_x} \quad (64)$$

Donde σ_x , ε_x y I_x representan los esfuerzos longitudinales (en la dirección axial), deformación "incompatible", momento de inercia de la sección transversal de la unión respectivamente y M_y momento flector aparente por contracción. h es la longitud entre el eje neutro y el centroide de la unión, el cual representa el brazo de momento que produce la curvatura de la viga y R_C es el radio de la curvatura producida.

La utilidad de la ecuación (63) es que se puede relacionar directamente la distorsión del elemento soldado con la fuerza de contracción excéntrica P_x , la cual es originada por la combinación de los parámetros de soldadura y las propiedades geométricas de la unión.

2.2. Propiedades del material

El material utilizado en el estudio pertenece a la serie AISI 1520 y 1018, la composición química se muestra en la Tabla 1. 1. Estos aceros clasifican como hipoeutectoide para el cual la temperatura de austenización es alrededor de 920 °C. Los parámetros de resistencia mecánica se obtienen del ensayo de tracción

el cual muestra que el límite de fluencia a 25°C $\sigma_{ys} = 499 \text{ MPa}$ y $\sigma_{uts} = 630 \text{ MPa}$, con un alargamiento de 32%. La carga máxima 13140 kgf y el área de la sección transversal $A = 204,42 \text{ mm}^2$, por tanto, el módulo de elasticidad para la región elástica lineal es $E = 249,5 \text{ GPa}$.

Tabla 1. 1. Composición química del acero AISI 1520 y 1018.

Composición química (% de peso)												
C	Mn	Si	Cr	Ni	Mo	Cu	V	Nb	Ti	W	S	P
0,18	1,33	0,21	0,14	0,04	0,01	0,014	0,004	0,004	0,03	0,002	0,01	0,002
0,15- 0,20	0,6- 0,9	-	-	-	-	-	-	-	-	-	0,05	0,04

La definición de las propiedades termo-mecánicas y físicas del material para la entrada a la simulación térmica y estructural se definen en función de la temperatura. El efecto del comportamiento de estas propiedades en la solución numérica ha sido abordado, principalmente, en los trabajos de Barsoum [29], [28], [27]. A pesar de que la simulación de soldadura ha sido ampliamente aplicada a la predicción, tanto de los gradientes de temperatura como la respuesta estructural del componente, la influencia de las propiedades con la temperatura en los tiempos de simulación no se ha abordado de acuerdo con los resultados que se quieren estudiar. O sea, es conocido que la influencia de la temperatura es un factor importante a tener en cuenta en las propiedades del material pero no se ha expuesto cuál es la magnitud del efecto de ésta en los resultados, por ejemplo, describir el comportamiento de las propiedades térmicas con la temperatura tendrá el mismo efecto respecto a la distorsión o tensiones residuales en el componente soldado, o si el efecto del coeficiente de dilatación térmica durante el calentamiento y el enfriamiento es el mismo respecto a la magnitud de los desplazamientos y el tiempo de computo de la simulación. Parte de este análisis es mostrado como resultado de la presente investigación en el epígrafe 5.2.4.

2.2.1. Parámetros de resistencia mecánica

En la Figura 2.13 y Figura 2.13 se expone el comportamiento del módulo de elasticidad y el límite de fluencia con la temperatura para los dos aceros en cuestión.

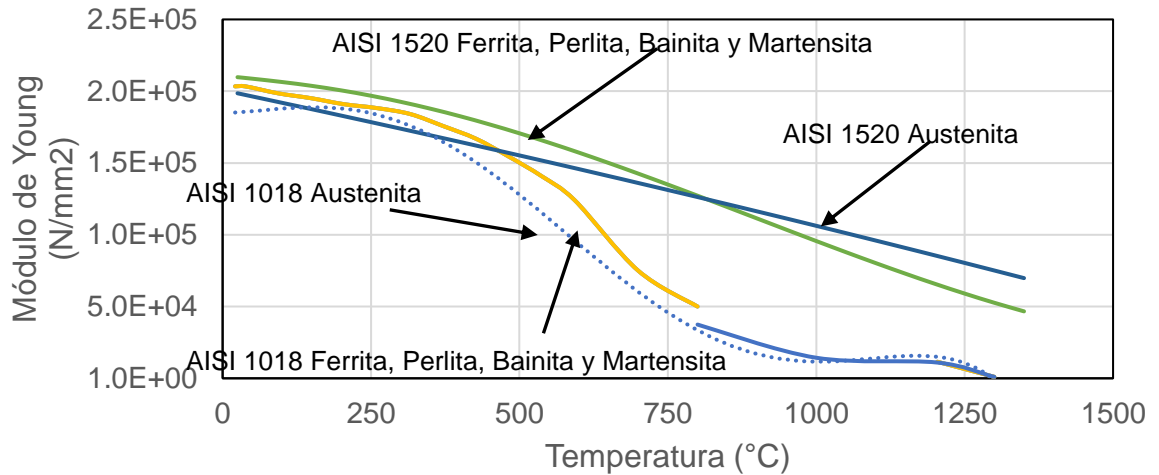


Figura 2.13. Módulo de elasticidad tangencial con la temperatura para AISI 1018 y AISI 1520.

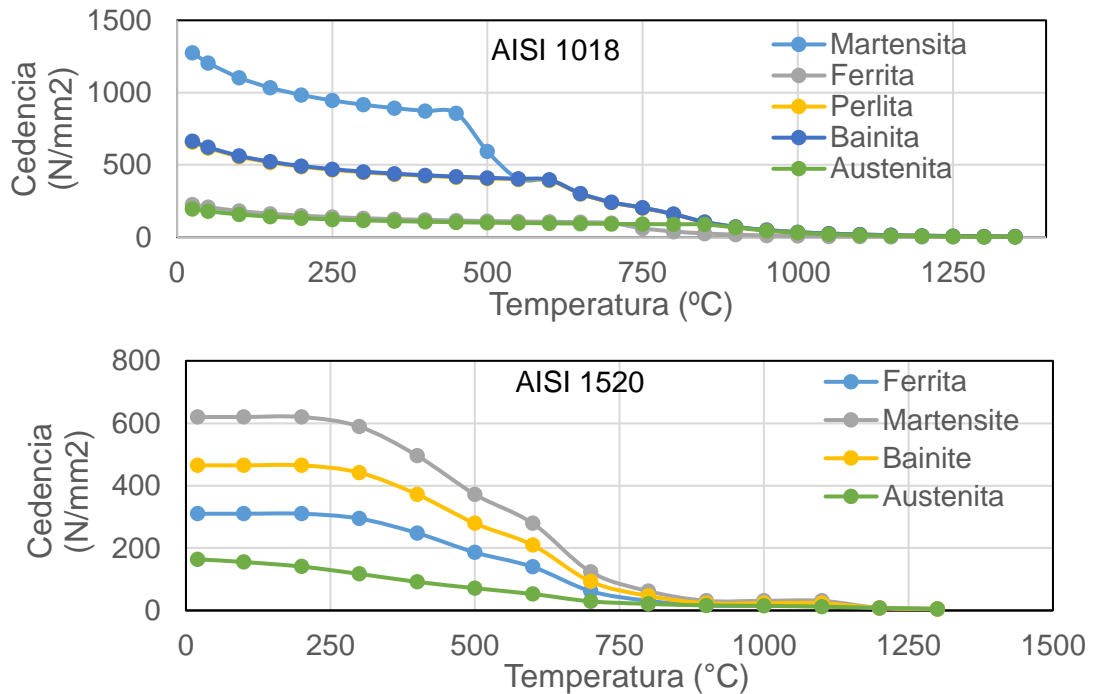


Figura 2. 14. Límite de cedencia en función de la temperatura y las fases para a) acero AISI 1018 y b) 1520.

2.2.2. Propiedades termofísicas

En la Figura 2.15 se muestra el comportamiento del coeficiente de dilatación térmica en función de la temperatura. Las curvas que se muestran han sido obtenidas a través del ensayo de dilatometría, del cual se obtuvo el comportamiento de la expansión y contracción del material durante el calentamiento y el enfriamiento de la muestra.

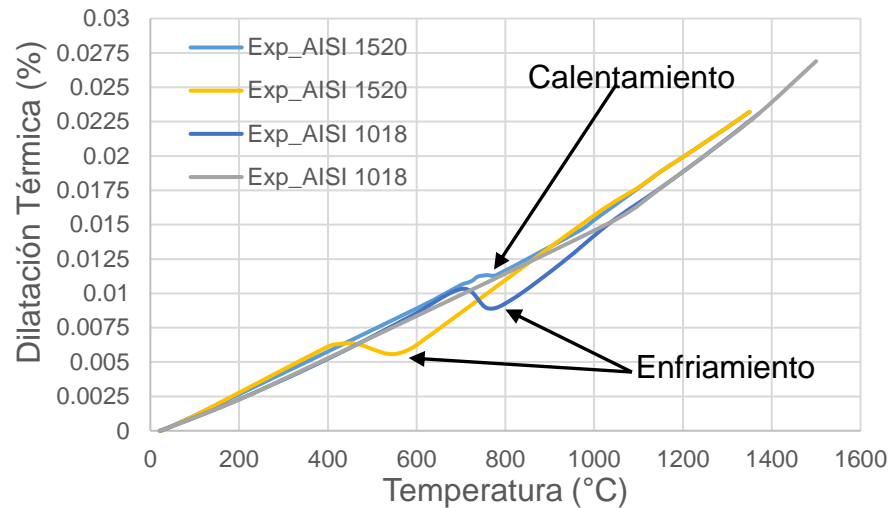


Figura 2.15. Coeficiente de dilatación térmica vs temperatura [65].

A continuación, en la Figura 2.16 se muestra el comportamiento de la conductividad térmica con la temperatura para las dos aleaciones estudiadas en la investigación.

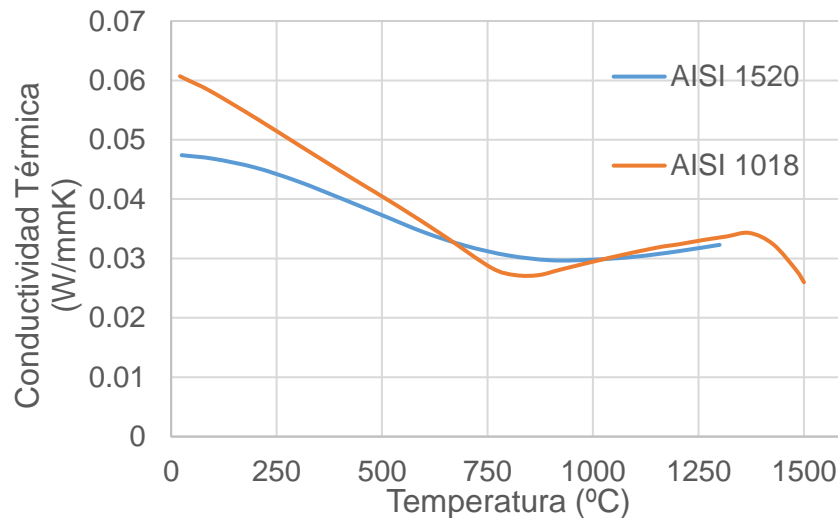


Figura 2.16. Conductividad térmica vs temperatura [65].

Capacidad calorífica específica del material cuantifica la energía necesaria que hay que aportar por kilogramo de masa para incrementar en un grado su temperatura, la Figura 2.17 representa la variación del calor específico con la temperatura.

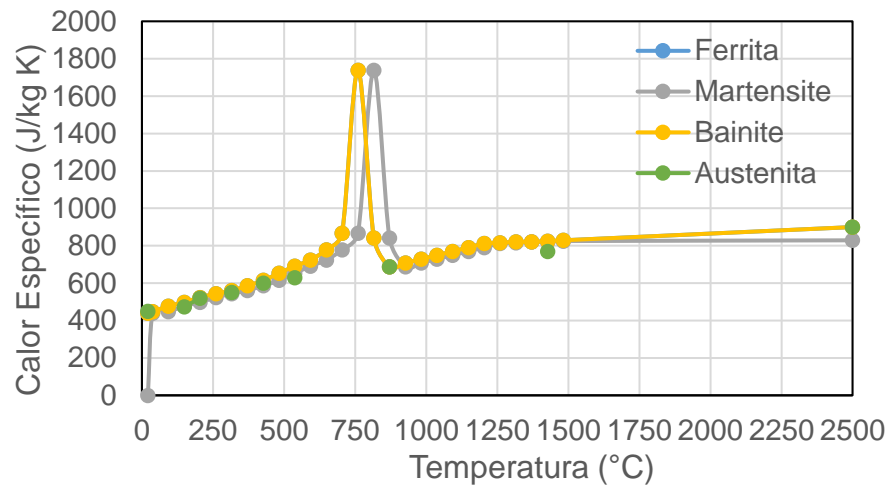


Figura 2.17. Calor específico del material vs la temperatura [65].

2.3. Proceso de soldadura híbrido HLAW

La soldadura híbrida es un concepto para la unión de metales que combina la soldadura láser (LBW) y la soldadura por arco eléctrico (GMAW). El término HLAW se introdujo por primera vez en la década de 1970 como "soldadura por láser de arco incrementada" [43]. Desde sus inicios, para combinar el proceso láser se han utilizado procesos de arco principalmente GTAW y GMAW. Sin embargo, GMAW se ha convertido en el proceso de arco más popular para ser usado con HLAW.

Las fuentes láser de alta potencia se basan principalmente en láseres de dióxido de carbono (CO₂) y láseres de gas de estado sólido combinado con neodimio itrio-aluminio-granate (Nd: YAG). Con los avances en la ejecución de otras tecnologías de estado sólido, existen láseres de fibra, láseres de disco delgado, y láseres de diodo semiconductor [66], [3].

2.3.1. Características del proceso híbrido

La soldadura HLAW al combinar las características del proceso por arco eléctrico ofrece varias ventajas respecto a los procesos clásicos de soldadura. Entre estas se puede mencionar la habilidad para producir uniones de penetración profunda con un solo pase, el control de la energía focalizada del láser ofrece un aporte térmico controlado y muy localizado, lo cual resulta muy favorable en cuanto a la disminución de la distorsión. El poco calor aportado conlleva a que la ZAC disminuya y los cambios microestructurales se controlen, influyendo de esta forma en un incremento de las propiedades mecánicas. La alta densidad de potencia que maneja el proceso conlleva a que la velocidad de soldadura se incremente hasta por encima de los 10 m/min, mucho más rápida que la de los procesos convencionales [8], [9], [67], [68].

Como desventaja principal de este tipo de procesos es el ajuste inicial requerido de la unión para que la calidad no se afecte, el cual debe tener una tolerancia máxima de 0.5 mm, aunque hay autores que logran buena calidad con 2 mm de separación [3]. Además, el conocimiento teórico de la óptica de la luz hace que el personal de operación necesite un nivel de capacitación más elevado en relación con los procesos convencionales. También desde el punto de vista estructural, debido a las velocidades de soldadura que se manejan, la razón de enfriamiento tan rápida provoca agrietamiento de la línea central de la unión, producto de la fragilidad en caliente acorde a una microestructura frágil.

2.3.2. Flujo de calor en la soldadura

El flujo de calor en la soldadura está dado por la característica del proceso. En los procesos convencionales el calor se transfiere a la pieza de trabajo como razón de energía depositada por unidad de tiempo, comúnmente se describe el calor aportado por la soldadura como:

$$Q = \eta \cdot \frac{V \cdot I}{v} \quad (65)$$

Donde Q es el calor de entrada o el aporte térmico neto aportado por el proceso de arco, V es el voltaje e I la corriente, v la velocidad de soldadura y η la

eficiencia del proceso. En términos de soldadura la ecuación (65) se denomina aporte térmico por unidad de longitud. También se puede aplicar al proceso láser donde Q sería la potencia nominal de la fuente láser.

2.3.2.1. Descripción de la fuente de calor por arco eléctrico

La fuente de calor por arco eléctrico usada en el proceso híbrido para realizar las uniones soldadas pertenece al proceso de soldadura GMAW el cual se caracteriza por hacer soldaduras a través de la fusión de un arco eléctrico con gas de protección y electrodo consumible. Este proceso es conocido además bajo los términos MIG y MAG, debido al gas de protección. Para la unión de aceros, es habitual emplear dióxido de carbono y/u oxígeno presente en la mezcla de gas como gases activos. La ignición del arco (cebado del arco) entre el electrodo consumible desnudo alimentado de forma continua y la pieza de trabajo genera calor que funde el extremo del electrodo y parte del metal base en el área de soldadura. La transferencia de metal fundido se combina con el metal base para formar el depósito de soldadura.

La soldadura GMAW generalmente utiliza CDEP (*corriente directa, electrodo positivo*). El metal de aporte se transfiere al metal base mediante los diferentes modos de transferencia. El modo que se seleccione depende de factores tales como la posición de soldadura, los rangos de corriente y voltaje, el gas de protección y el tipo de metal que se suelda. Para efectos de la presente investigación los modelos que describen la fuente de calor no toman en cuenta estos efectos.

La descripción matemática de la fuente de calor por arco eléctrico en inicio fue descrita por Rosenthal [44]. Pero actualmente el modelo que se usa extensivamente fue propuesto por Goldak [15], [13], [14], el cual se basa en una distribución elíptica del flujo de calor, llamada doble elipsoide. En la cual las isotermas que representan el gradiente térmico se distribuyen de manera diferente atrás y hacia delante de la fuente de calor, el modelo se describe por la ecuación (66).

$$Q_i = \begin{cases} Q_f = \frac{6\sqrt{3}f_f\dot{Q}}{abc\pi\sqrt{\pi}} \exp\left(-\frac{3x^2}{a^2} - \frac{3y^2}{b^2} - \frac{3[z + v(\tau - t)]^2}{c^2}\right) \\ Q_r = \frac{6\sqrt{3}f_r\dot{Q}}{abc\pi\sqrt{\pi}} \exp\left(-\frac{3x^2}{a^2} - \frac{3y^2}{b^2} - \frac{3[z + v(\tau - t)]^2}{c^2}\right) \end{cases} \quad (66)$$

Donde Q_i representa el calor de entrada de la fuente al componente, Q_f y Q_r figuran la distribución del calor frontal y hacia atrás respectivamente. Los parámetros **a**, **b**, y **c** representan los límites del charco de soldadura y se determinan experimentalmente, **v** describe la velocidad de la soldadura. La característica térmica y geométrica del modelo doble elipsoide de Goldak se muestra en la Figura 2.19.

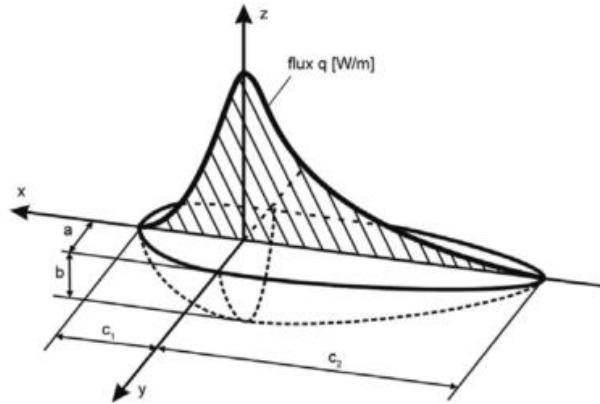


Figura 2.18. Esquema de la fuente de calor por arco eléctrico [16].

Este modelo de Goldak ha sido empleado extensivamente en la simulación de soldadura por arco eléctrico [69], [21], entre otros, y ha demostrado su capacidad para modelar el comportamiento térmico del baño de soldadura y calcular la frontera de fusión con exactitud, lo cual ha sido extensamente validado en los trabajos de Bhatti [26] y [18], por solo nombrar algunos.

2.3.2.2. Descripción de la fuente de calor láser

El sentido matemático de la fuente de calor del proceso LBW es un concepto difícil de desarrollar por la naturaleza multifísica que caracteriza al proceso de soldadura. Dal expone en su trabajo [70], que intentar unificar el

proceso térmico, la interacción del láser con la materia y el flujo de fluido del baño de soldadura en la simulación numérica presupone incrementos de tiempo y costos de cómputo excedidos.

Como consecuencia de la complejidad de los modelos físicos implicados, la simplificación de la solución numérica para este proceso es una vía que ofrece resultados favorables y prácticos para explicar el comportamiento térmico implícito. Al igual que en el proceso por arco eléctrico, el modelo que describe matemáticamente la fuente de calor es una simplificación que logra explicar la naturaleza térmica del proceso LBW, la cual se ha utilizado en los trabajos [22], [71], [62], [14], [18].

La expresión que define el comportamiento térmico de la fuente láser puede cambiar según sea el comportamiento experimental de la zona de fusión obtenida. Específicamente, se expone que la fuente laser se puede comportar de forma cónica, cilíndrica o una combinación de ambas. Generalmente, la mejor solución es la combinación de las dos geometrías para el proceso HLAW. Así, la geometría cilíndrica se utiliza para describir la fuente láser por debajo de la penetración asociada al proceso por arco eléctrico que a su vez es modelada con una geometría cónica ó elíptica, creando un perfil de "copa", llamado así al área de la sección transversal producida por la soldadura HLAW [70], [3].

Por tanto, la distribución de potencia de la fuente láser para explicar el comportamiento de la densidad de energía se obtiene a través del modelo propuesto por Pavelic [16], ecuación (67). En éste se considera que el flujo de calor presenta una distribución Gaussiana o normal al plano superficial, en el cual la potencia máxima está en el centro de la fuente, y disminuye exponencialmente según la dimensión de la zona de fusión. La Figura 2.19. Geometría de la fuente laser [70]. muestra esquemáticamente la distribución de potencia en la fuente.

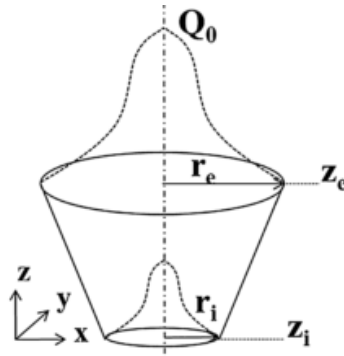


Figura 2.19. Geometría de la fuente láser [70].

$$Q_{laser} = Q_0 \cdot \exp\left(-\frac{r^2}{r_0^2}\right) \quad (67)$$

Donde:

$$Q_0 = \frac{6\dot{Q}}{abc\pi(1 + d_c)} \quad r_0 = r_e \frac{(r_e - r_i)(z_e - z)}{(z_e - z_i)} \quad (68)$$

De la ecuación (67) y (68) la densidad de energía de la fuente se denomina como (Q_{laser}), y la potencia nominal del láser es (Q_0), r_i representa el radio vector que delimita el área de fusión de la unión, la diferencia entre z_e y z_i representan la penetración de la fuente y está en función de las coordenadas cartesianas. Las suposiciones de estas ecuaciones es que la intensidad de calor tiene una distribución gaussiana y no se considera divergencia del haz.

2.4. Medición de la distorsión

Como se expuso en el epígrafe 2.1 relativo a las deformaciones que sufre un componente mecánico, la distorsión es un término utilizado para caracterizar cualitativamente el estado de un cuerpo cuando cambia su morfología (geometría) por la acción externa o interna de una fuerza. Se habla de que el término es cualitativo porque la distorsión es un aspecto geométrico adimensional, la cual se define a través de la medición de los desplazamientos ocurridos en una geometría, el epígrafe 2.1.1.1 aborda teóricamente dicha afirmación.

2.4.1. Técnicas para medir distorsión

La medición de distorsión es un proceso comparativo a partir del cual se logra cuantificar magnitud y dirección de los desplazamientos en dos estados distintos del mismo objeto, o sea, para la comparación se requiere un patrón de puntos que establezcan referencia para medir el cambio geométrico, lo cual se traduce en los movimientos de los puntos relativo a la referencia inicial.

La retícula generada a partir de la nube de puntos es un modelo generado para unir puntos adyacentes mediante líneas rectas con el propósito de generar una superficie continua, teniendo una combinación de polígonos enlazados entre sí; a partir de esto se establecen las características que posee una superficie. La reconstrucción de superficies digitales mediante este método regularmente presenta el inconveniente de generar archivos de datos muy grandes, este método se denomina "modelos de malla de polígonos". Otros modelos son los de superficie, utilizan un conjunto de pequeñas curvas unidas que adquieren las características superficiales del objeto analizado, creando datos de tales curvas bajo código "*nurbs*", el resultado es un modelo basado en una esfera matemática. Además, están los modelos de sólidos CAD, para el cual el modelado es basado en una retícula esférica elástica sobre la cual se ajustan los puntos que describen la superficie del objeto, este modelado también proporciona "intención del diseño" donde más allá de la forma por sí sola señala características del objeto analizado como orificios concéntricos incluidos dentro de la pieza, siendo este modelado sencillo de editar con aplicaciones como Geomagic, Imageware, Rhino, Rapidform.

2.4.2. Proceso de edición de datos escaneados

Posterior a la etapa de obtención de los datos (nube de puntos), se comienza el modelado para construir el sólido (modelo CAD). Se genera una malla poligonal la cual esencialmente triangula la ubicación de los puntos para enlazarlos y construir elementos. De esta forma la malla, con extensión ".stl", es exportada a un software de diseño que se encarga de crear las operaciones de limpieza y modelado para convertir este archivo en un sólido parametrizado

capaz de ser editado para utilizarse con algún software de diseño comercial como los mencionados anteriormente.

Estos sólidos generados son comparados posteriormente con los sólidos previamente diseñados, de esta forma se superponen y se compara el estado del objeto, donde se detectan fallas en el diseño, desplazamientos y zonas deformadas o con desgaste. La aplicación de esta técnica se utiliza para inspeccionar piezas después que ha pasado por el proceso de manufactura, permitiendo obtener datos fieles que comprueben la calidad del producto.

CAPÍTULO 3

METODOLOGÍA

3.1 Metodología de trabajo para la investigación

El trabajo de investigación se divide en tres etapas principales, las cuales se planean con el objetivo de dividir el proyecto por procesos de soldadura.

La primera etapa aborda todos los temas teóricos y experimentales relacionados con el proceso de soldadura GMAW. En esta se definen las geometrías, los parámetros de soldadura y las características de los modelos térmicos para la simulación. De igual forma se desarrolla la segunda etapa del proyecto, pero esta se enfoca en la soldadura LBW, para después de analizar los datos obtenidos en las dos etapas previas y con la experiencia acumulada se comience con la tercera etapa, en la cual se unen las dos fuentes de calor y se desarrollará la experimentación de la soldadura híbrida HLAW.

En cada una de las etapas del proceso de experimentación el concepto de trabajo es el mismo y consta de dos partes, la simulación de la soldadura para analizar y explicar el comportamiento estructural de la unión soldada y las mediciones de la distorsión.

En la simulación se procede a construir el modelo CAD de las geometrías que corresponden a las probetas utilizando el software de propósito general NX Nastran, se definen las propiedades del material, se construye la malla y se definen los parámetros del proceso para la simulación a través del software Sysweld [72].

Una vez obtenido los datos de la simulación se comparan con los datos experimentales obtenidos de la medición de los desplazamientos con el escáner 3D; inicialmente se mide la geometría de los componentes antes de soldar y se obtiene la nube de puntos, a continuación, se suelda y se vuelve a medir la geometría y se obtiene una segunda nube de puntos la cual es comparada con la primera mediante el software Gom Inspect [73]. Esto permite observar el desplazamiento, si lo hubo, de los puntos desde un estado inicial antes de soldar y después de ser aplicada la soldadura, lo cual es consecuencia de las deformaciones producidas por el proceso de soldeo.

Los resultados adquiridos de la experimentación en cada una de las etapas se utilizan para validar los obtenidos por la simulación. La medición de la temperatura y la distorsión en placas validarán el campo térmico y los desplazamientos puntuales en las placas. Una vez ajustados los parámetros de soldadura y los modelos, se estará en condiciones de migrar a geometrías complejas y poder predecir el comportamiento del material a través del proceso de soldadura. La Figura 3.1, presenta, a manera de esquema, un resumen del procedimiento de trabajo.

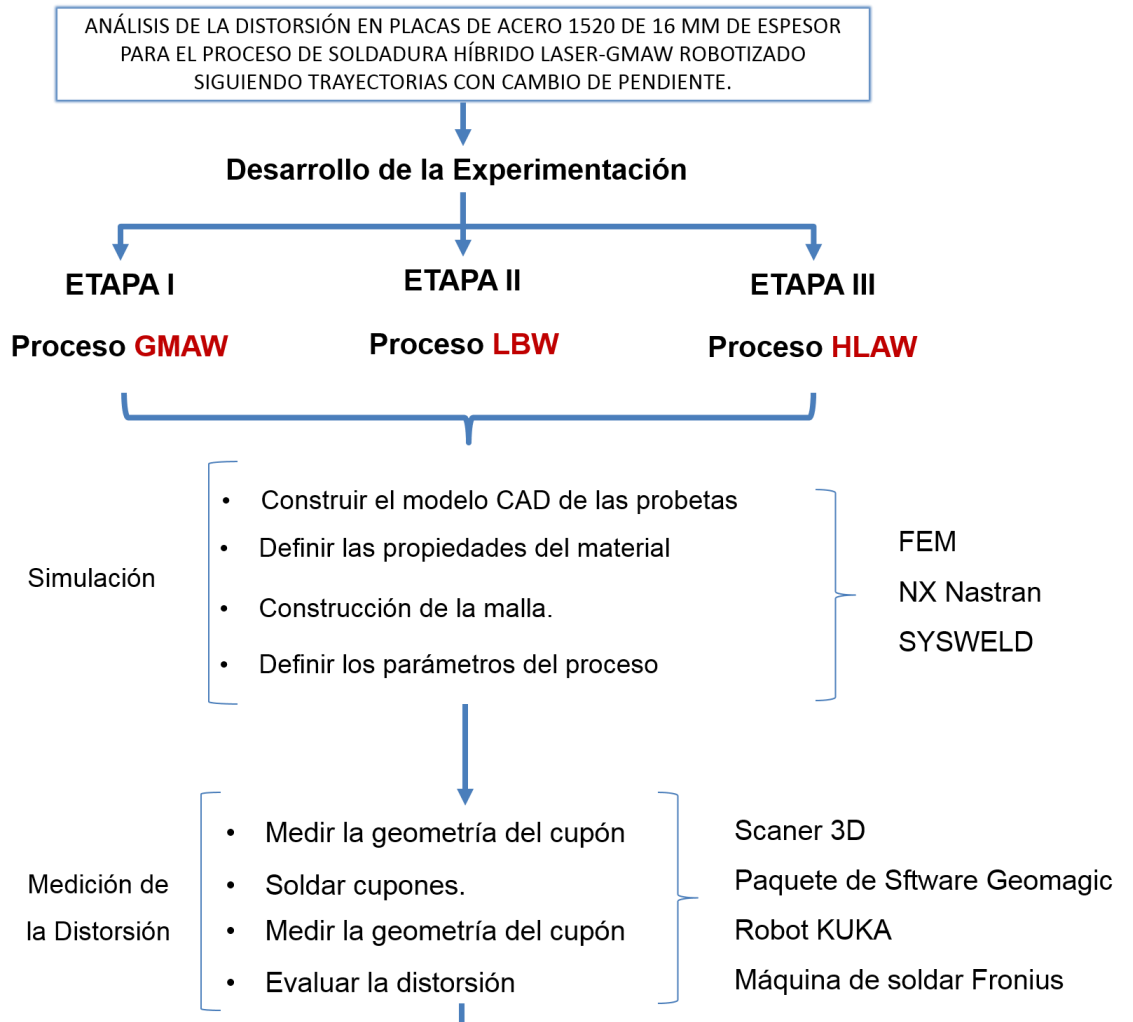


Figura 3.1. Esquema resumen del proceso de experimentación.

CAPÍTULO 4

DESARROLLO EXPERIMENTAL

El estudio del comportamiento estructural y la soldabilidad de las uniones producidas por los procesos GMAW, LBW y HLAW, debido a la mayor demanda industrial, han sido abordados en varias investigaciones. Liu [74] realizó el estudio experimental del proceso autógeno láser y el híbrido exponiendo el efecto de los parámetros de soldadura en la penetración y la geometría del baño de soldadura. Atabaki [75] y Wahba [3], estudiaron experimentalmente la soldabilidad del proceso híbrido en rangos de espesores desde 10 mm hasta 25 mm de aleaciones de acero y materiales no ferrosos. Al igual que las investigaciones precedentes, en este capítulo la investigación mostrará experimentalmente, en tres etapas, la soldadura de los tres procesos mencionados GMAW, LBW y HLAW para espesores de 12 y 16 mm para los aceros AISI 1520 y 1018 respectivamente, y se expondrá la investigación por métodos numéricos de los tres procesos con el objetivo de analizar la distorsión producida por estos.

4.1 Etapa I. Experimentación del proceso GMAW

De acuerdo con la primera etapa de la investigación, el proyecto desarrolla experimentalmente la medición de distorsión y el campo térmico del proceso GMAW al soldar placas de 16 y 12 mm de espesor de acero AISI 1018 y 1520 respectivamente. La Tabla 1. 2 muestra el número de cupones, el ángulo de la preparación de bisel para la unión y las pendientes en las que son soldados los cupones.

Tabla 1. 2. Diseño de la experimentación para el proceso GMAW.

Proceso	Espesor	Cupones	Material	BISEL ⁽¹⁾				PENDIENTE ⁽¹⁾				Raíz
				10°	15°	20°	25°	15°	20°	25°	35°	
GMAW	12.7	2	AISI 1520	-	-	6	-	-	3	-	-	2
GMAW	16	4	AISI 1018	-	-	4	-	1	1	1	1	8
	16	3	AISI 1018	-	1	1	1	-	-	-	-	8

(1) Ver figura 4.1.

La Figura 4. 1 muestra los dos tipos de geometrías utilizadas para la experimentación. En la geometría de la Figura 4. 1 a) se estudiará el cambio de bisel en la unión para observar el efecto sobre la distorsión en posición plana (1G), y en la figura 4.1 b) se expone la geometría para estudiar los resultados del cambio de pendiente en la trayectoria de soldadura.

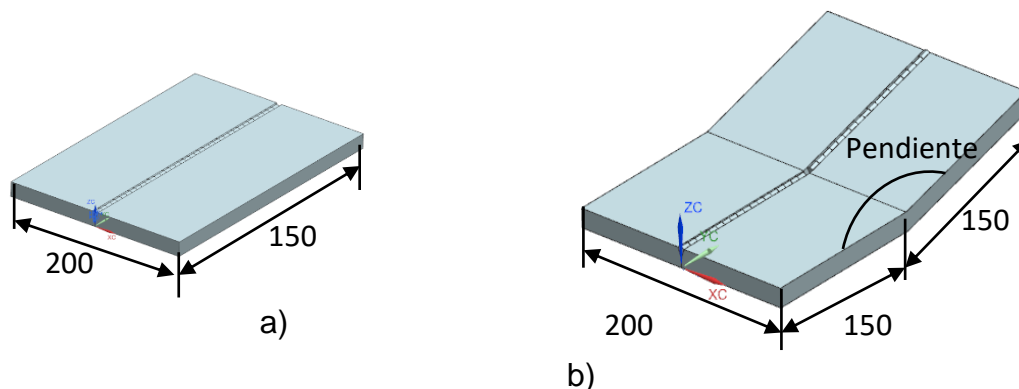
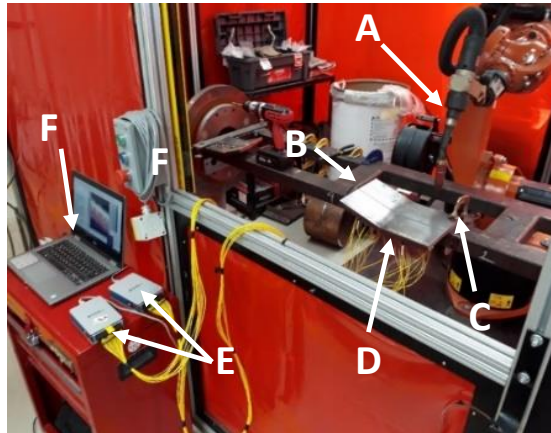


Figura 4. 1. Geometría de los cupones utilizados para GMAW.

El equipamiento utilizado en el desarrollo experimental se muestra en la Figura 4. 2. La instrumentación para la medición de temperaturas y la distorsión del componente soldado se describe en el epígrafe 4.1.1 y 4.1.2 respectivamente.



- A. Antorcha MIG (robot Kuka).
- B. Cupón.
- C. Clamp.
- D. Termopares tipo K.
- E. Tarjetas de adquisición de datos (National Instrument).
- F. CPU (Core I3, 6 GB RAM).

Figura 4. 2 Equipamiento utilizado en la experimentación del proceso GMAW; celda robótica de COMIMSA.

El equipo de soldadura es Lincoln 500 con modulo sinérgico, capacidad de soldar multiprocesos y el controlador está integrado a la interface del robot Kuka. La composición química de los materiales utilizados y la relación de los parámetros de soldadura para cada cupón soldado se muestran en la Tabla 1. 3 y Tabla 1. 4 respectivamente.

Tabla 1. 3. Composición química de los consumibles.

Materiales		C	Mn	Si	P	S	Ni	Cr
Metal Base	AISI 1018	0,17	0,7	-	0,05	0,04	-	-
	AISI 1520	0.18	1.33	0.21	0.002	0.005	0.04	0.14
Electrodo	ER 70S-6	0.06-0.15	1.4-1.85	0.8-1.15	0.025	0.025	0.15	0.15

Tabla 1. 4. Parámetros de soldaduras utilizados en la experimentación.

	C1	C2	C3	C4	C5	C6	C7
Corriente (A)	400	400	400	450	450	450	450
Voltaje (V)	35	35	35	32	31	31	31
Velocidad de aporte (in/min)	400	400	400	375	375	375	375
Velocidad de la soldadura (cm/min)	39	42	46	46	46	46	46
Posición	1G	1G	1G	15°	20°	25°	35°
Ángulo de bisel	15°	20°	25°	20°	20°	20°	20°

Donde C_i representa el número de pruebas realizadas.

Para los cupones con cambio de pendiente (C4, C5, C6 y C7, Figura 4. 1 b) el ángulo de bisel es de 20° y se mantuvo constante en todos los cupones con cambios de pendiente.

La Figura 4. 3 muestra la soldadura de dos de los cupones de 16 mm de espesor para el acero AISI 1018. En esta se puede apreciar los dos tipos de geometrías utilizadas y la posición de la sujeción (*clamp*).

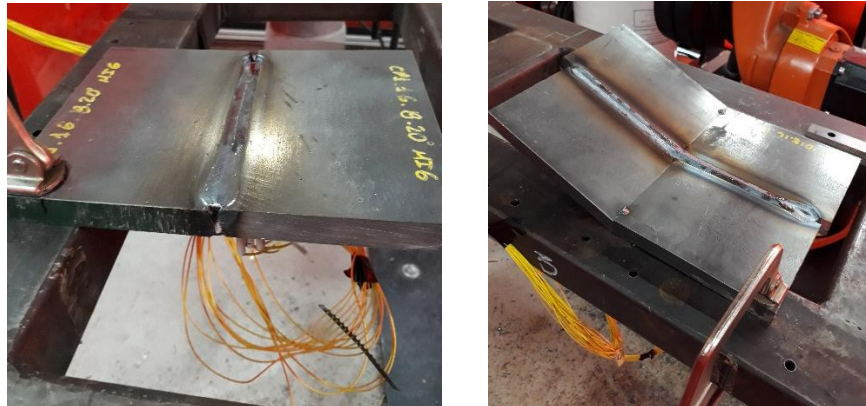


Figura 4. 3. Cupones soldados por GMAW.

Para la soldadura de estos cupones no se utilizaron placas de respaldo para el inicio y fin de arco, la soldadura comenzó y finalizó en el mismo cupón, esto con el objetivo de evitar que las placas de respaldo afectaran el comportamiento de la distorsión.

Las fotos-macrográficas mostradas en la Figura 4. 4 muestran la sección transversal de los 3 cupones soldados en posición plana, en los cuales los parámetros de soldadura se mantuvieron constantes para diferentes ángulos de bisel.

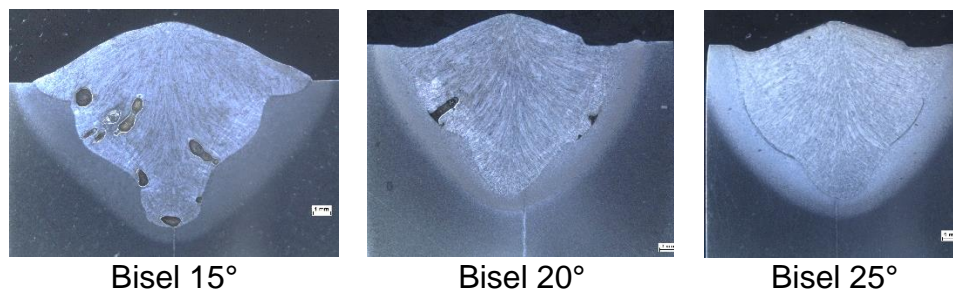


Figura 4. 4. Macrográficas de los cupones de 16 mm soldados por GMAW.

El efecto de la preparación de borde muestra que según se incrementa el ángulo de bisel el refuerzo de la cara de soldadura disminuye y cambia el perfil de la zona de fusión. Como se puede observar, las macrografías muestran defectos aislados de tipo porosidad que fueron producto de una pobre limpieza durante la preparación de la unión, las soldaduras se inspeccionaron visualmente y se realizaron varios cortes para observar el área de la sección transversal. Solamente la unión con ángulo de bisel de 25° mostró líneas de socavadura continua producto de la abertura excesiva de bisel para la velocidad de soldadura trabajada.

Para los cupones con cambio de pendiente durante la trayectoria de soldadura, la Figura 4.5 muestra las macrografías que ponen en evidencia que los perfiles de soldadura en posición plana y en pendiente son diferentes, mientras cambia la pendiente el escurrimiento se incrementa, la geometría de la zona de fusión y la zona afectada por el calor es completamente diferente.

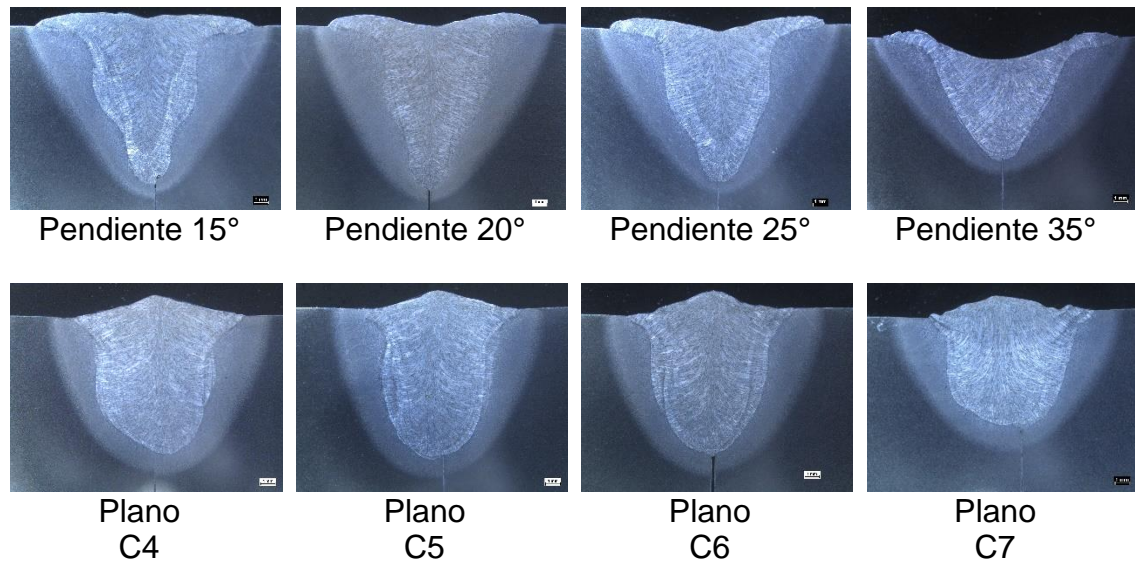


Figura 4.5. Macrografía de la sección transversal de los cupones con cambio de pendiente soldados por el proceso GMAW.

En la sección 5.2 se cuantifica el efecto del cambio de geometría en el baño de soldadura y como incide en el comportamiento de la distorsión del elemento soldado.

4.1.1 Medición del campo térmico

Para la adquisición de temperaturas se empleó termopar tipo K calibre 30 con recubrimiento de teflón, que a su vez cuentan con vainas cerámicas las cuales evitan que el recubrimiento se funda y el termopar tenga múltiples puntos de contacto generando lecturas erróneas. El arreglo utilizado se muestra en la Figura 4. 6, con un total de 32 termopares conectados a dos tarjetas de adquisición de datos, marca National Instrument Modelo Ni9213 con capacidad de captura máxima de 75 muestras por segundo en cada uno de los canales. Se pudo medir el gradiente de temperatura en la dirección del movimiento de la fuente de calor y en la dirección perpendicular a la línea de soldadura, al inicio del arco, en el centro del cordón y al finalizar la soldadura. En la medición del campo térmico para GMAW se empleó una velocidad de 40 muestras por segundo para evitar el ruido excesivo de las lecturas y una mejor disponibilidad del equipo de cómputo para manejar los datos obtenidos.

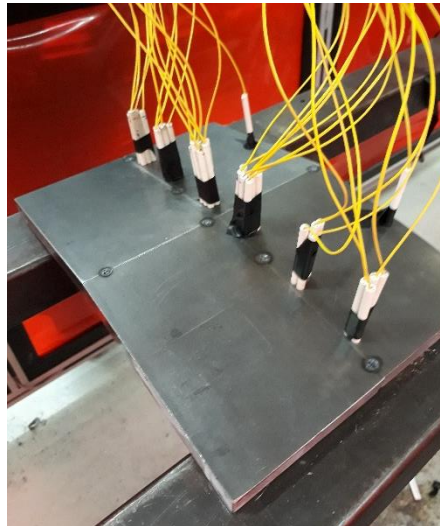


Figura 4. 6. Posición de los termopares.

La medición del campo térmico proporciona información experimental para validar los resultados obtenidos en la sección 4.4, en la cual se desarrolla el modelo numérico que muestra los gradientes de temperatura y como estos afectan la distorsión del componente soldado.

4.1.2 Medición de distorsión

Para la medición de distorsión, la investigación utiliza la técnica de escaneo 3D mediante un escáner laser del tipo EXAscan™, el cual tiene una velocidad de obtención de datos de 25 000 puntos/s, utiliza 8 láser de tipo II (seguro para la visión), con un error máximo de 40 μm . Esta técnica crea una nube puntos que describe geoméricamente la morfología del objeto escaneado, de esta forma se hacen mediciones antes y después del proceso de soldadura y se comparan ambas nubes de puntos para medir los desplazamientos puntuales del objeto. La Figura 4. 7 muestra parte de este proceso.

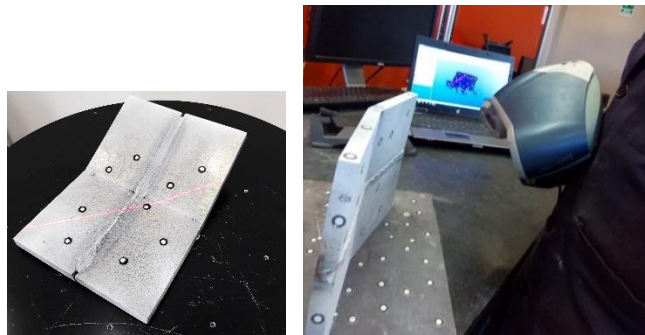


Figura 4. 7. Proceso de escaneo de los cupones.

El proceso de calibración llevado a cabo antes de cada grupo de escaneo mostró que el error residual era de 17 μm a una temperatura de escaneo de 22 $^{\circ}\text{C}$.

Dentro del proceso de medición de la distorsión, la edición de los datos obtenidos es un paso clave para obtener resultados confiables. Mediante el software de ingeniería inversa Geomagic Desing X 2016 [76] se realizó, además de la limpieza de los datos, la alineación de las dos nubes de puntos respecto al sistema de coordenadas global de los puntos invariantes que se seleccionaron para ser comparados en el software GomInspect [73]. Paso éste esencial debido a que el origen de coordenadas debe ser colocado en los puntos de sujeción que se utilizaron en la soldadura de los cupones o los puntos invariantes respecto a los cuales se desee evaluar la distorsión.

Como se muestra en la discusión de los resultados, en el CAPÍTULO 5, esta técnica permite mostrar el comportamiento volumétrico de la distorsión

producida por el proceso de soldadura, lo cual ofrece resultados que pueden ser interpretados respecto a los ejes ortogonales. Esto permitirá, además, lograr un análisis más completo cuando se comparen los resultados experimentales con los obtenidos a través de la simulación computacional expuesta en el epígrafe 4.4.

En la Figura 4. 8 y Figura 4. 9 se muestran la superficie escaneada de los cupones soldados con cambio de bisel y pendiente respectivamente, en los 7 casos el punto invariante fue seleccionado en la esquina correspondiente al clamp utilizado, de esta manera la alineación del sistema de coordenadas permite medir la distorsión resultante respecto a ese punto.

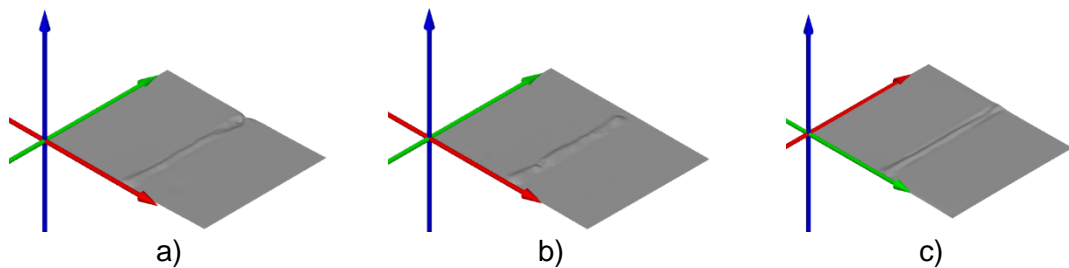


Figura 4. 8. Alineación de las nubes de puntos respecto a la sujeción.

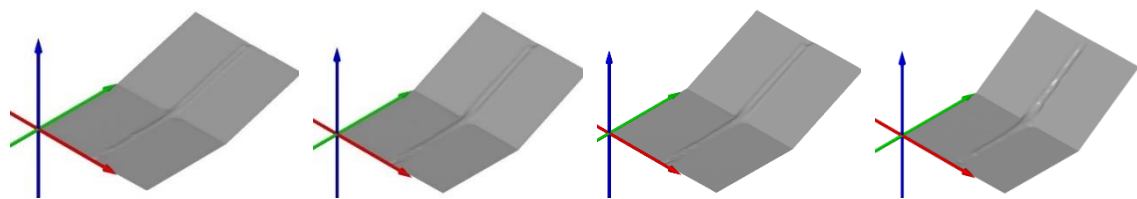


Figura 4. 9. Superficie escaneada de los cupones con cambio de pendiente.

4.2 Etapa II. Experimentación del proceso LBW

Con el objetivo de investigar el comportamiento de la distorsión producido por el proceso de soldadura Láser (LBW) a medida que se cambia la pendiente durante la trayectoria de soldadura, la investigación propone la soldadura de cuatro cupones de 12.7 mm de espesor de acero AISI 1520 con unión a tope y sin preparación de bisel, buscando penetración completa.

Para la soldadura de los cupones se empleó un equipo marca TRUMPF láser de disco con una potencia máxima de 10 kW, la distancia focal está

calibrada a 150 mm, y para el movimiento un robot Kuka de 6 grados de libertad. La Figura 4. 10 Muestra el equipamiento utilizado en el Centro de Manufactura Avanzada (RCAM, por sus siglas en inglés) y el Centro de Manufactura Aditiva por Láser (CLAM, por sus siglas en inglés) de la Universidad Metodista del Sur en Estados Unidos.

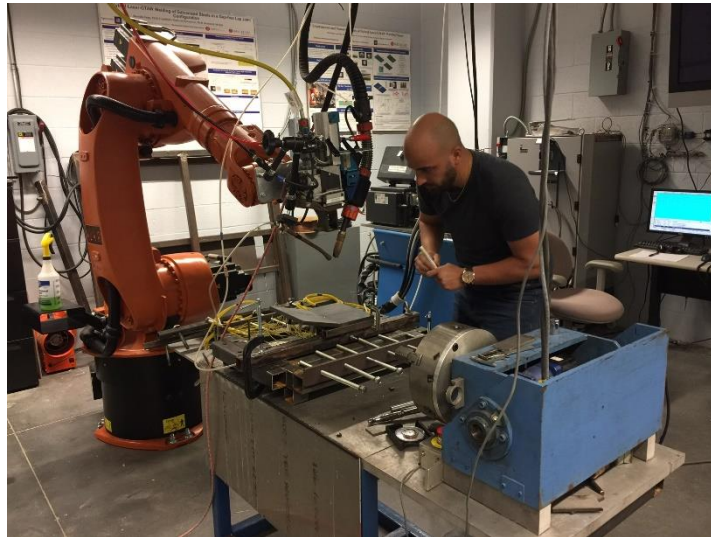


Figura 4. 10. Equipamiento utilizado para la soldadura LBW.

Los parámetros de soldadura se ajustaron para obtener una velocidad de soldadura de 25 mm/s, con ajuste de la potencia del láser a 8.5 kW se obtuvo penetración completa. Otro parámetro fundamental que se estuvo ajustando antes de obtener las soldaduras con la penetración completa fue la distancia focal, la cual se manejó a una distancia de 3 mm por debajo de la superficie, el término que la bibliografía técnica utiliza es desenfoque (*defocus*). La manipulación de este parámetro regula la potencia entregada al metal base, ya que la densidad de potencia disminuye según se desplaza positiva o negativamente el punto focal de la superficie soldada. Según la experiencia adquirida durante la investigación este parámetro hizo la diferencia a la hora de obtener una raíz con penetración completa y con la sanidad requerida.

En la Figura 4. 11 se muestra el aspecto superficial de las 4 uniones soldados para diferentes pendientes, las cuales se seleccionaron de acuerdo con la experimentación realizada anteriormente para GMAW.

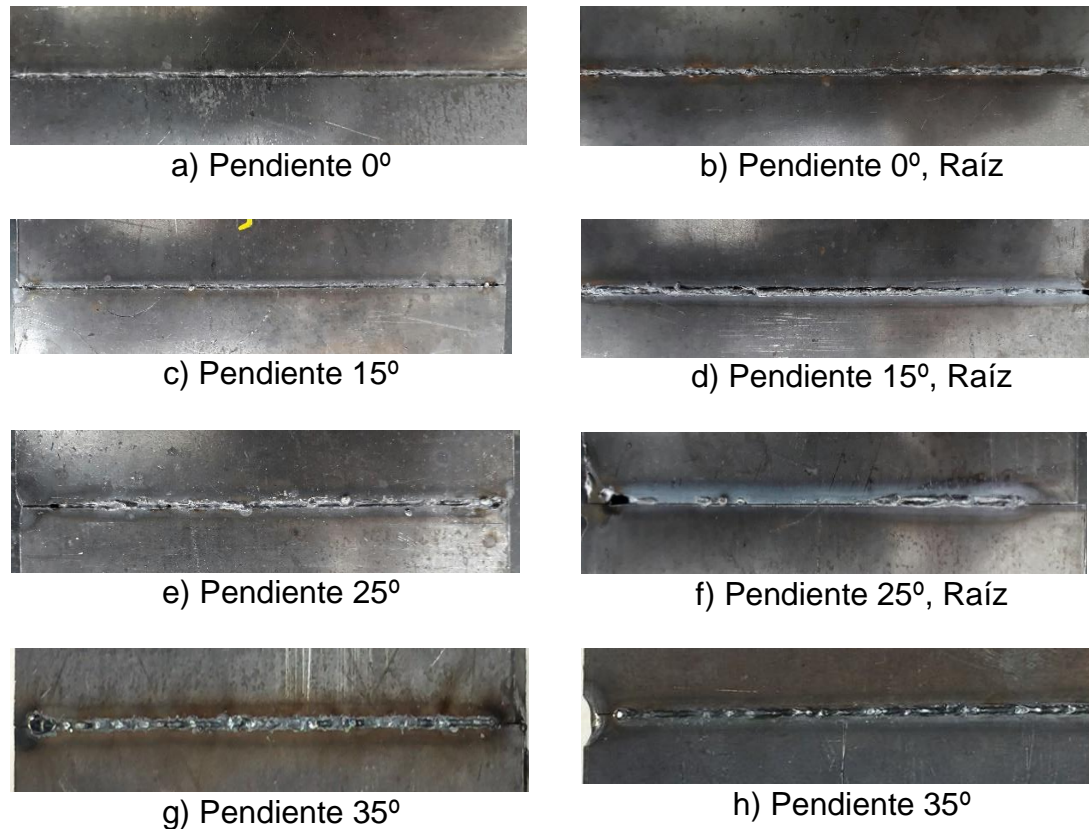


Figura 4. 11. Superficie de la soldadura LBW,

Como se aprecia en la figura anterior el aspecto superficial de la soldadura es muy característico para este proceso, debido a que el calentamiento y la interacción del láser con el material es muy súbito, se produce mucha salpicadura y como el proceso es completamente autógeno ocurren pérdidas de material, lo cual trae consigo falta de relleno en la cara de la soldadura o falta de penetración, esto es un defecto intrínseco del proceso. La Figura 4. 12 muestra las fotomicrografías del área de la sección transversal de la soldadura, en los cuales se puede observar algunos de los defectos de soldadura presentes y el aspecto de la zona de fusión y la zona afectada por el calor.

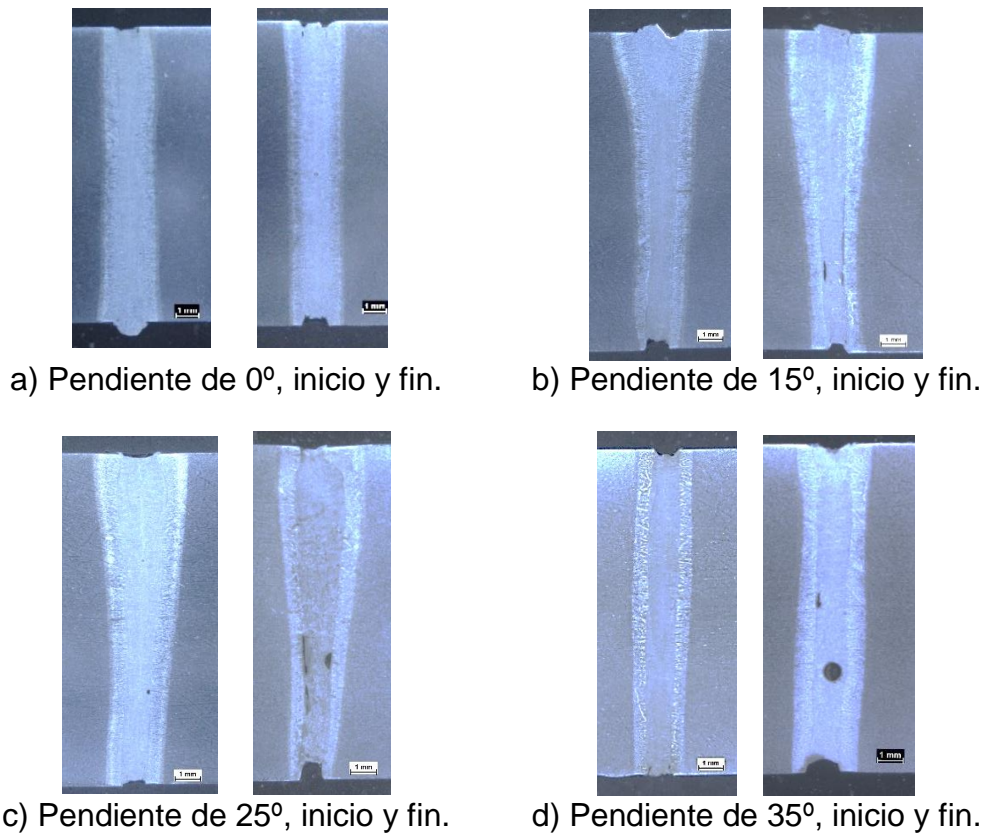


Figura 4. 12. Sección transversal de cada cupón soldado por el proceso LBW.

Como se puede apreciar en la figura anterior, el proceso láser produce una zona de fusión muy estrecha, de aproximadamente 1,5 mm y la zona afectada por el calor de 0,5 mm, lo que evidencia la alta densidad de energía y velocidades de enfriamiento muy altas.

Con el objetivo de analizar el comportamiento de la distorsión de los cupones soldados por el proceso láser, la investigación utilizó la misma técnica de escaneo 3D empleado en la sección anterior, epígrafe 4.1.2. Los resultados se muestran en la sección 5.3.

4.3 Etapa III. Experimentación del proceso híbrido HLAW

Para la hibridación de la fuente por arco eléctrico y láser se empleó el mismo equipamiento utilizado en la soldadura de los cupones mediante el proceso LBW, Figura 4. 10. La geometría de los cupones soldados es la misma que las utilizadas para GMAW, Figura 4. 1, el aspecto superficial de la cara y la

raíz de soldadura producida por el proceso híbrido se muestran en la siguiente Figura 4. 13.

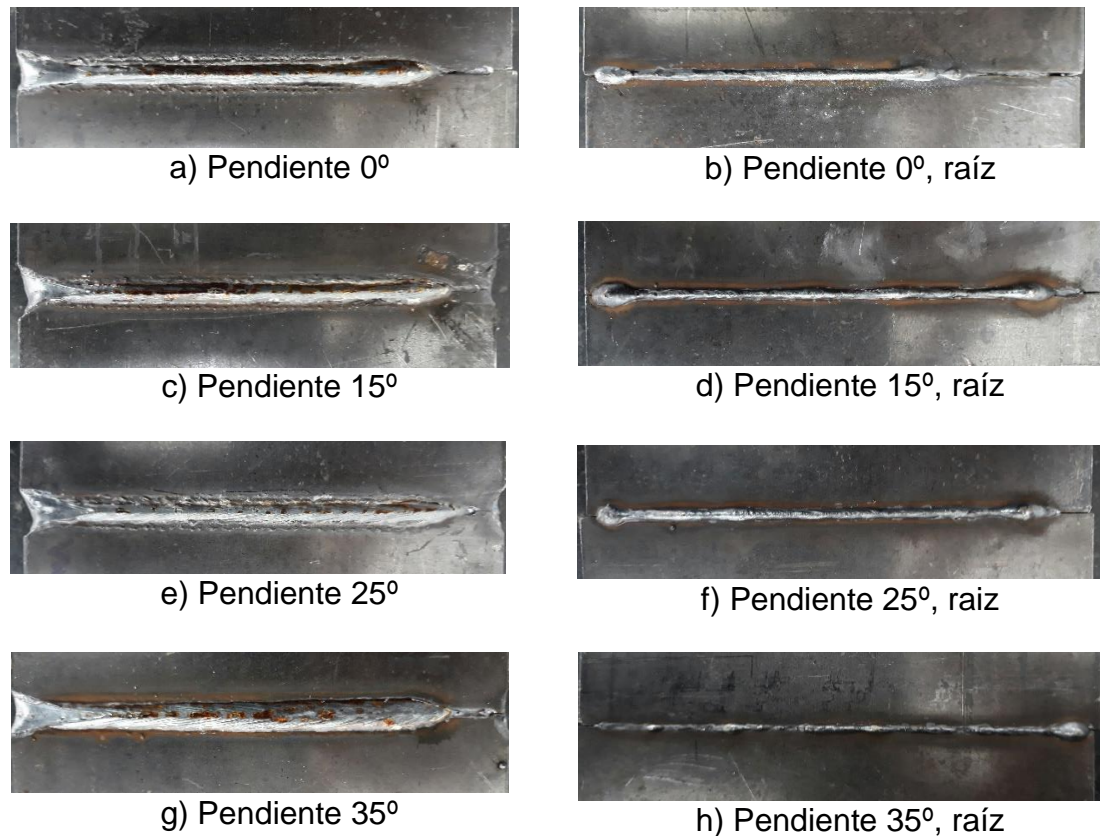


Figura 4. 13. Aspecto superficial de la soldadura HLAW,

Como se puede observar en la Figura 4. 13, la soldadura de los cuatro cupones soldados mediante el proceso HLAW se realizó cambiando la pendiente desde posición plana (0°) hasta una pendiente máxima de 35°. La velocidad de soldadura fue de 30 mm/s para una potencia del láser de 8.5 kW, la distancia focal se ajustó a 3 mm por debajo de la superficie y los parámetros del proceso por arco eléctrico se ajustaron hasta obtener una velocidad de alimentación del metal de aporte de 12 m/min, voltaje de 29 V y la corriente estuvo variando entre 190 y 200 A para un diámetro del metal de aporte de 0.9 mm, lo cual resultó en modo de transferencia spray. La Figura 4. 14, a continuación, muestra el cupón soldado y el sistema de sujeción.

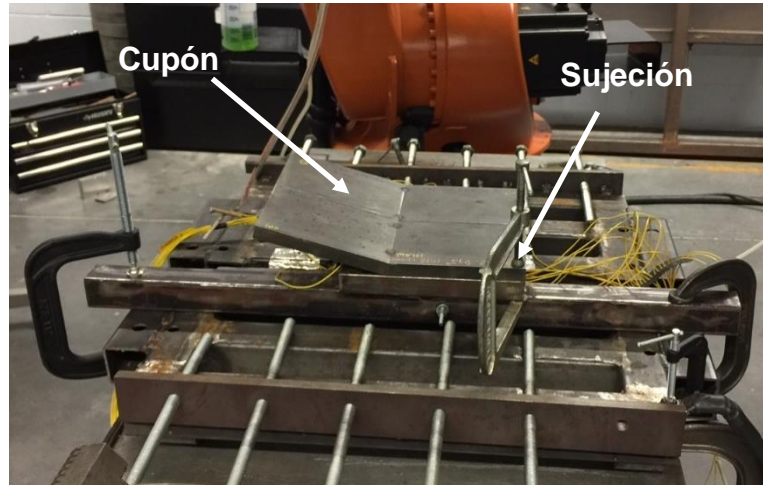


Figura 4. 14. Sistema de sujeción del cupón soldado.

Al igual que en los procesos estudiados anteriormente la medición de distorsión se realizó como se expuso en el epígrafe 4.1.2, en total se escanearon 10 cupones de los cuales 4 corresponden con la geometría de la Figura 4. 1 a) y 6 a la Figura 4. 1 b). A continuación, en la Figura 4. 15 se exponen los datos escaneados utilizando la TDE3D.

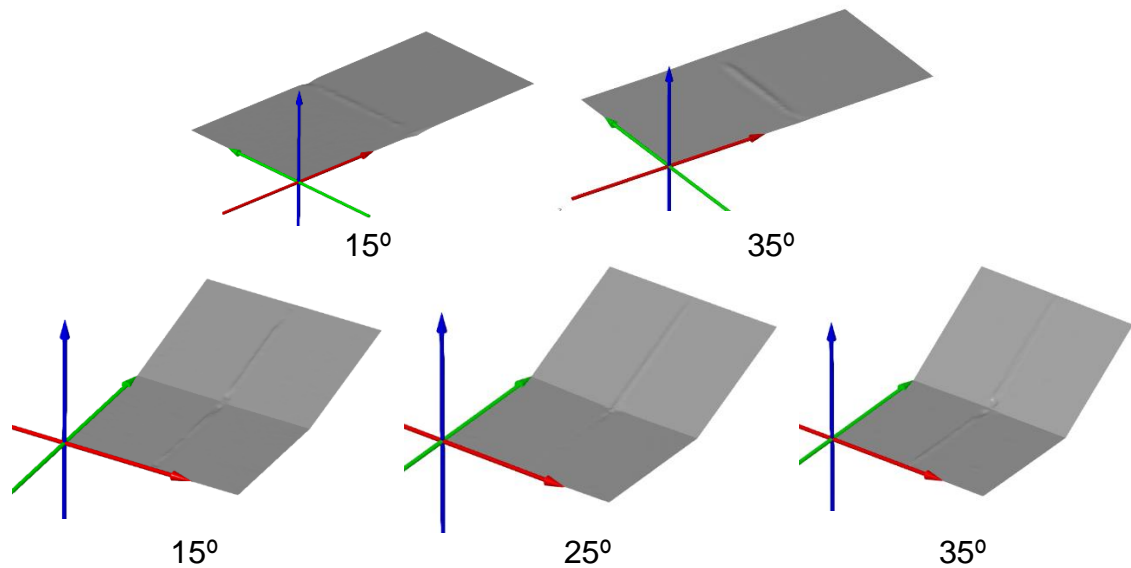


Figura 4. 15. Datos escaneados de los cupones soldados por HLAW.

Las macrografías de los cupones soldados por el proceso híbrido se muestran en la Figura 4. 16. En ésta se puede observar la geometría de “copa”

típica de la zona de fusión y la zona afectada por el calor. Este tipo de geometría aparece referenciada en los trabajos de Wahba [3].

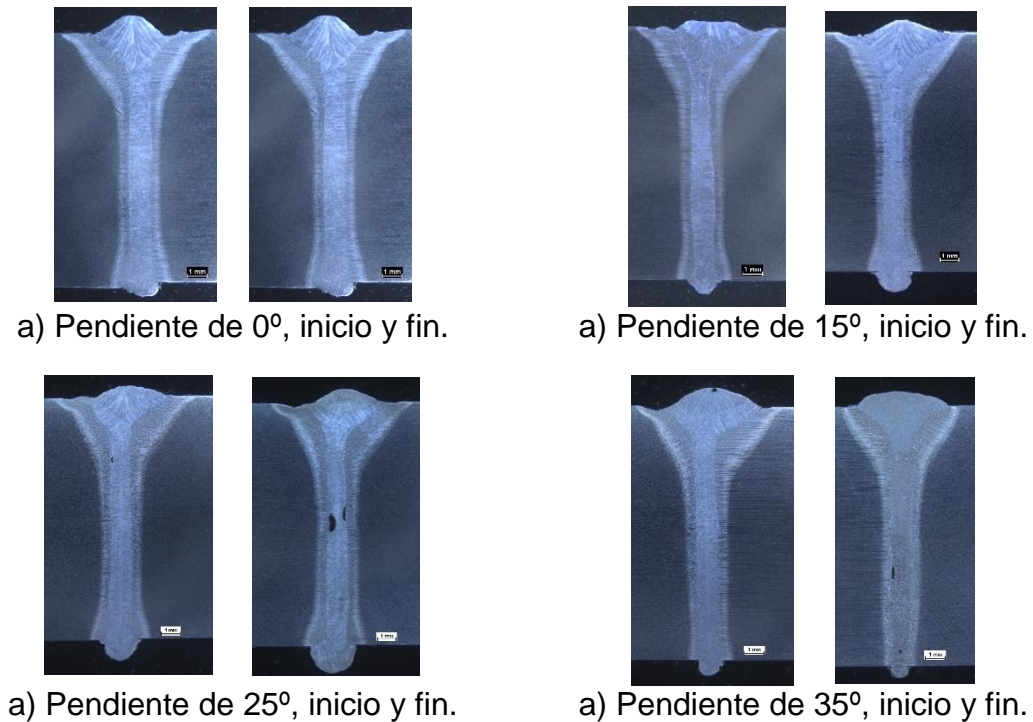


Figura 4. 16. Sección transversal para cada cupón soldado por el proceso HLAW.

Como se puede observar en las Figura 4. 12 y Figura 4. 16, el proceso de soldadura híbrido no presenta defectos de soldadura, la falta de relleno y penetración encontrada en la soldadura laser autógena, no aparecen en este proceso. Además, La velocidad de soldadura se ve incrementada respecto al proceso laser porque la fuente por arco eléctrico aporta más calor que el proceso láser, y esto permite incrementar velocidad mientras se mantiene la misma penetración para ambos procesos.

4.4 Simulación por elementos finitos

Con el objetivo de analizar la distorsión causada por los procesos de soldadura GMAW, LBW y HLAW, la investigación utiliza el método de los elementos finitos para reproducir el comportamiento termo-mecánico de los componentes soldado.

De esta manera, como en los trabajos realizados por diferentes autores [71], [77], [26], [32], [24], reproducir el campo térmico y estructural inducido por el proceso de soldadura en modelos experimentales, permitirá explicar y analizar el comportamiento térmico y mecánico en componentes reales.

Como herramienta para desarrollar el modelo numérico la investigación utiliza el software Sysweld, perteneciente al grupo ESI [72]. Este software se especializa en la simulación computacional de varios procesos de soldadura, entre los cuales vienen incluidas las fuentes de calor por arco eléctrico y láser. Además, el software presenta una biblioteca de materiales muy amplia en la cual ofrece el comportamiento de las propiedades mecánicas, termo-físicas y metalúrgicas en función de la temperatura. Incluye propiedades desde materiales ferrosos y no ferros, como el aluminio y las aleaciones al cromo-níquel, hasta las aleaciones de materiales avanzados como los TRIP y los de doble fase (DP, por sus siglas en inglés).

Para entender y analizar el comportamiento térmico y estructural de los componentes soldados para los procesos GMAW, LBW y HLAW. La investigación propone el desarrollo por separado de tres modelos que logren explicar el comportamiento térmico de las fuentes por arco eléctrico, láser y la hibridación de estas. Los modelos permitirán predecir la distribución de temperatura de cada una de las fuentes térmicas y la distorsión inducida.

4.4.1 Simulación del proceso GMAW

El flujo de trabajo utilizado para desarrollar el modelo numérico tridimensional del proceso de soldadura por arco eléctrico se muestra en la Figura 4. 17. Este esquema de análisis se ha implementado principalmente en los trabajos de Goldak [16], Barsoum [27] y Bhatti [28]. Generalmente es la técnica empleada en la simulación por elementos finitos de procesos de soldadura a través del uso de modelos termo-mecánicos transitorios.

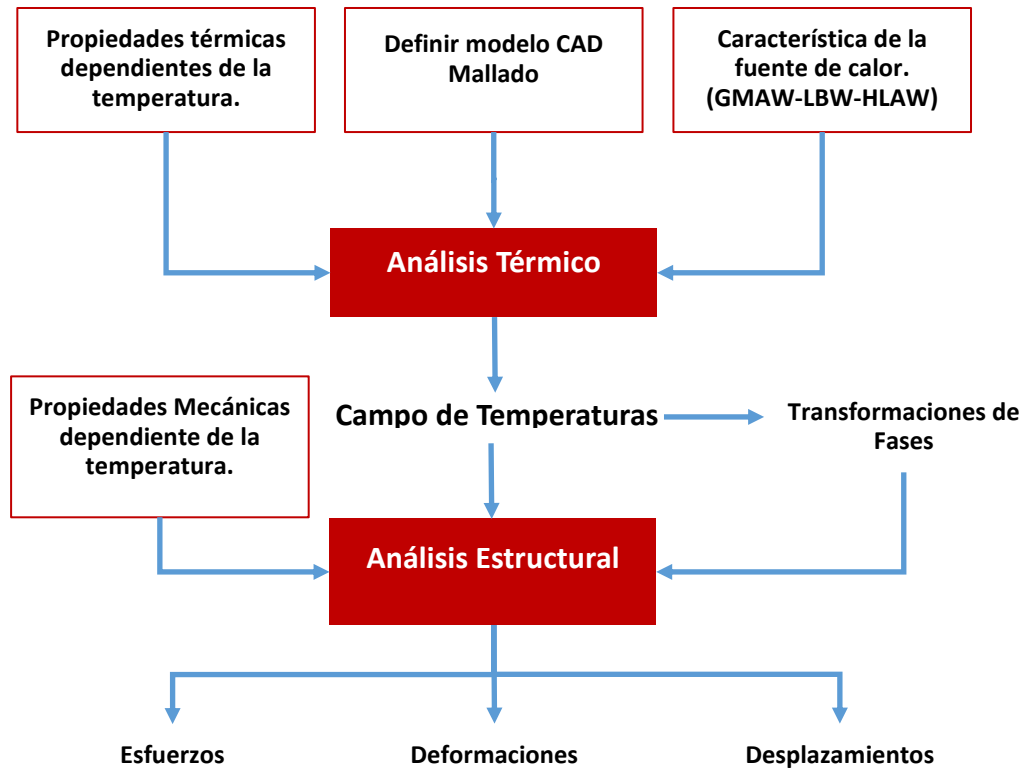


Figura 4. 17. Flujo de trabajo utilizado en el proceso simulación.

Como se muestra en la figura anterior, la simulación computacional de los procesos de soldadura para la presente investigación comienza por la definición del modelo térmico, en el cual se discretiza la geometría a través de la creación de la malla y se definen las propiedades termo-físicas del material en función de la temperatura. Una vez finalizada la solución térmica, los resultados son procesados por las ecuaciones constitutivas que describen el comportamiento estructural del modelo, al cual se le introducen las propiedades mecánicas en función de la temperatura. Éste tipo de enlace entre la solución térmica y estructural se conoce como “*oneway*” porque ocurre en una dirección, en la cual la solución estructural es afectada por el cálculo de los gradientes de temperatura en la solución térmica, pero no en la dirección contraria. Ya que se desprecia la generación de temperatura por fricción, contacto o deformación plástica que pueda generar la solución estructural.

En este sentido, para la simulación de soldadura, la investigación obtuvo las propiedades del acero AISI 1018 y 1520 mediante el software JMatPro, y

obtuvo experimentalmente el comportamiento del coeficiente de dilatación térmica con la temperatura, estas propiedades se exponen en el epígrafe 2.2 y los resultados relativo al efecto del coeficiente de dilatación térmica en la distorsión de los componentes soldados se muestra en el epígrafe 5.2.4.

Las ecuaciones constitutivas que definen el modelo térmico y la fuente de calor por arco eléctrico se presentan en las ecuaciones (69) , las cuales explican distribución de temperatura a través de la solución de la ecuación (70), que describe la transferencia de calor por conducción en la mecánica de los medios continuos.

$$\rho \cdot Cp \cdot dT \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(k_x \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k_y \cdot \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k_z \cdot \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \dot{Q}(x, y, z) \quad (69)$$

De la ecuación anterior k_i , ρ , Cp representan la conductividad térmica, la densidad y el calor específico del material, T es la temperatura del sistema que cambia en función del tiempo (t) y las coordenadas X , Y y Z . $\dot{Q}(x, y, z)$ representa el flujo de calor correspondiente a la fuente térmica del proceso de soldadura por arco eléctrico, ecuación (70).

$$Q_i = \begin{cases} Q_f = \frac{6\sqrt{3}f_f \dot{Q}}{abc_f \pi \sqrt{\pi}} \exp\left(-\frac{3x^2}{a^2} - \frac{3y^2}{b^2} - \frac{3[z + v(\tau - t)]^2}{c^2_f}\right) \\ Q_r = \frac{6\sqrt{3}f_r \dot{Q}}{abc_r \pi \sqrt{\pi}} \exp\left(-\frac{3x^2}{a^2} - \frac{3y^2}{b^2} - \frac{3[z + v(\tau - t)]^2}{c^2_r}\right) \end{cases} \quad (70)$$

Actualmente a este modelo se le conoce como modelo “doble elipsoide” y es utilizado ampliamente para representar la fuente de calor por arco eléctrico [16], [18], [38], [38]. Q_f y Q_r representan el flujo de calor del arco hacia delante y detrás del baño de soldadura respectivamente. a , b y c representan los parámetros geométricos de la fuente, los cuales son obtenidos a través de mediciones experimentalmente. \dot{Q} es la potencia de entrada del arco eléctrico y se calcula según los parámetros de soldadura por la ecuación (71).

$$\dot{Q}(x, y, z) = \eta \cdot V \cdot A \quad (71)$$

De la ecuación (71) V , A y η representan el voltaje, amperaje y eficiencia del arco respectivamente. Los parámetros f_f y f_r se obtienen según las siguientes expresiones (72) y (73), la suma de ambos no debe exceder a 2.

$$f_f = \frac{2C_f}{C_r + C_f} \quad (72)$$

$$f_r = \frac{2C_r}{C_r + C_f} \quad (73)$$

La distribución de potencia de la zona de fusión del proceso MIG obtenida a través de la solución de la ecuación (70) de acuerdo con los valores experimentales se muestra en la Figura 4. 18.

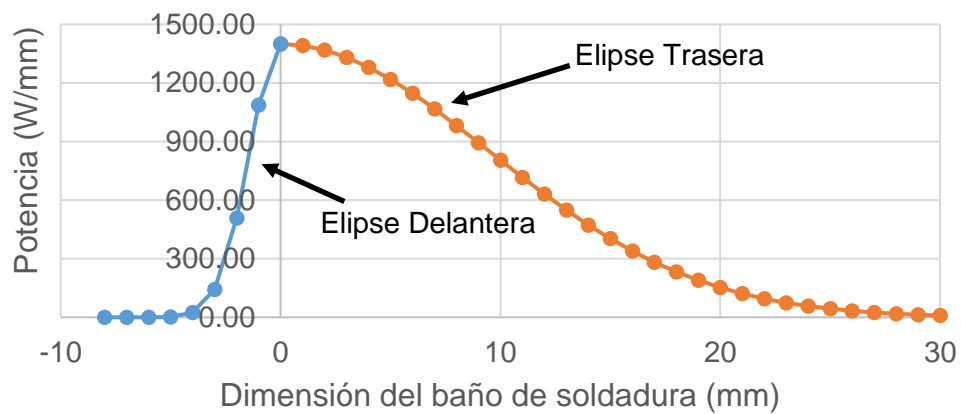


Figura 4. 18. Distribución de potencia en el baño de soldadura para la fuente por arco eléctrico GMAW.

Una vez definidos los modelos térmicos empleados en la simulación, se crean las mallas de las dos geometrías estudiadas en la investigación del proceso de soldadura por arco eléctrico, Figura 4. 19 y Figura 4. 20. Como se puede apreciar en estas figuras, el modelo representa una malla de densidad variable con el objetivo de reducir el tiempo de cálculo del ordenador. La dimensión de la zona de alta densidad de malla representa 4 veces el tamaño de la fuente, o igual a 8 veces el valor del parámetro b en la ecuación (70).

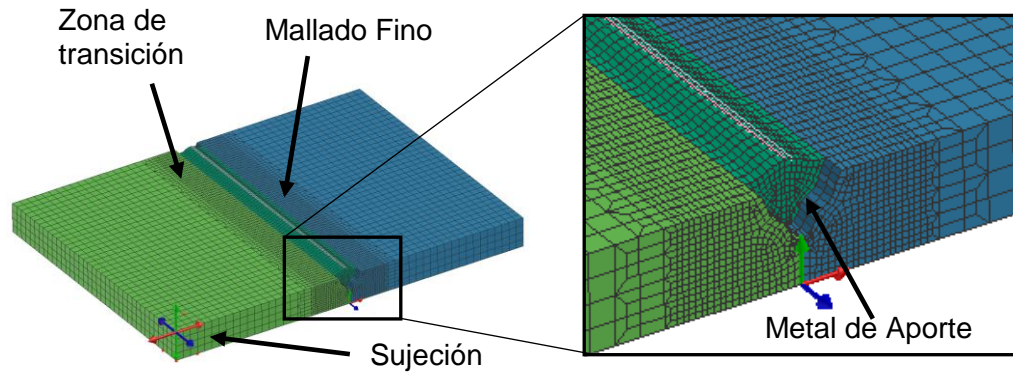


Figura 4. 19. Morfología de la malla utilizada en la geometría plana.

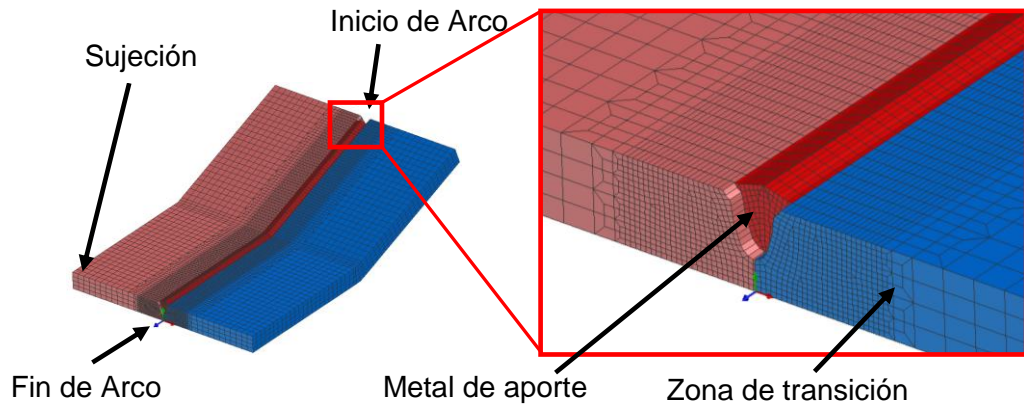


Figura 4. 20. Morfología de la malla utilizada en la geometría con cambio de pendiente.

El tipo de elemento utilizado en los modelos presentados en la figura 4.20 y 4.21 es hexaédrico lineal de 8 nodos, con tamaño de elemento igual a 1 mm en el plano normal al movimiento de la fuente, para la zona de fusión y el metal base adyacente a la zona afectada por el calor. En la dirección de soldadura el tamaño de elemento fue de 2 mm y en la zona de transición los elementos se incrementan con factor de 2 hasta llegar a un tamaño de 4 mm a través del espesor y la zona gruesa de la malla. En cuanto a la calidad de la malla se evaluó la razón de aspecto, el cual representa un valor de 1.5 y el mínimo Jacobiano se obtuvo un 70 %.

Los parámetros de ajuste del modelo se obtuvieron de datos experimentales, para la solución térmica la temperatura inicial del modelo fue de 22 °C al igual que la temperatura ambiente, el paso de tiempo para la simulación se ajustó a 0,1 y un máximo de 30 iteraciones por cada paso de tiempo.

Con el objetivo de reducir el tiempo de computo de las simulaciones y evaluar la morfología de la malla durante la calibración de la fuente por arco eléctrico en la solución térmica, se realizó un análisis de convergencia de malla, para el cual se fue incrementando el número de elementos y nodos hasta observar que la temperatura pico del modelo mantuviera independencia del refinamiento de malla. La Figura 4. 21 muestra estos resultados.

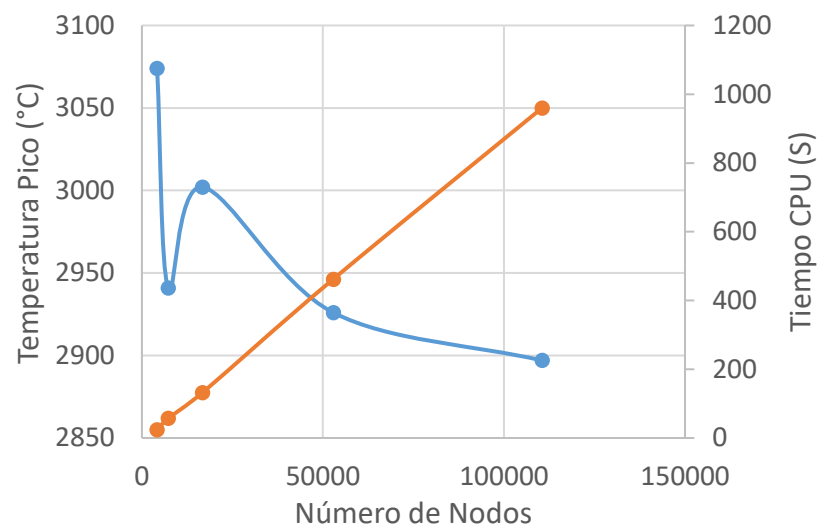


Figura 4. 21. Convergencia de malla para el proceso GMAW.

Como se muestra en la figura anterior, al igual que en los trabajos de Liu [71] y [74], el estudio de convergencia ofrece una relación entre los tiempo de cómputos y la temperatura pico del modelo en relación al número de nodos, para GMAW el software SYSWELD muestra que la temperatura pico comienza a converger por encima de los 50000 nodos. Esto presupone tiempos de cómputos largos solamente para estudiar la solución térmica.

Los resultados alcanzados para el proceso de soldadura por arco eléctrico, en cuanto al perfil de temperatura y la distorsión se exponen más adelante en el epígrafe 5.2 y se comparan con resultados experimentales.

4.4.2 Simulación del proceso de soldadura LBW

Para la simulación del proceso láser, la investigación emplea la misma metodología de trabajo descrita en el epígrafe anterior y mostrado en la Figura 4. 17. El material y los espesores utilizados son los mismos que para GMAW.

El estudio del proceso de soldadura láser a través de métodos computacionales ha sido expuesto en los trabajos de Kovacevic [78], [62], [71] y otros. En los cuales la modelación de la fuente laser puede ser aproximada a través de varios modelos, incluso el modelo doble elipsoide de Goldak [16].

Para la presente investigación el modelo utilizado para aproximar la fuente de calor láser es el mismo descrito en la sección 2.3.2.2. La solución de la ecuación (67) se muestra a continuación en la Figura 4. 22.

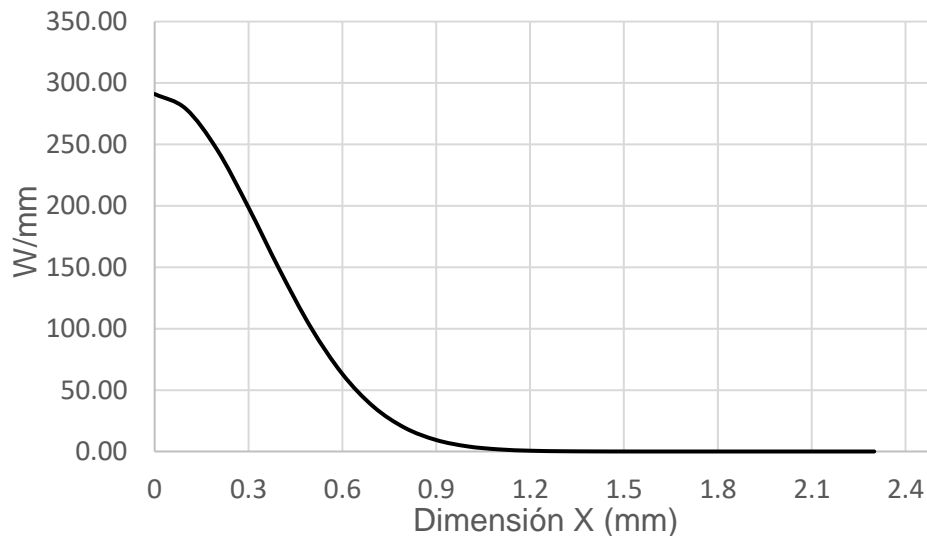


Figura 4. 22. Distribución de la potencia del láser.

El propósito de presentar las dos geometrías es debido a que los resultados experimentales mostraron que el perfil de la sección transversal de la fuente se puede comportar cilíndrica o cónica. Por tanto, la relación entre el volumen de la fuente y la energía aportada puede variar, o sea, la densidad de energía entregada por la fuente láser puede ser diferente.

La geometría discretizada y empleada en la simulación del proceso LBW se presenta en la Figura 4. 23, en este se puede apreciar la morfología de la malla y las zonas con cambio de densidad en la malla.

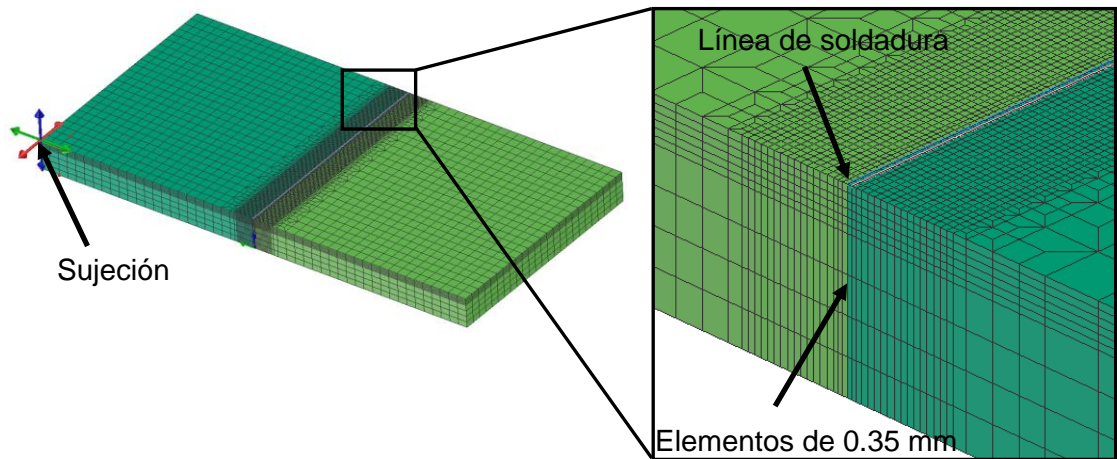


Figura 4. 23. Morfología de la malla utilizada en la simulación del proceso láser.

Con el objetivo de investigar la independencia de resultados respecto a la malla del modelo para la simulación del proceso LBW, el estudio de convergencia de la malla se realizó en la solución térmica durante el proceso de calibración de la fuente, Figura 4. 24. Al igual que los resultados obtenidos por Liu [74], la convergencia de la temperatura pico del modelo se estabiliza entre 80000 y 100000 nodos.

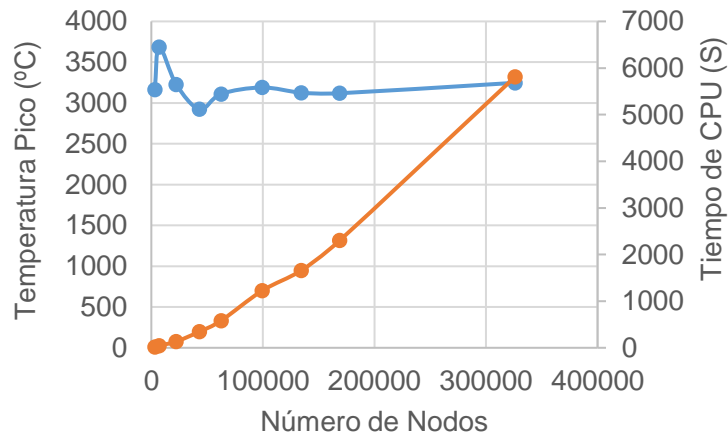


Figura 4. 24. Convergencia de malla para el proceso LBW.

Como se observa en la figura 4.25 según se incrementa el número de nodos (tamaño del modelo), el tiempo de cómputo se incrementa linealmente. Este es un problema intrínseco en la simulación del proceso LBW, ya que, en

componentes reales, con geometrías grandes, el proceso de simulación se incrementa en relación con el proceso GMAW, esto está dado a que la dimensión de la fuente de calor es quien determina el tamaño máximo del elemento seleccionado dentro la ZAC y la ZF.

Debido a la característica geométrica de la fuente láser, el tamaño de elemento final seleccionado en la calibración de la fuente láser es de 0.35 mm, menor en comparación al diámetro del láser (*spot size*) que es de 0.6 mm a la distancia focal entregada por la óptica del cabezal láser. En consecuencia, con los resultados experimentales de la sección transversal de la zona de fusión para el proceso autógeno laser, mostrado en la Figura 4. 12, la distancia focal manejada estuvo desplazada de la superficie -3 mm, lo que arrojó como resultado que el diámetro de la zona de fusión varíe de 1.5 mm a 1.7 mm en la superficie y en el lado de la raíz de 0.7 a 0.9 mm. Por tanto, es razonable seleccionar el valor de 0.35 mm para el tamaño máximo del elemento dentro de la zona de fusión del baño de soldadura.

4.4.3 Simulación del proceso de soldadura HLAW

A continuación, se expone el modelo tridimensional para modelar la fuente de calor híbrida, la cual es el resultado de la suma de las dos fuentes abordadas anteriormente. Según los resultados experimentales obtenidos, los parámetros de soldadura para ajustar la fuente Láser y MIG no se mantienen iguales que los obtenidos para los procesos vistos por separado. La potencia del proceso MIG disminuye considerablemente ya que la energía entregada se incrementa por la acción de los dos procesos, lo cual propicia que la velocidad de soldadura se incremente en 20% respecto a la soldadura del proceso láser y tres veces la velocidad empleada en el proceso por arco eléctrico.

Para la simulación de la fuente híbrida se emplea el mismo esquema de trabajo utilizado en la modelación de las dos fuentes anteriores. Los modelos termo-mecánicos que se utilizaron se mantienen para este proceso, al igual que el comportamiento termo-físico y mecánico del material.

La morfología de la malla empleada se mantiene igual que la empleada en el proceso de soldadura LBW (Figura 4. 23), ya que este proceso es quien define

el tamaño mínimo del elemento empleado debido a la geometría de su fuente. Solamente, el cambio para este proceso radica en incrementar 5 mm la distancia a la cual comienza la zona de transición del modelo, ya que el aporte térmico del proceso MIG incrementa la zona de fusión en la superficie de la pieza.

En relación con el estudio de convergencia, para este proceso no se llevó a cabo, por la misma razón de que el proceso Láser define el tamaño máximo del elemento y la morfología de la malla en la zona del baño de soldadura. La distribución de potencia se calculó combinando el modelo presentado en la ecuación (67) y (70), la solución de éste se presenta en la Figura 4. 25.

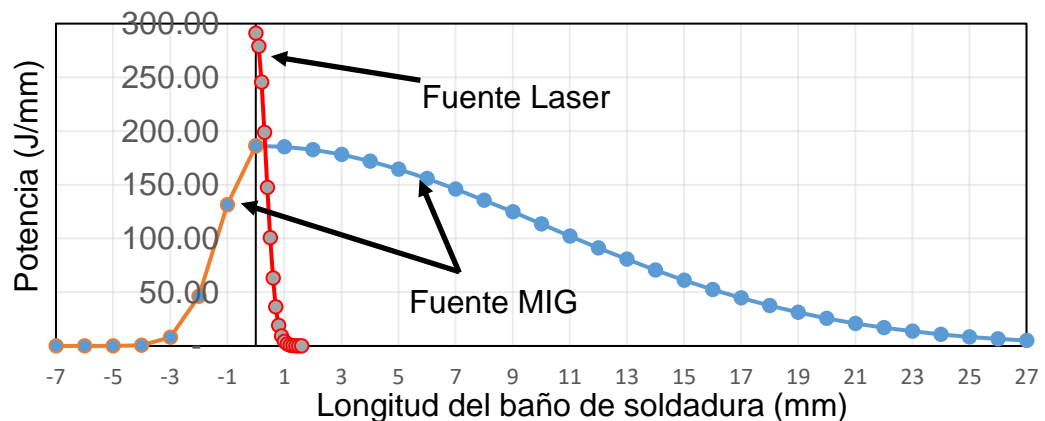


Figura 4. 25. Distribución de potencia para la fuente HLAW en la zona de fusión.

La figura anterior muestra la distribución de potencia para el proceso HLAW, la cual es la combinación del modelo elíptico utilizado en la fuente MIG y la distribución gaussiana de la fuente laser, los parámetros del modelo de elíptico se definieron según los datos obtenidos experimentalmente; Voltaje =29 V, Corriente= 200 A, $a=2\text{mm}$, $b=2\text{mm}$, $fr =1.76$ y $fr=0.24$. La comparación de los resultados numéricos de las tres fuentes de calor respecto a los experimentos se expone en la sección 5.2.

CAPÍTULO 5

DISCUSIÓN DE LOS RESULTADOS

Los resultados alcanzados por la investigación y presentados en este capítulo, son la consecuencia de la soldadura en placas de acero AISI 1520 y 1018 para espesores de 12 y 16 mm utilizando los procesos de soldadura GMAW, LBW y HLAW.

A continuación, los resultados obtenidos resumen la evaluación de las uniones soldadas producidas por estos procesos desde el punto de vista microestructural, medición de dureza, evaluación de la resistencia mecánica de la unión y el efecto del cambio de pendiente en la geometría del cordón. Además, se exponen los resultados obtenidos por la simulación de soldadura de los tres procesos, en las cuales se muestra el perfil térmico producido por cada una de las fuentes de calor y su comparación con datos experimentalmente mediante el uso de termopares tipo K. La solución estructural del análisis numérico es comparada con los resultados de distorsión medidos experimentalmente en cada uno de los cupones soldados utilizando las TDE3D, a partir de la cual se expone el efecto del cambio de pendiente sobre la distorsión.

5.1 Evaluación de las uniones soldadas

Para la evaluación de las uniones soldadas por arco eléctrico, láser y la hibridación de ambas, se exponen los resultados en cuanto a la evolución de la microestructura en la zona afectada por el calor y la zona de fusión que se obtiene según la razón de enfriamiento que produce cada una de las fuentes. Para evaluar el comportamiento mecánico se exponen los resultados de la medición del perfil de dureza, las curvas de esfuerzo vs deformación obtenidas del ensayo de tracción y la tenacidad a la fractura de cada unión mediante la prueba Charpy.

5.1.1. Caracterización microestructural

Las aleaciones utilizadas en la investigación se caracterizan por ser aceros de bajo carbono y con pocos elementos de aleación. El acero AISI 1520 y 1018, son microestructuralmente aceros hipoeutectoides con una matriz ferrítica en su estructura en equilibrio, que además de la ferrita presenta perlita como fase secundaria. La Figura 5.1 muestra la microestructura de las dos aleaciones en estado de equilibrio.

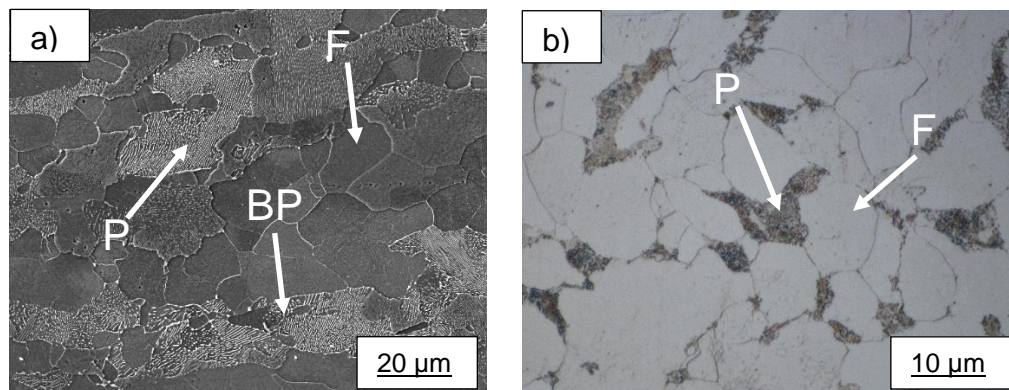


Figura 5.1 Microestructura del metal base; a) AISI 1520 y b) AISI 1018.

Como se observa en las fotomicrografías anteriores, en a) el acero AISI 1520 presenta, además de los granos de ferrita (F) la perlítica (P), la cual está presente en forma de bandas (BP) alargadas producto del proceso de laminado. Para el acero 1018 en b), se puede observar que la matriz ferrítica está en una proporción mayor debido a que éste tiene menor porcentaje de carbono que la aleación 1520.

En la Figura 5.2 se presenta el cambio microestructural ocurrido en las uniones soldadas por el proceso de soldadura GMAW para los dos aceros estudiados. Las fotomicrografías a) y b) muestran la morfología y las fases presente en la zona afectada por el calor y la zona de fusión respectivamente, para el acero AISI 1018. Estas microestructuras muestran morfologías extendidas las cuales puede ser producto de velocidades de enfriamiento rápida. Cuando las velocidades de enfriamiento son lentas, se forman estructuras poligonales, con crecimiento equiaxial. Generalmente la ferrita precipitó en los límites de grano de la austenita, a la cual se le llama ferrita proeutectoide o alotriomórfica. Se reconoce fácilmente porque forma cadenas de granos pequeños alrededor de granos grandes.

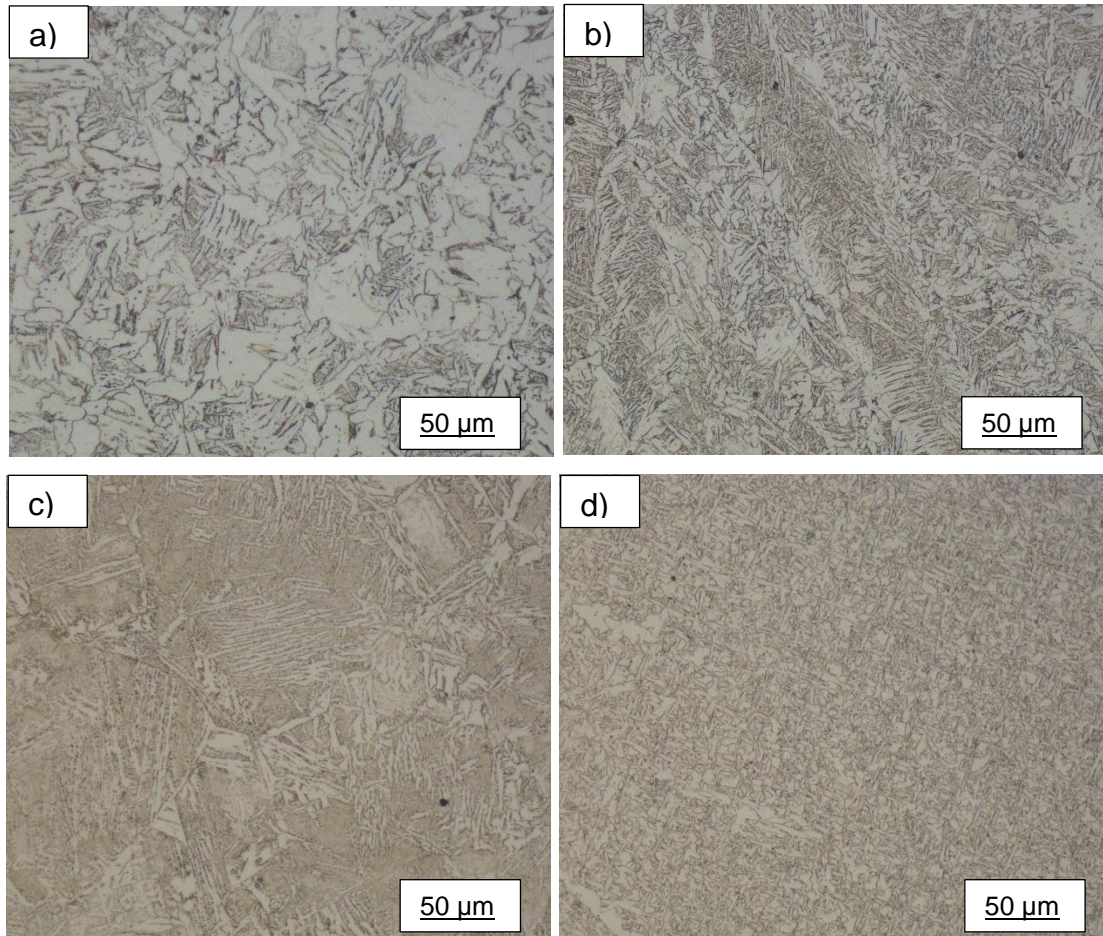


Figura 5.2. GMAW evolución microestructural: en a) ZAC y b) ZF para AISI 1018; c) ZAC y d) ZF para el acero AISI 1520.

Para la unión producida con el acero 1520, c) y d). Se puede observar que la microestructura de la zona de fusión es más homogénea que para el 1018. No existe crecimiento dendrítico en la zona de fusión debido a que el acero contiene elementos microaleantes que refinan el tamaño de grano, la morfología de la ferrita es poligonal. En la zona afectada por el calor, Figura 5.2 c), hay ferrita alotrimórfica y ferrita acicular, los granos de austenita crecieron más de 100 μm .

De acuerdo con los resultados obtenidos en los cupones soldados por el proceso de soldadura láser, para la aleación 1520. La Figura 5.3 presenta las fotomicrogrías de la zona afectada por el calor y la zona de fusión mediante microscopía óptica, a) y b), y la técnica de microscopía electrónica de barrido, c) y d).

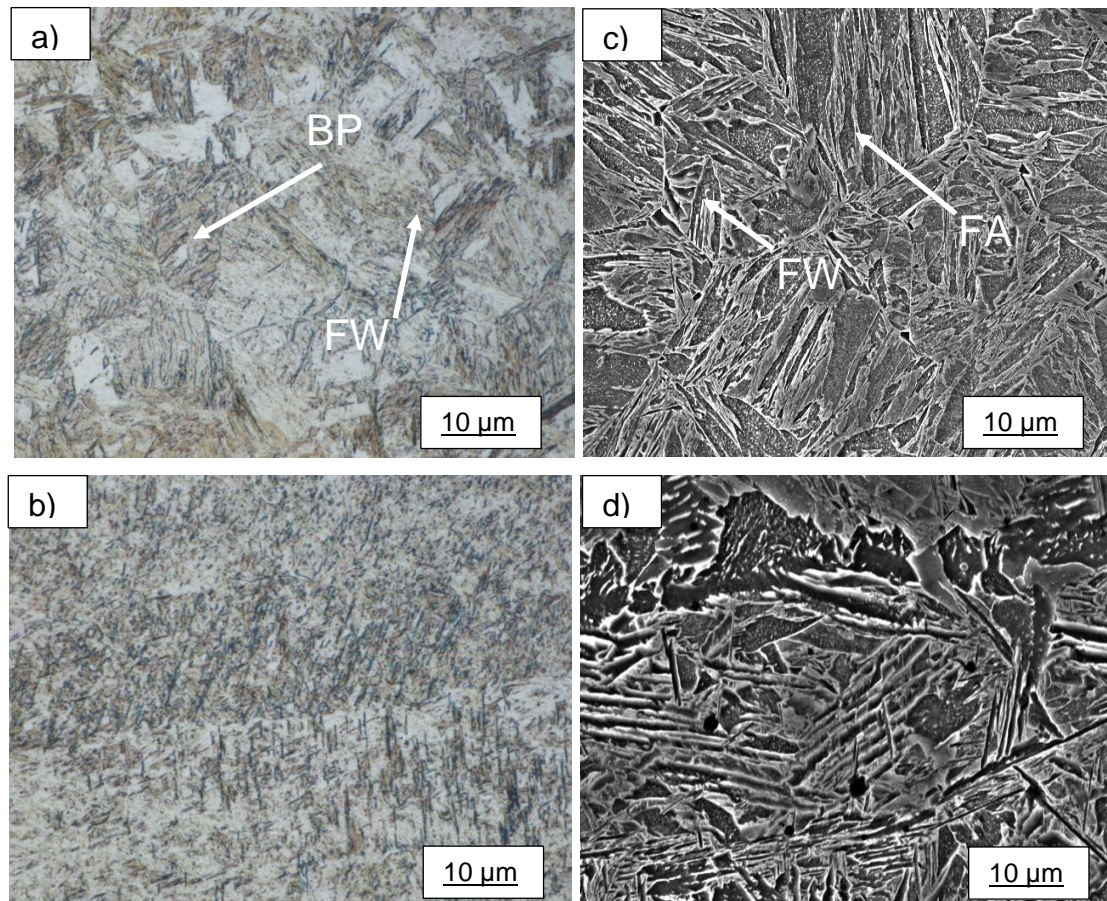


Figura 5.3. LBW evolución microestructural acero 1520: a) ZAC microscopía óptica, b) ZF microscopía óptica; c) ZAC por microscopía electrónica de barrido, d) ZF por microscopía electrónica de barrido.

La morfología acicular de la ferrita que se muestra en la Figura 5.3, se debe al enfriamiento súper rápido que produce el proceso Láser. Algunas líneas negras pueden estar asociadas a placas de cementita que no alcanzan a formar perlita, por la rapidez del enfriamiento. Los puntos negros también son de cementita, pero no tuvieron tiempo de crecer. Otras líneas en forma de agujas negras parecen de martensita, pero hay que confirmarlo con la microdureza.

De la misma forma, para el proceso de soldadura híbrido HLAW en la aleación 1520, se muestra en la Figura 5.4 las micrografías que muestran formación de ferrita proeutectoide, con formación de morfologías aciculares que pueden estar asociadas con martensita de bajo carbono.

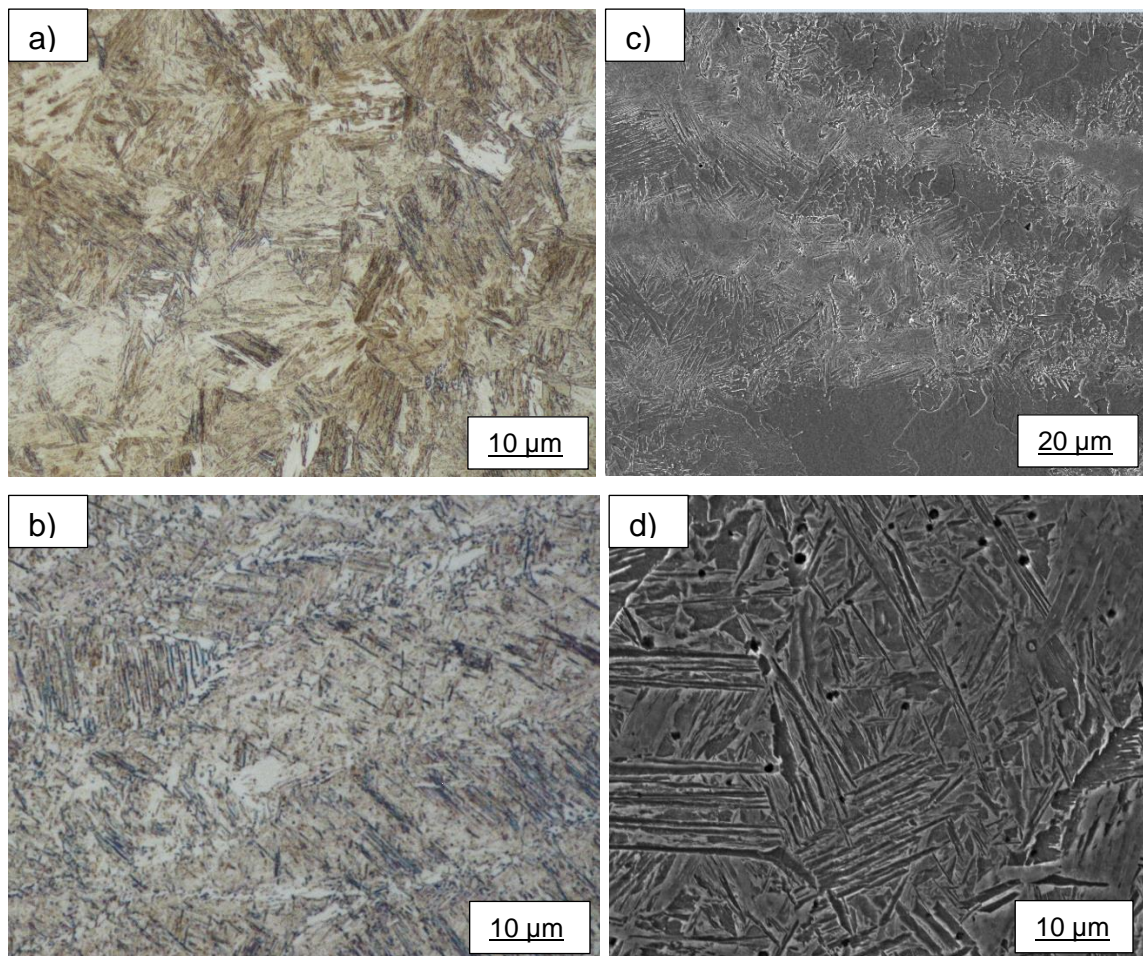


Figura 5.4. HLAW evolución microestructural 1520: a) ZAC microscopía óptica, b) ZF microscopía óptica; c) ZAC microscopía electrónica de barrido, d) ZF microscopía electrónica de barrido.

En la fotomicrografía de la Figura 5.4 c) se puede observar, que producto de velocidades altas de enfriamiento la temperatura apenas logra disolver parte de la perlita y por eso se presenta una estructura muy heterogénea en la zona afectada por el calor. En la figura d) con la ayuda de la técnica de microscopia electrónica de barrido, se puede observar mejor la estructura acicular que puede estar asociada a la formación de martensita, los microporos formados se deben a picaduras de la probeta durante la su preparación.

5.1.2. Análisis de Dureza

Para evaluar la dureza de la unión soldada, los resultados obtenidos exponen los perfiles de micro-dureza para los tres procesos de soldadura. La medición de los perfiles se realizó acorde a la norma ASTM E384 [79] y ASTM E92 [80], las cuales propone los procedimientos para medir micro-dureza en la escala Vickers de los materiales metálicos.

Las Figura 5. 5 y Figura 5. 6 muestran los perfiles de micro-dureza en la escala Vickers para el proceso HLAW y LBW respectivamente.

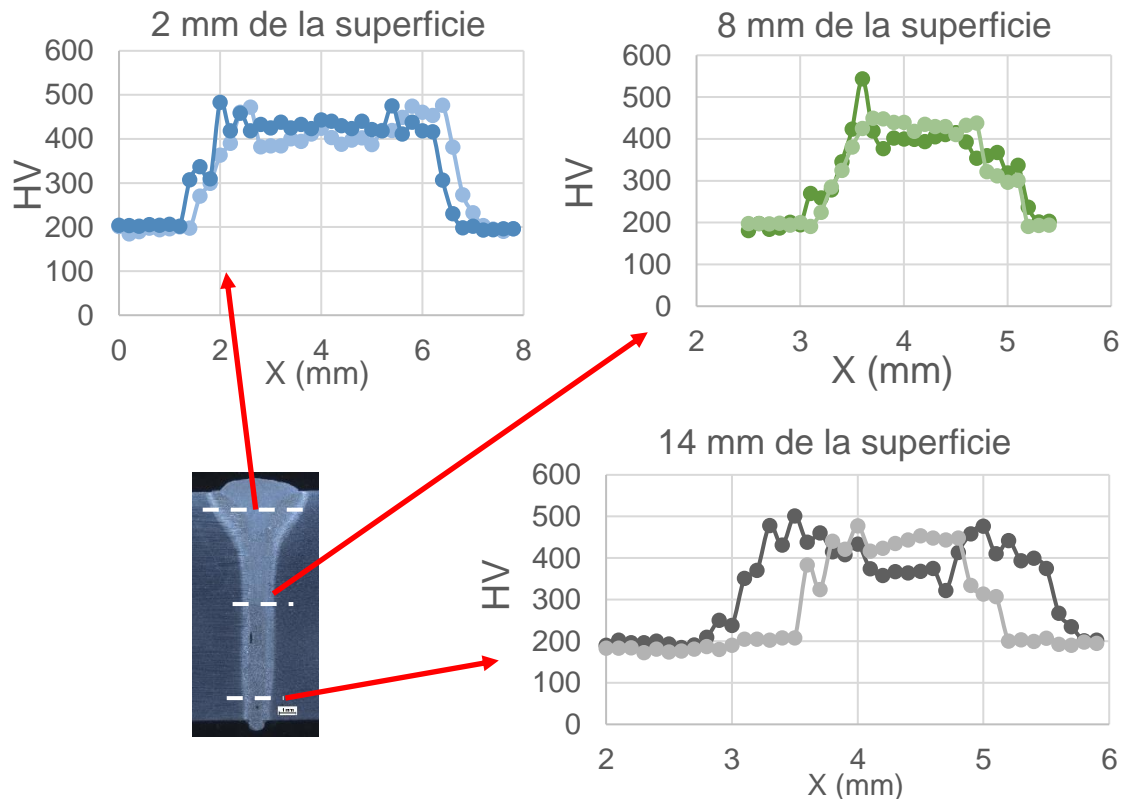


Figura 5. 5. Perfiles de dureza medido para el proceso HLAW.

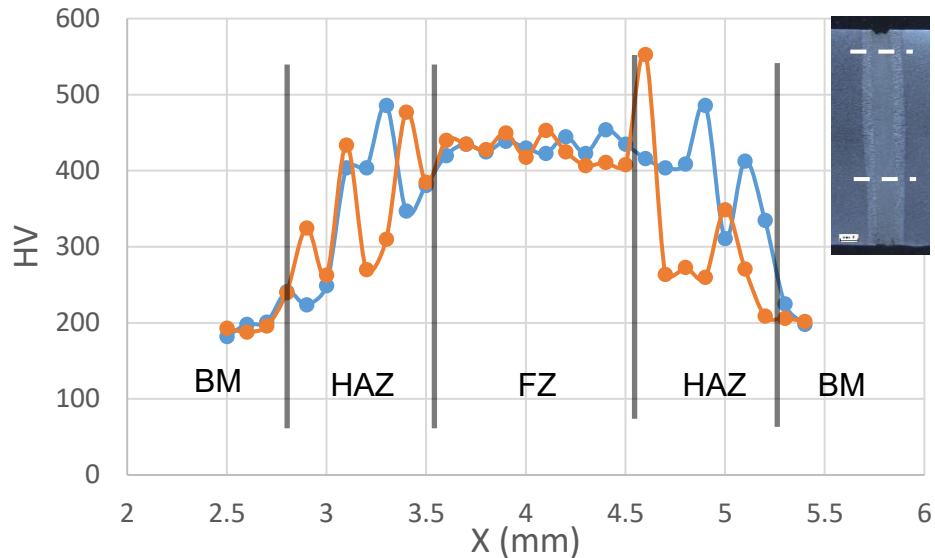


Figura 5. 6. Perfil de dureza medido para el proceso LBW.

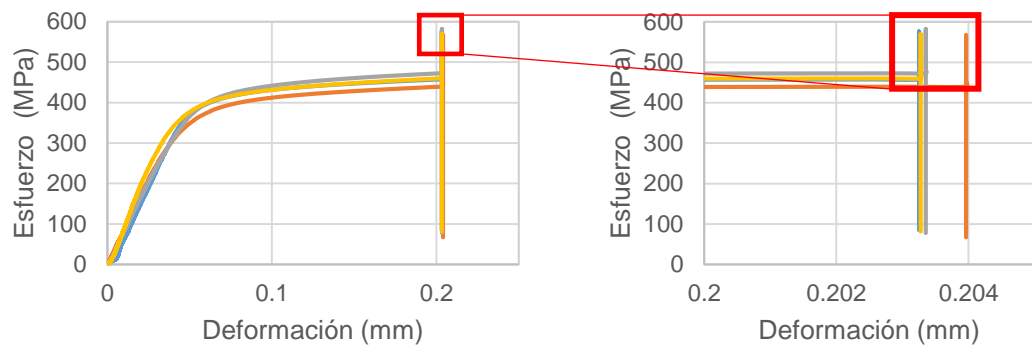
Como se expuso en las figuras anteriores ambos procesos incrementan considerablemente la dureza de la zona de fusión, alrededor del doble de la dureza del metal base que es de 200 HV. A pesar de esto, el proceso Láser presentó mayor heterogeneidad en los perfiles de dureza de la zona afectada por el calor que el proceso híbrido, con valores por encima de los 450 HV. Esto se evidencia también en la zona predominante de la soldadura Láser en la fuente híbrida, por debajo de la penetración correspondiente al proceso MIG, la zona afectada por el calor del Láser incrementa la dureza en relación a la zona de fusión, así se evidencia en los trabajos de [74] y en el desarrollo experimental de Whahba [3].

5.1.3. Resistencia mecánica de la unión

Para evaluar la resistencia mecánica de la unión, la investigación realizó el ensayo de tracción y la prueba de impacto Charpy en la cual se evaluó la tenacidad a la fractura de cada uno de los procesos.

El ensayo de tracción se realizó acorde al estándar ASTM E8 [81], el cual especifica los procedimientos para materiales metálicos a temperatura ambiente. La velocidad de la carga aplicada en la prueba, procedimiento del ensayo y las dimensiones de la probeta se realizaron acorde a este documento.

En total se ensayaron 4 probetas para HLAW y 4 el proceso para LBW, los resultados se muestran en las Figura 5. 7 y Figura 5. 8 respectivamente.

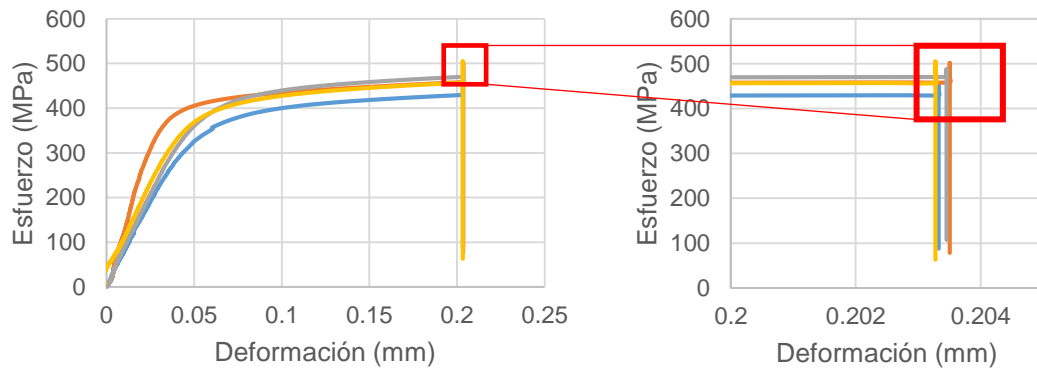


a)



b)

Figura 5. 7. Resultados del ensayo de tracción para HLAW. a) Curva representa carga aplicada vs deformación, b) ruptura de la probeta traccionada.



a)



b)

Figura 5. 8. Resultados del ensayo de tracción para LBW. a) Curva representa carga aplicada vs deformación, b) ruptura de la probeta traccionada.

Como se puede observar en los ensayos de tracción la unión del proceso híbrido presentó una resistencia mecánica por encima del metal base, con una ruptura máxima a tracción alrededor de 8618 kg, Figura 5. 7 a), y en los cuatro cupones la fractura se produjo en el metal base alejado de la zona fusión y la zona afectada por el calor, Figura 5. 7 b). Por el contrario, las uniones realizadas por el proceso láser presentaron baja resistencia a la tracción comparada con el proceso HLAW, la carga máxima de ruptura estuvo alrededor de los 6804 kg y en todos los cupones la fractura se presentó en la en la zona de fusión, Figura 5. 8 b).

La baja resistencia mecánica de la unión producida por el proceso láser se debe principalmente a la presencia de defectos en la soldadura, este proceso, como se mostró en la Figura 4. 12, es muy propenso a la falta de fusión en los bordes debido a la preparación de borde y la alta velocidad de enfriamiento proporcionado por el bajo aporte de calor de la fuente láser. Además de provocar el crecimiento de fases fragilizadoras de la zona afectada por el calor, como se mostró en la sección 5.1.

Para evaluar la resistencia al impacto de las uniones y poder caracterizar la tenacidad a la fractura de los procesos, se realizó la prueba Charpy del metal base y las uniones de los procesos GMAW, HLAW y LBW.

El procedimiento de la prueba se realizó acorde a la ASTM E23 [82], las dimensiones de la probeta se construyeron según esta norma, las cuales correspondieron a un largo de la probeta de 50 mm con una sección transversal cuadrada de 10X10 mm, la geometría de la entalla fue en V con 2 mm de profundidad y la abertura de la ranura fue 45°. La energía máxima del equipo es de 379 J, antes de la prueba se comprobó el cero de la máquina y se midió la resistencia al aire, con un valor de 13,5 J y la temperatura del ensayo fue 23 °C.

A continuación, en la Figura 5. 9 se muestran los resultados de la prueba Charpy, los cuales demuestran que el proceso de soldadura láser absorbe la menor energía durante el ensayo, produciendo una ruptura frágil sin deformación lateral, seguramente por la presencia de martensita. Lo cual demuestra que el proceso produce uniones con muy baja tenacidad a la fractura para el acero AISI

1520. En la Figura 5. 10 se expone la morfología de la fractura para cada proceso, se puede evidenciar la fragilidad en la zona de fusión para el proceso de soldadura Láser.

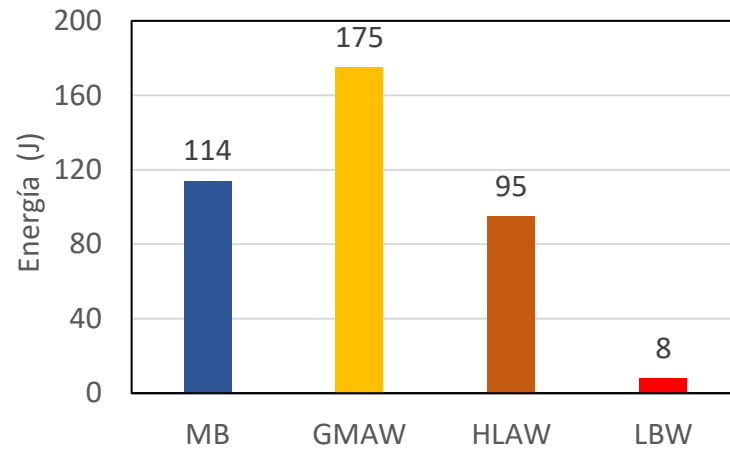


Figura 5. 9. Resultados del ensayo Charpy para los tres procesos.

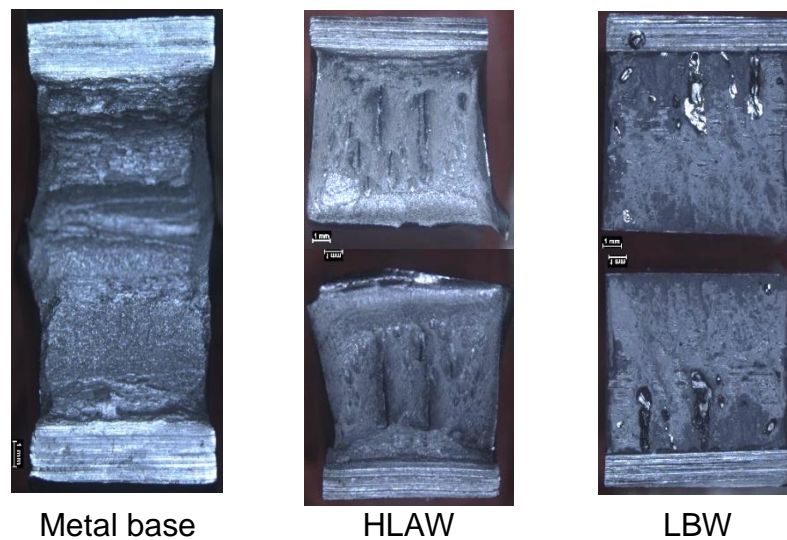


Figura 5. 10. Fracturas de los cupones ensayados.

Al igual que en el trabajo desarrollado por Wahba [3], quien suelda un acero con la composición química y espesores similares al estudiado en esta investigación, expone que la unión por HLAW muestra mejor tenacidad a la fractura que el proceso LBW en el ensayo Charpy y además el proceso LBW sigue teniendo menor resistencia a la tracción que el proceso HLAW, como se ha comprobado en este estudio.

5.2 Resultados del análisis numérico

La aplicación del método de los elementos finitos, como herramienta numérica para analizar el comportamiento de los procesos de soldadura, permite explicar el comportamiento geométrico de zona de fusión y como los gradientes térmicos generados afecta estructuralmente al componente soldado.

De acuerdo con la solución numérica obtenida por la investigación, en este epígrafe se exponen los resultados del análisis térmico para los tres procesos investigados.

5.2.1. Resultados de la solución térmica para GMAW

En la Figura 5.11 se muestran los resultados del campo térmico de la soldadura GMAW para los dos tipos de geometrías investigadas en diferentes instantes de tiempo.

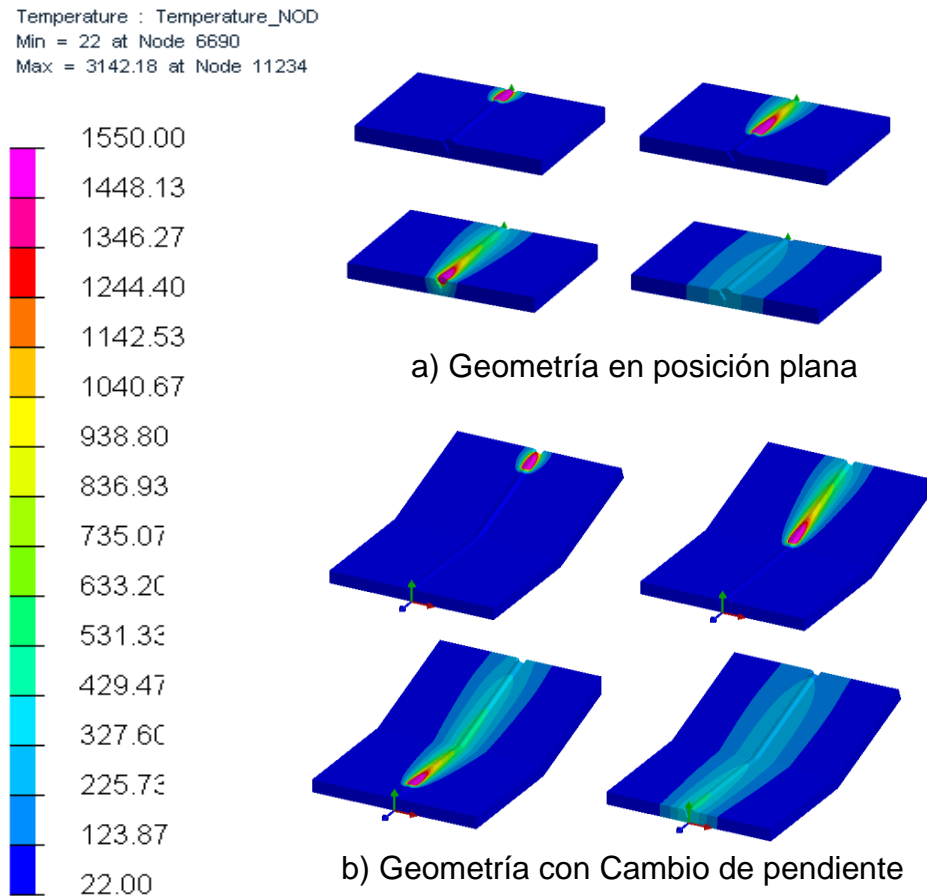


Figura 5.11. Simulación del campo térmico de la fuente GMAW para geometrías en posición plana y con cambio de pendiente.

De la figura anterior Figura 5.11, los resultados del campo térmico para las dos geometrías soldadas por el proceso GMAW corresponden con los espesores de 12 y 16 mm de los aceros ASISI 1520 y 1018 respectivamente. La Figura 5.12 muestra la geometría de la zona de fusión para la fuente de calor por arco eléctrico y a través de los datos experimentales se comparan, además de la zona afectada por el calor, la penetración y longitud del baño de soldadura.

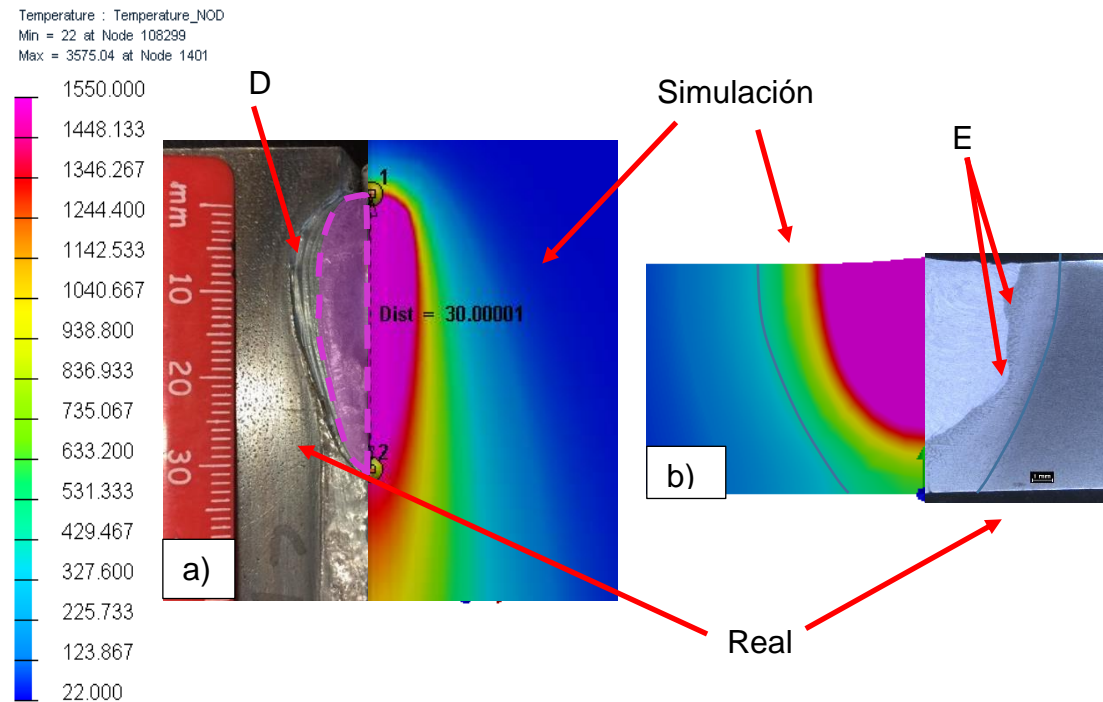


Figura 5.12. Geometría de la fuente GMAW, espesor de la placa 12 mm.

Como se muestra en la Figura 5.12 la predicción de la geometría de la fuente se ajusta a los valores experimentales obtenidos de las macrografías realizadas para la sección transversal de las soldaduras en posición plana. Para medir la longitud del baño de soldadura, en la Figura 5.12 a) se delimita la isoterma de fusión alrededor de los 1500 °C la cual corresponde con el ancho, penetración y longitud medido experimentalmente al finalizar el cordón de soldadura. Como la medición del baño se tomó al final de la trayectoria se puede observar en **D**, que existen varias líneas de fusión que son más anchas debido a que al finalizar se mantuvo por 1.5 seg encendido el arco para evitar la falta de relleno del cráter final, lo cual incrementó la deposición de metal y por consiguiente se incrementa el ancho del baño de soldadura en esa zona.

Para la sección transversal, en la Figura 5.12 b) se muestra que el campo térmico es capaz de predecir con un error de 0.1 mm el ancho de la zona afectada por el calor y la penetración que corresponde con la línea de fusión. Aunque para la línea de fusión, como señala **E**, el modelo elíptico no logra predecir con exactitud el contorno de la interface metal base y metal de aporte, ya que se crean “bahías” que el modelo no puede explicar. Ésta problemática y el término de bahías es abordado en uno de los trabajos de Goldak [16], en el que explica y denomina de complejas a las geometrías del baño de soldadura que presentan estas características. Éste es uno de los problemas encontrados por la investigación cuando se realizaron soldaduras fuera de la posición plana; o sea, cuando cambia la pendiente durante la trayectoria de soldadura el comportamiento geométrico del área de la sección transversal es diferente, así se demostró experimentalmente en la Figura 4.5, y en la sección 5.2.1 se exponen las mediciones experimentales de la corona del cordón obtenido.

A continuación, en la Figura 5.13 se muestra la evolución térmica en el plano medio longitudinal central del cordón de soldadura, en el cual se puede observar el comportamiento térmico de la fuente MIG durante la trayectoria de soldadura para las geometrías con cambio de pendiente.

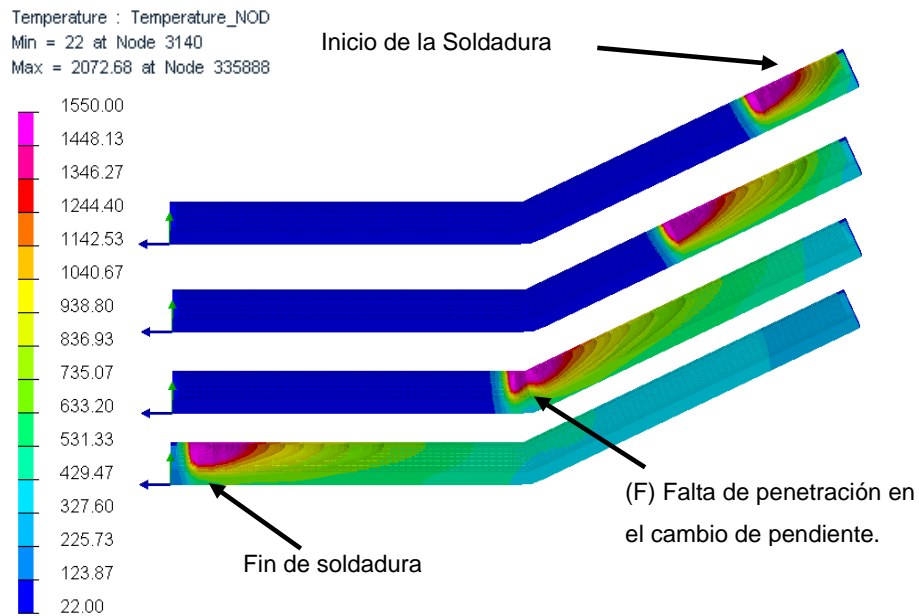


Figura 5.13. Distribución de temperatura en la trayectoria de la fuente GMAW para la geometría con cambio de pendiente (25°).

De la Figura 5.13 se puede observar la geometría elíptica de la fuente de calor por arco eléctrico durante la trayectoria de soldadura. La geometría que define el baño de soldadura se delimitó a través de las isotermas correspondiente al límite de fusión, el cual se encuentra aproximadamente a una temperatura entre 1500 y 1550°C. Los resultados muestran que en el momento en que la fuente cambia la pendiente puede ocurrir falta de penetración (F) producto al giro brusco de la antorcha y además que el espesor se ve incrementado producto de la geometría de la probeta

A continuación, en la Figura 5. 14 se exponen los resultados de las gráficas temperatura-tiempo para la soldadura de una de las probetas de acero AISI 1018 de 16 mm de espesor en posición plana.

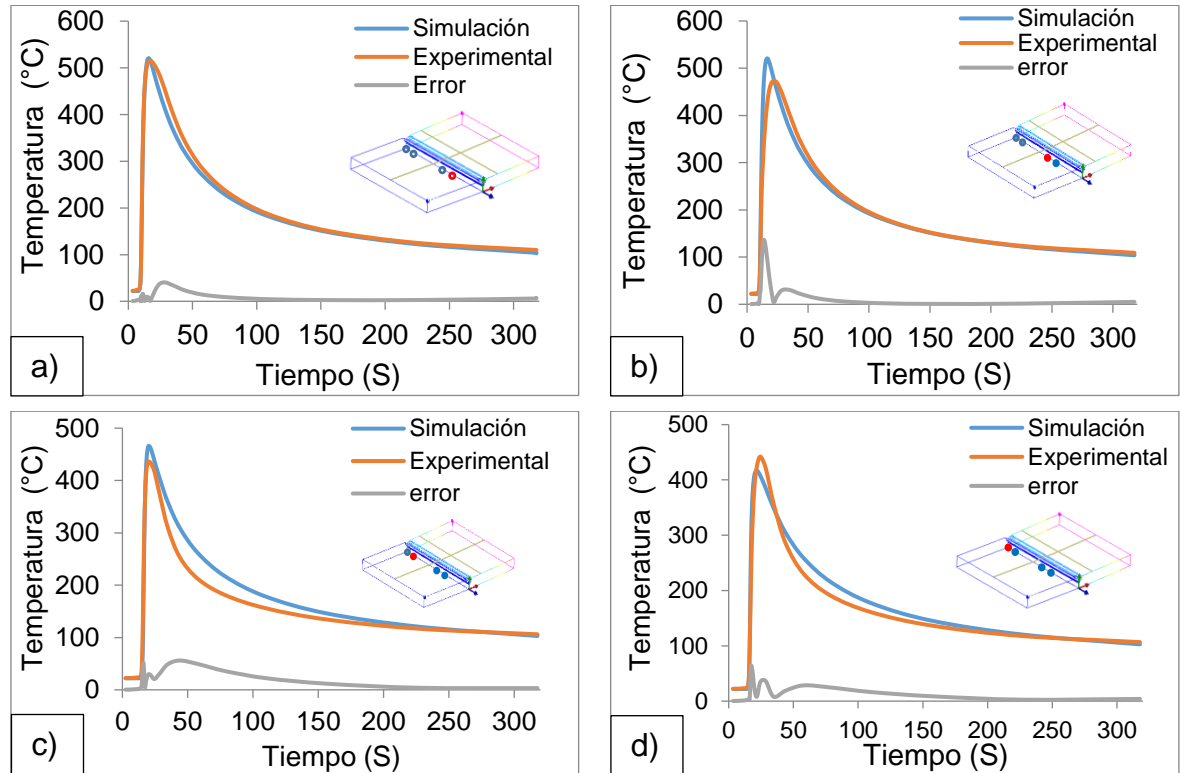


Figura 5. 14. Gráficas temperatura-tiempo para el acero AISI 1018 soldado por GMAW en posición plana termopares están a 5 mm de la línea central.

La comparación de los histogramas de temperaturas entre los experimentos y el modelo numérico que se muestra en la Figura 5. 15. Reflejan buena correspondencia, el error relativo promedio para las cuatro mediciones es

del 10%. La predicción de la temperatura máxima está por debajo de 30°C de error absoluto, mientras que para el enfriamiento los cuatro termopares y el modelo numérico se equilibran a la misma temperatura, a pesar de que la curva c) en los primeros segundos del enfriamiento muestra que el error absoluto puede llegar hasta 64°C máximo.

A continuación, en la Figura 5. 15 se exponen los histogramas de temperatura de los resultados del modelo numérico y la experimentación, para el acero AISI 1520 soldado por GMAW de espesor 12,7 mm de una de la geometría con cambio de pendiente.

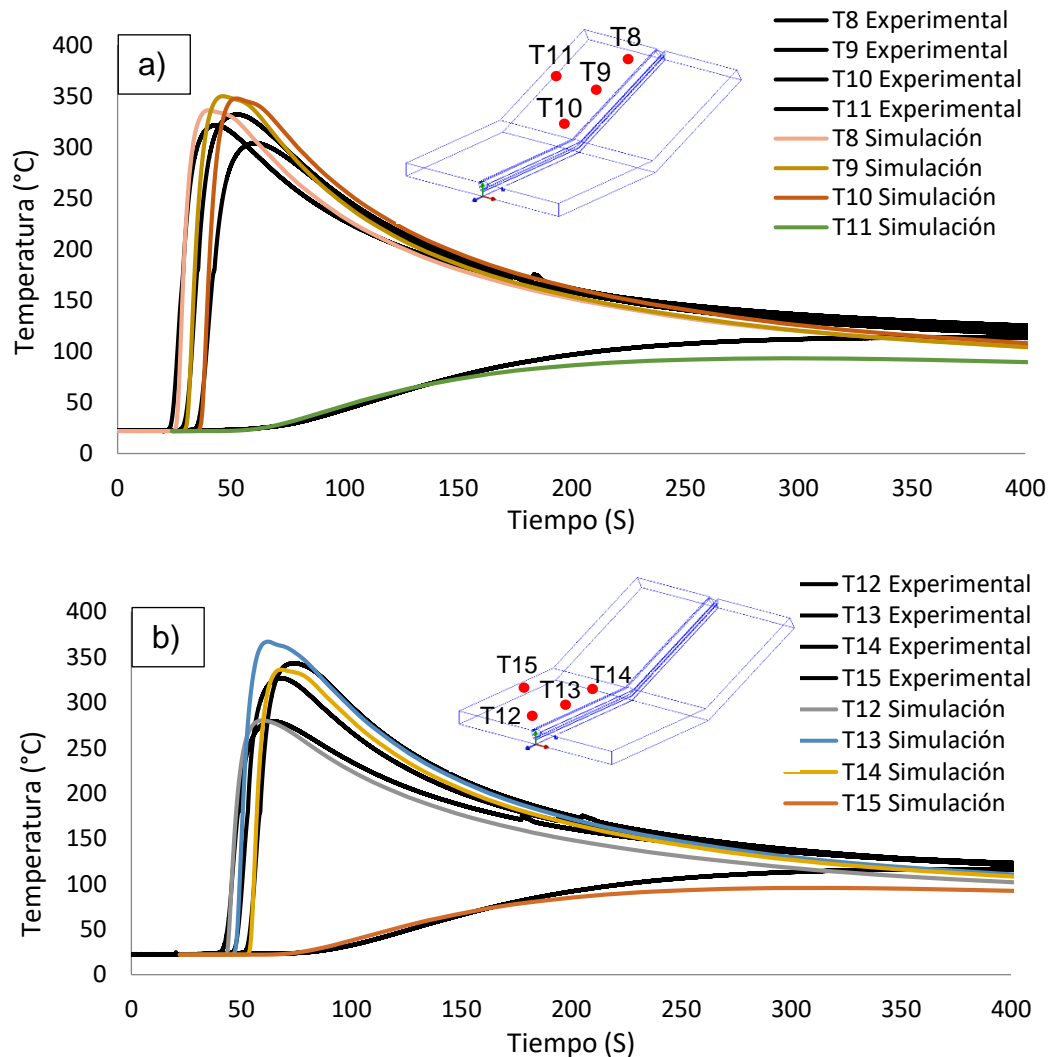


Figura 5. 15. Gráficas temperatura-tiempo del proceso GMAW en los cupones con cambio de pendiente, acero AISI 1520; a) medición de temperatura en la pendiente y en b) medición en posición plana.

Como se muestra en la Figura 5. 15, los resultados del campo térmico muestran la relación entre el modelo numérico y la experimentación. Se utilizaron 8 termopares, de ellos 4 en la geometría que corresponde a la posición plana y 4 en la pendiente, los termopares más cercanos se encuentran a 16 mm de la línea central de soldadura y a 7 mm por debajo de la superficie y los dos termopares más alejados se encuentran a 94 mm de la línea central.

5.2.2. Resultados de la solución térmica para LBW

De igual forma que para el proceso GMAW, la investigación realizó el estudio experimental del proceso de soldadura Láser (LBW). Para el cual se calculó el gradiente de temperatura en los cupones de 12 mm de espesor de acero AISI 1520, los resultados de la simulación se muestran en la Figura 5.16.

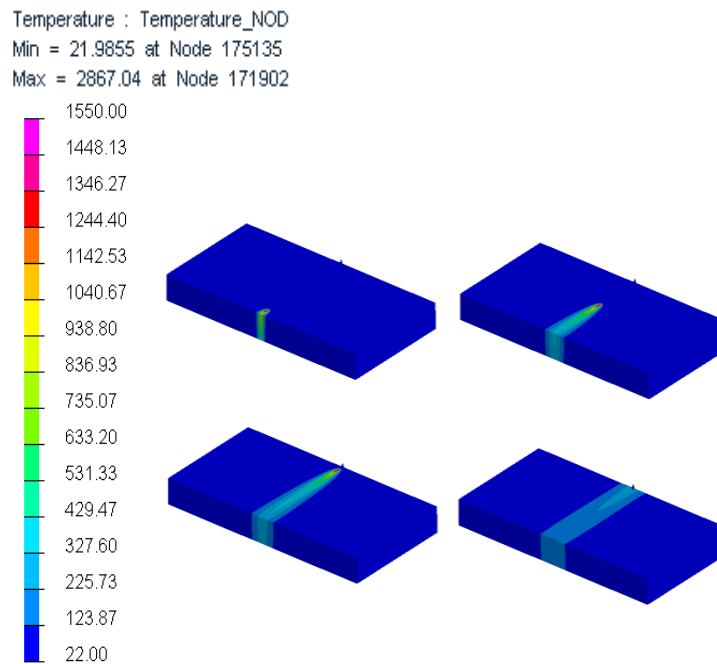


Figura 5.16. Simulación del campo térmico para la fuente LBW.

A diferencia del proceso por arco eléctrico, la fuente láser incrementa la velocidad de soldadura de 8.33 mm/s a 25mm/s, en modo "keyhole", la penetración se incrementa de 9 mm para el proceso MIG con preparación de bisel, a 13 mm sin preparación de bisel. La temperatura pico del modelo se incrementa hasta alrededor de 3000 °C en relación con el proceso MIG. A

continuación, en la Figura 5. 17 se muestra los dos tipos de geometrías de la zona de fusión obtenidas experimentalmente por este proceso y comparados con los resultados numéricos.

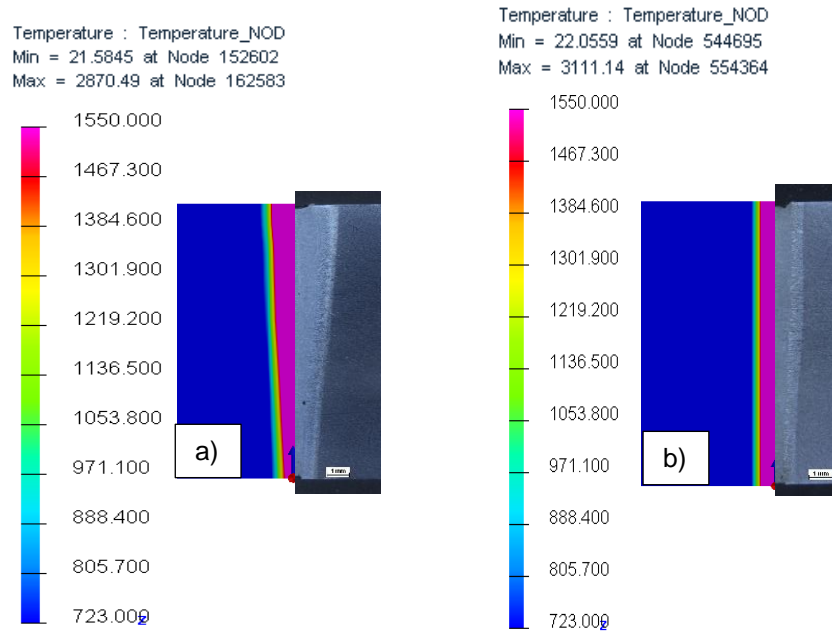


Figura 5. 17. Geometrías de la zona de fusión del proceso LBW: a) fuente cónica y b) fuente cilíndrica.

De la figura anterior se puede observar que la fuente de calor Láser presenta una geometría del baño de soldadura muy estrecha, con gradientes de temperatura muy altos, la zona de fusión es de apenas 1 mm y la zona afectada por el calor mide 0.5 mm. Evidencia además, que el proceso presenta una alta densidad de energía con una eficiencia térmica muy baja y es muy sensible a la preparación de bisel, debido a que la unión debe estar maquinada o cortada mediante láser, porque favorece la ocurrencia de defectos de soldadura como la falta de fusión de borde y la porosidad. Esto se debe principalmente a la naturaleza autógena de la aplicación empleada por la investigación.

Para poder explicar el comportamiento de los gradientes térmicos y la geometría de la zona de fusión durante la trayectoria de soldadura, en la Figura 5.18 se muestran los gradientes térmicos inducidos por el proceso láser. La figura muestra un plano de corte longitudinal al cordón de soldadura, la distribución de temperatura según avanza la fuente de calor en el tiempo. Se puede observar

como los modelos describen el baño de soldadura al inicio del cordón, durante la soldadura y al finalizar.

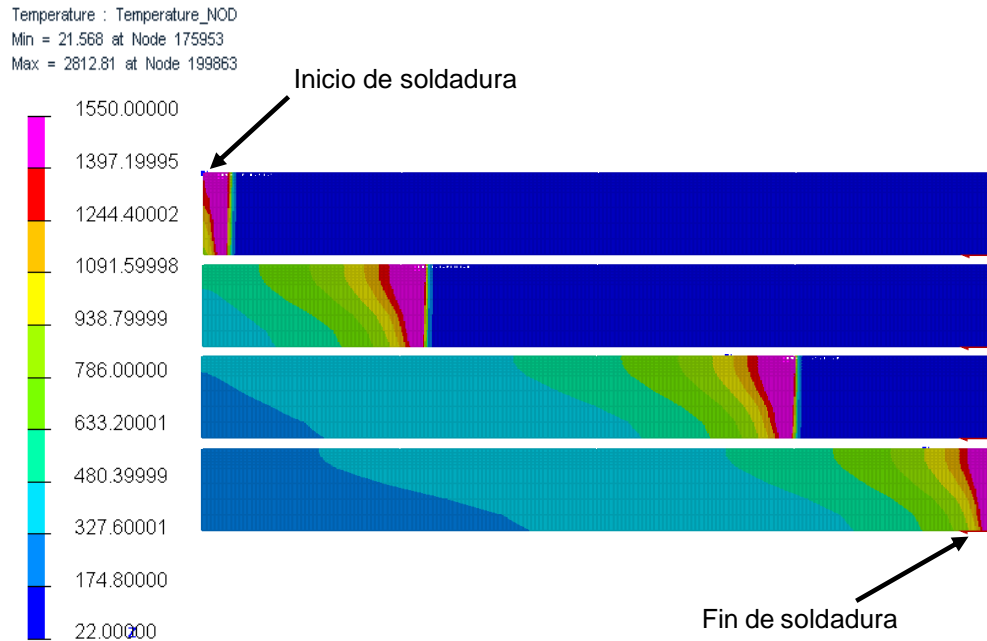


Figura 5.18. Distribución de temperatura en el plano longitudinal a la trayectoria de la fuente LBW.

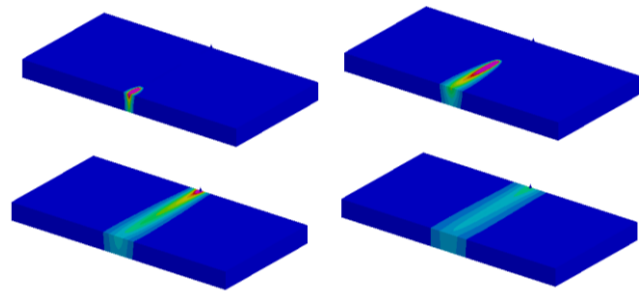
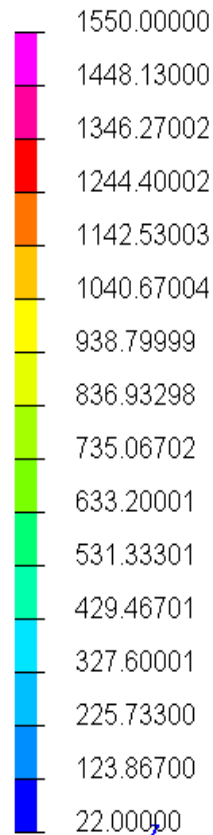
Como la escala de temperatura de la figura anterior se ajustó para que mostrara un máximo de 1550 °C, la cual corresponde con la temperatura de fusión, la isoterma solamente delimita la interface sólido-líquido. Lo cual no muestra la región del *keyhole*.

5.2.3. Resultados de la solución térmica para HLAW

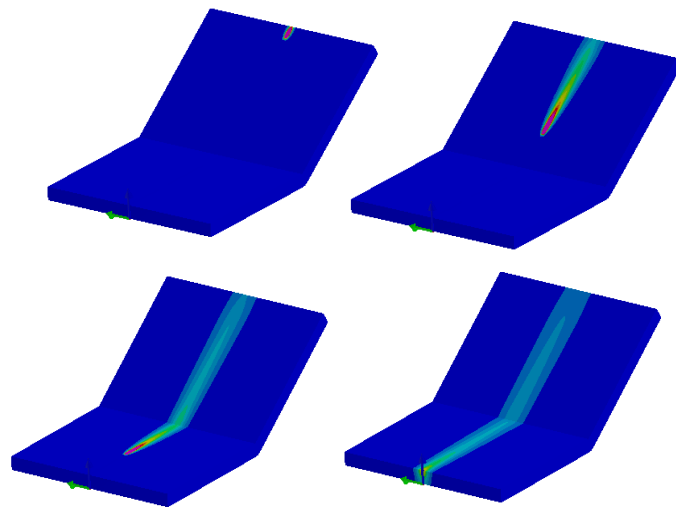
La solución térmica que se expone a continuación muestra los resultados del campo térmico obtenido por los modelos numéricos, y como comparan con los valores experimentales al soldar por HLAW placas de acero AISI 1520 de 12 mm de espesor.

En la Figura 5.19 se expone la distribución de temperatura de los dos tipos de geometrías soldadas por el proceso híbrido. En a) se muestra el perfil de temperatura, en cuatro tiempos, según avanza la fuente durante la soldadura de los cupones con geometría plana. Y en b) la solución numérica muestra la distribución de temperatura en las geometrías con cambio de pendiente.

Temperature : Temperature_NOD
Min = 10.232 at Node 372993
Max = 4831.02 at Node 368095



a) Geometría en posición plana



b) Geometría con Cambio de pendiente

Figura 5.19. Solución del campo térmico de la fuente HLAW para los dos tipos de geometrías investigadas.

De igual forma que en la figura anterior, pero ya comparando con los resultados experimentales, se muestra en la Figura 5.20 la solución del campo térmico que define la geometría del baño de soldadura. Como se puede apreciar en ésta figura, la escala de temperatura está en el rango de 1550 °C a 723 °C, para delimitar la zona de fusión y el límite de la zona afectada por el calor. Se expone la geometría de la sección transversal y la longitud del charco de soldadura. Se puede observar que la temperatura pico alcanzada por la solución numérica en este caso es de 5691 °C.

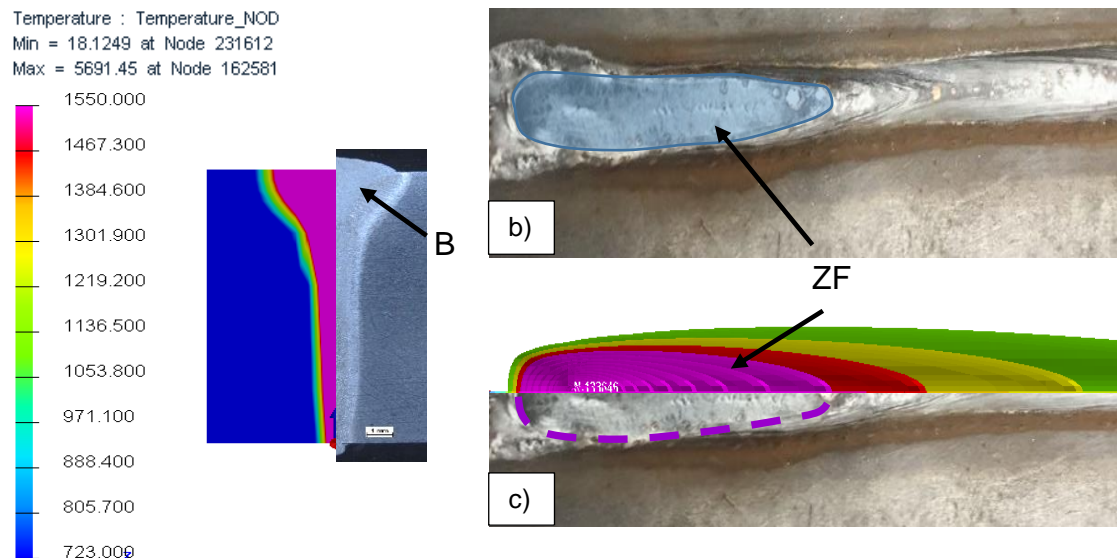


Figura 5.20. Predicción de la geometría de la fuente HLAW.

Como se puede observar en la figura Figura 5.19 y Figura 5.20, los resultados obtenidos por la investigación para la simulación de soldadura del proceso HLAW y los datos experimentales, muestran que el modelo tridimensional desarrollado para modelar la fuente híbrida es capaz de predecir el ancho de la zona de fusión y la zona afectada por el calor. Aunque presenta incertidumbre en la predicción de la zona de fusión donde predomina el arco de soldadura, como se puede observar en la Figura 5.20, se señala en **B**, que la fuente no puede determinar la frontera de fusión donde predomina el proceso MIG. Esto ha sido reportado en los trabajos de [16], donde se expone las limitaciones del modelo elíptico para definir el comportamiento de la geometría de la zona de fusión en soldaduras con perfil "complejo", se le llama así a la forma de bahía (B) que se puede crear en la zona de fusión.

Para obtener una mejor comprensión de la geometría del baño de soldadura en la sección longitudinal a la trayectoria de soldadura, la Figura 5. 21 muestra la distribución de la temperatura hacia delante y hacia atrás durante el movimiento de la fuente en el plano longitudinal al cordón. El movimiento de la fuente fue dividido en cuatro pasos de tiempo para que se observara el comportamiento térmico durante el inicio, establecimiento del arco y fin de la soldadura.

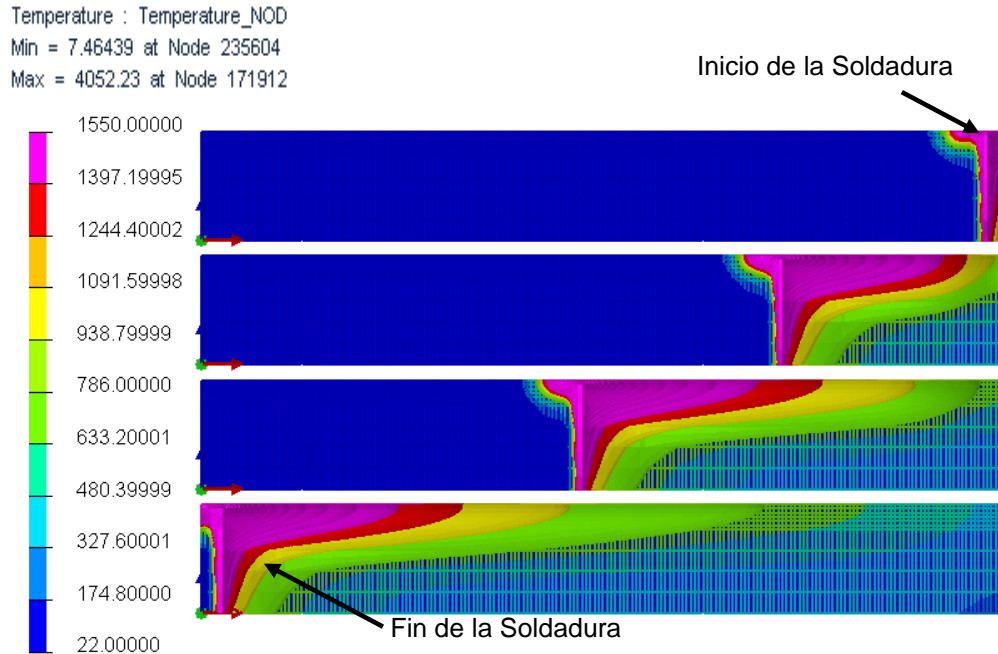


Figura 5. 21. Distribución de temperatura en la trayectoria de la fuente HLAW en los cupones con geometrías plana.

Para validar los resultados referentes al campo térmico obtenido por la solución numérica. La investigación muestra en la Figura 5. 22 los resultados de la medición de temperaturas mediante el uso de termopares, y a su vez, se compara con el perfil de temperatura que le corresponde al nodo más cercano al punto de medición. Los puntos de medición son 4 y el más cercano (Figura 5. 22 a)), está posicionado a una distancia de 6 mm respecto a la línea central de la soldadura, luego los dos próximos se alejan a 5 mm cada uno, b) y c), y el cuarto se posicionó a 92 mm del centro, d). El objetivo principal era comprobar si las propiedades térmicas del material se ajustaban al comportamiento real en todo el rango de temperaturas, desde la temperatura pico medida hasta la más baja, con una duración de 5 minutos de enfriamiento. La medición de la temperatura máxima por el termopar más cerca estuvo alrededor de los 300 °C, lo que evidencia velocidades de enfriamiento muy rápidas en comparación con el proceso MIG. La temperatura pico para el proceso híbrido está alrededor de los 5000 °C, lo que presuponen que en apenas 5 mm disminuye 4700 °C. El error cuadrático medio entre los valores reales y simulados está alrededor del 8 %.

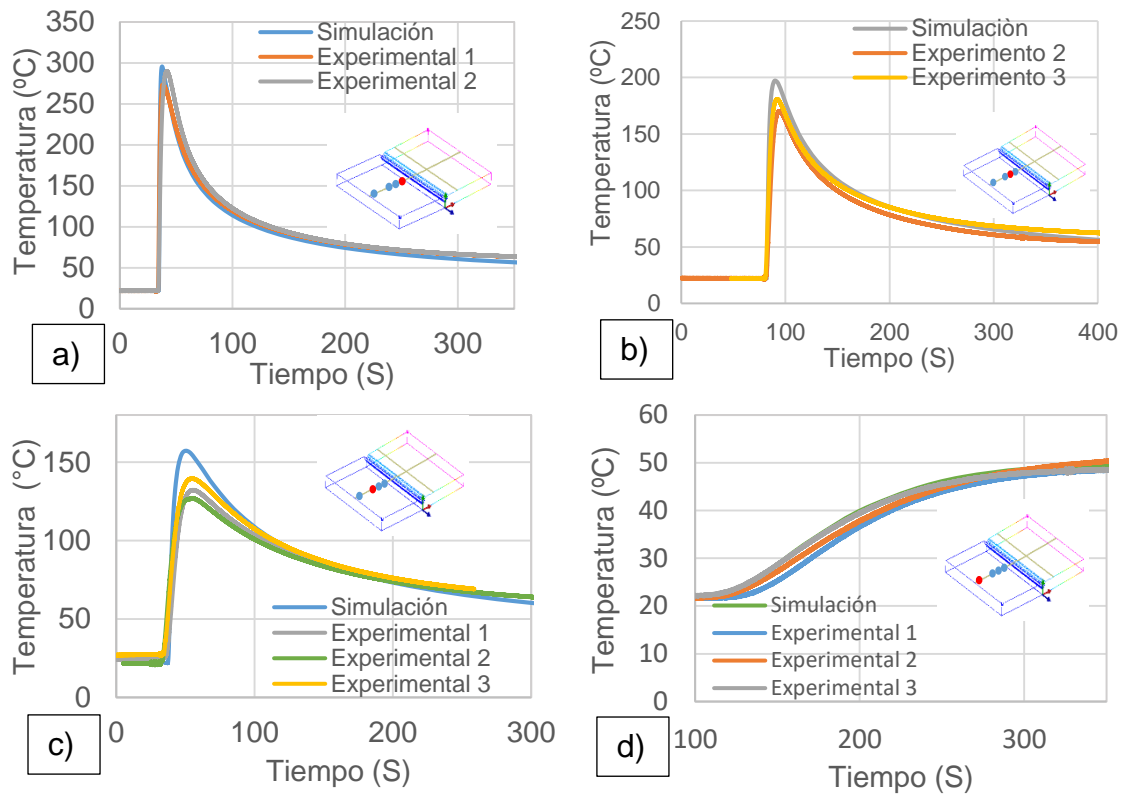


Figura 5. 22. Gráficas de temperaturas vs tiempo de la soldadura por el proceso HLAW.

5.2.3. Efecto del cambio de pendiente.

De acuerdo con los objetivos de la presente investigación para exponer los efectos del cambio de pendiente en la trayectoria de la soldadura, la Figura 5. 23 muestra el comportamiento del perfil de la corona de soldadura según se incrementa la pendiente desde posición plana (0°) hasta 35°.

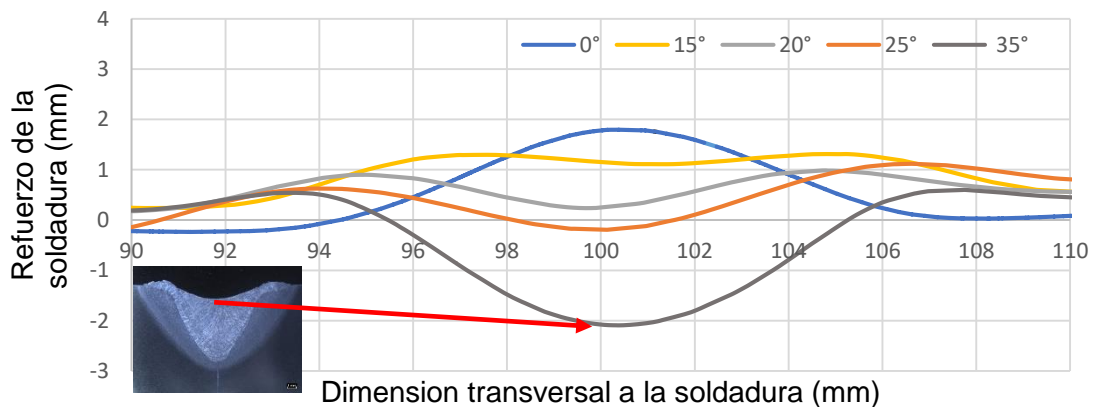


Figura 5. 23. Refuerzo de soldadura producto del cambio de pendiente.

El comportamiento de las curvas mostradas en la figura 5.24, refleja falta de relleno cuando se incrementa la pendiente, esto está dado al escurrimiento producido durante el movimiento de la fuente de calor. Como se mostró en la Figura 4.5, el escurrimiento provoca un cambio radical en la morfología del área de la sección transversal del cordón de soldadura, lo cual no puede ser modelado por la ecuación que describe la fuente térmica empleada. Desde el punto de vista estructural, el escurrimiento provocado por el cambio de pendiente no afecta la distorsión angular del componente, así se expone más adelante en la Figura 5.34. Es conveniente señalar que este efecto solo se observó en los cupones soldados por GMAW y no así en los demás cupones soldados por LBW y HLAW, esto está dado a que la razón de deposición de metal de aporte es mucho mayor para el proceso por arco eléctrico en comparación con los demás, porque existe preparación de bisel por tanto el volumen de metal aportado es mayor.

5.2.4. Comportamiento del coeficiente de dilatación térmica

A continuación, la investigación expone uno de los resultados científicos obtenidos que explica el efecto del coeficiente de dilatación térmica en los ceros al carbono y de baja aleación utilizados en la simulación computacional de procesos de soldadura, y su influencia en la solución mecánica que trata de reproducir la distorsión del componente soldado.

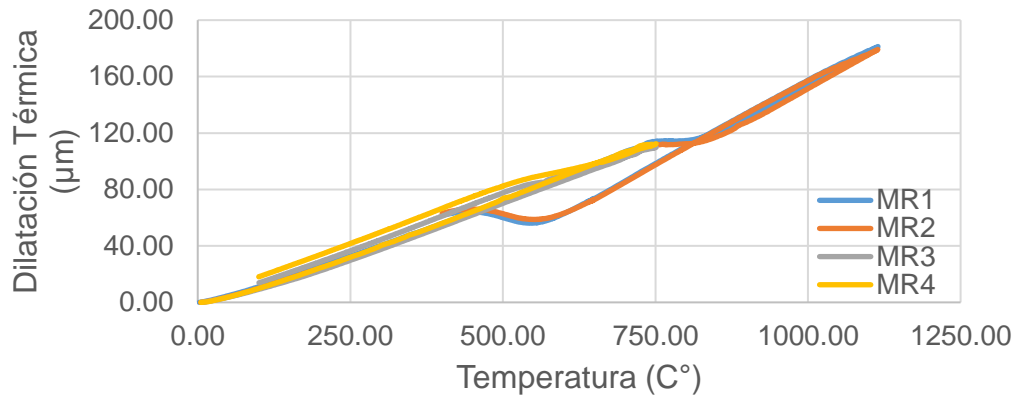
Para estudiar el comportamiento de la dilatación y la contracción térmica en los aceros AISI 1018 y 1520, se realizaron 4 pruebas dilatométricas a diferentes velocidades de enfriamiento para estudiar el comportamiento causado por los gradientes de temperaturas impuestos por los procesos de soldadura estudiados. Los valores de las velocidades de enfriamiento utilizadas en las pruebas se muestran en la Tabla 1. 5.

Tabla 1. 5. Velocidades de enfriamiento para el ensayo de dilatometría.

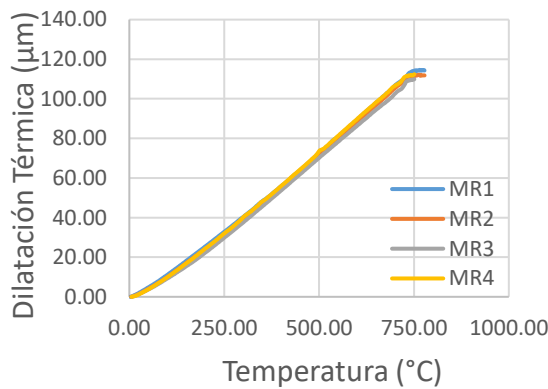
Velocidad de enfriamiento (°C/s)			
Temperatura (°C)	(1115-800)	(800-650)	(650-400)
Muestra 1	49.63	31.837	7.233
Muestra 2	54.97	33.775	7.26
Velocidad de enfriamiento (°C/s)			
Temperatura (°C)	(750-500)	(500-100)	-
Muestra 3	17.089	4.445	-
Muestra 4	15.743	4.79	-

Las velocidades de enfriamiento se seleccionaron de acuerdo con mediciones experimentales de temperaturas mediante termopares tipo K con una velocidad de adquisición de datos de 75 muestras por segundo para el proceso MIG, el cual presenta la velocidad de enfriamiento más baja en comparación con el proceso LBW y el HLAW. Para ese mismo rango de temperaturas y velocidades se obtuvieron las curvas calculadas por el software JMatPro. A continuación, en la Figura 5. 24 se presentan los resultados de la prueba dilatométrica.

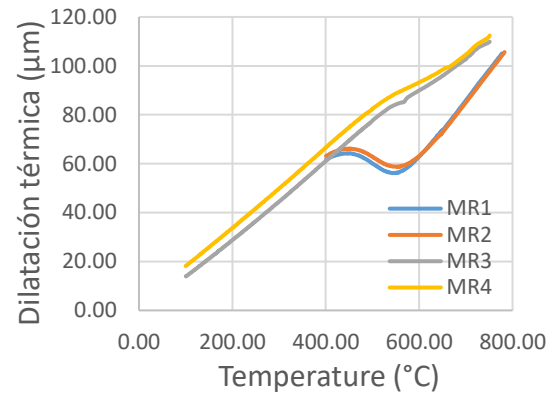
La temperatura máxima de la prueba para MR1 y MR2 fue de 1140 °C y enfriada hasta temperatura ambiente. En el caso de MR3 y MR4 la temperatura máxima fue de 760 °C. La prueba demostró que para el acero AISI 1520 las temperaturas de transición están alrededor de 723 a 750°C durante el calentamiento, y para el enfriamiento MR3 y MR4 mostraron que la transformación alotrópica comienza alrededor de los 543°C, demostrando que el comportamiento del coeficiente de dilatación térmica es diferente durante el enfriamiento.



a)



b)



c)

Figura 5. 24. Comportamiento del coeficiente de dilatación térmica obtenido del ensayo de dilatometría para el acero AISI 1520: a) comportamiento de las cuatro pruebas, b) medición durante el calentamiento y c) medición durante el enfriamiento.

Durante el enfriamiento continuo la transformación de la austenita en ferrita, perlita y martensita proporcionan una deformación (*strain*) térmica adicional debido a la diferencia entre la fracción de volumen de cada fase que se transforma. A pesar de que este tema ha sido bien estudiado y demostrado experimentalmente [56], [58], en la mayoría de los trabajos de simulación de soldadura se desprecia este efecto [62], [29], [27]. A la diferencia, entre las curvas MR1-MR2 y MR3-MR4 de la Figura 5. 24 a), se le conoce como deformación inducida por transformación de fase.

A continuación, en la Figura 5. 25 se presenta la microestructura final obtenida de cada una de las muestras utilizadas en la prueba dilatométrica.

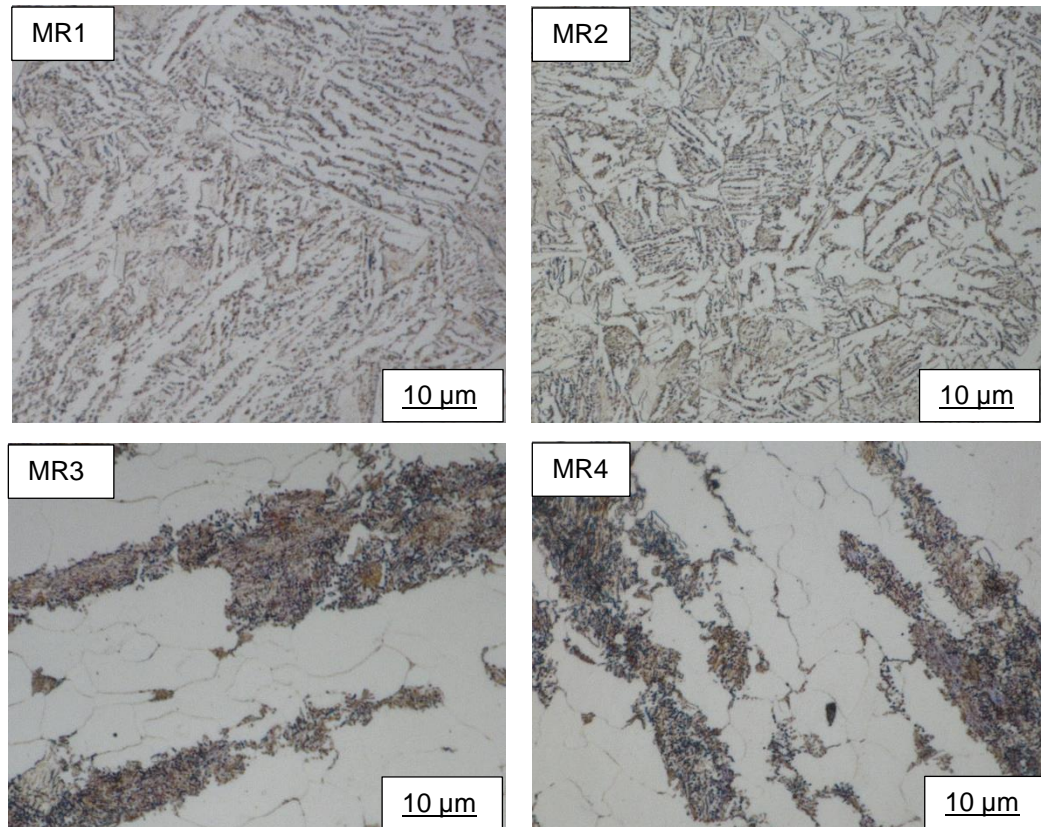


Figura 5. 25. Fotomicrografías de las muestras utilizadas en dilatometría.

De acuerdo con la figura anterior, se observa que, para las velocidades impuestas en la prueba MR3 y MR4, no se muestran cambios microestructurales de las fases en relación con la microestructura en equilibrio inicial, por tal motivo el coeficiente de dilatación térmica mantiene un comportamiento lineal con la temperatura. Mientras que MR1 y MR2, por el contrario, evidencian la existencia de la transformación de fase producto de la alta velocidad de enfriamiento a las que se sometieron las muestras.

El objetivo principal de explicar el comportamiento del coeficiente de dilatación térmica es exponer que el comportamiento estructural del metal base, la zona de fusión y la zona afectada por el calor es diferente, por lo tanto, tiene un efecto en la solución mecánica del modelo numérico. Para abordar este tema la investigación expone los resultados alcanzados de distorsión obtenidos para diferentes comportamientos del coeficiente de expansión. En la Figura 5. 26 a continuación, expone en función de la temperatura las curvas que describen los

diferentes comportamientos del coeficiente de expansión térmica para los aceros AISI 1018 y 1520, obtenidos experimentalmente y calculados a través del software JMatPro.

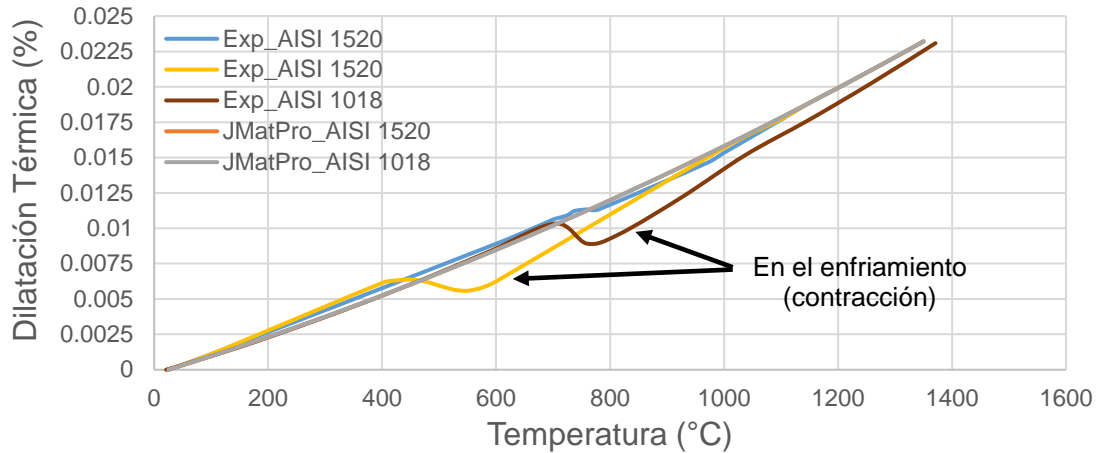


Figura 5. 26. Coeficiente de expansión térmica vs temperatura.

Utilizando las curvas mostradas en la figura anterior, la investigación expone los resultados de la distorsión angular obtenidos por la solución numérica, en los cuales se puede apreciar el efecto de la deformación inducida por transformación de fase en la solución estructural obtenida de la simulación de los procesos de soldadura. Los resultados de distorsión para el acero AISI 1018 y 1520 soldados por el proceso GMAW, LBW y HLAW de acuerdo con el comportamiento del coeficiente de expansión térmica se exponen en la Figura 5. 27.

Como se expone en la Figura 5. 27, la distorsión angular obtenida por la solución numérica disminuye el error respecto a los datos experimentales cuando se toma en cuenta la deformación inducida por transformación. Esto se debe a que el comportamiento del coeficiente de dilatación térmica, como se mostró en la Figura 5. 26, se comporta diferente durante la contracción (enfriamiento), las transformaciones de fase causadas por velocidades de enfriamiento mayores que la velocidad crítica para que ocurra la transformación dentro de la zona de fusión y la zona afectada por el calor, provoca que el coeficiente de dilatación térmica no mantenga su comportamiento lineal al igual que cuando se incrementa la temperatura. La investigación obtuvo que el error relativo para cuando no se

toma en cuenta la deformación inducida por transformación es del 20 % para el acero AISI 1018 y del 25 % para el AISI 1520.

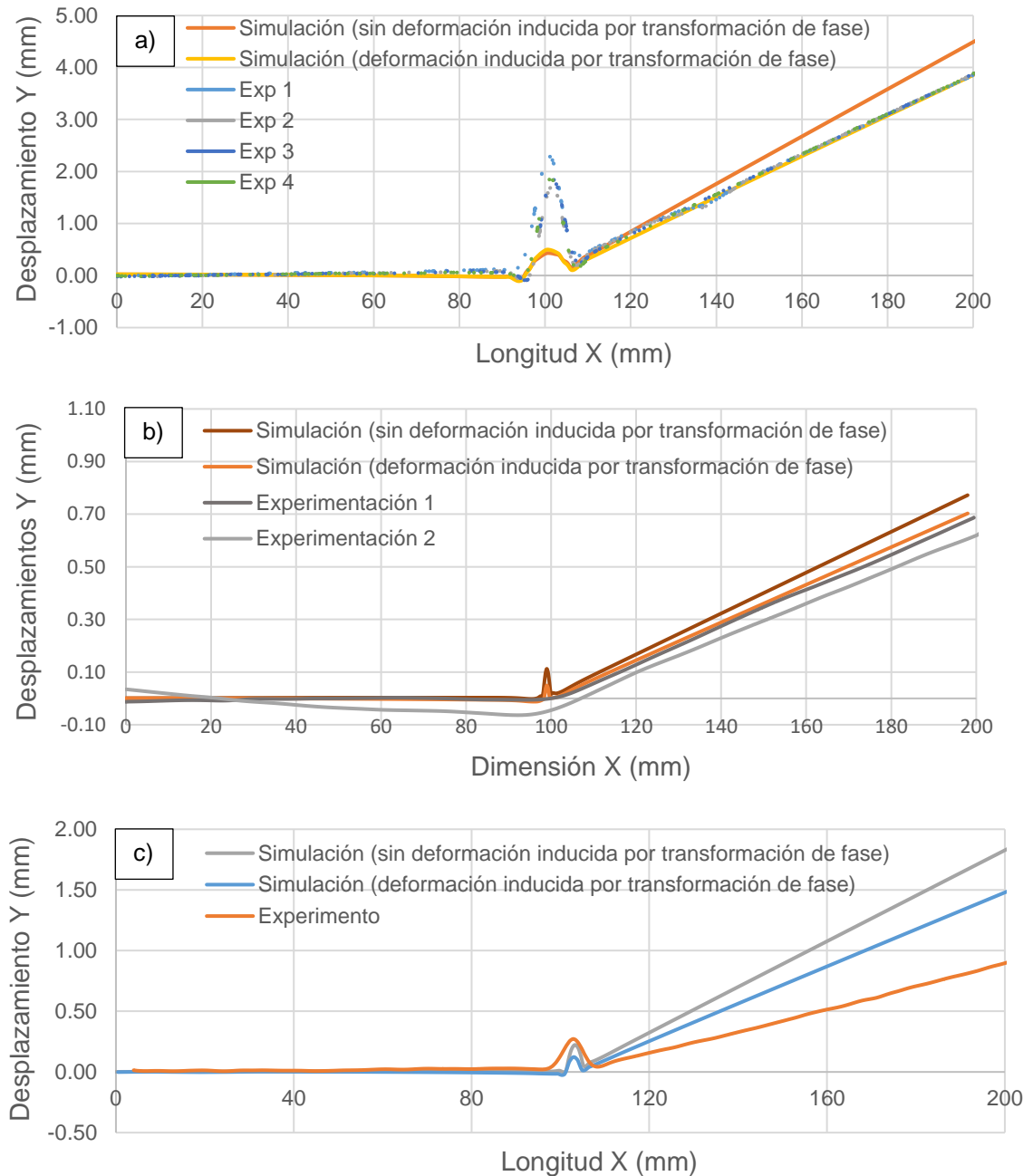


Figura 5. 27. Distorsión angular obtenida para los procesos a) GMAW, b) LBW y c) HLAW. Efecto de la deformación inducida por transformación de fase en la solución numérica obtenida para la simulación de los procesos de soldadura.

5.3 Comportamiento de la Distorsión

A continuación, se expone el comportamiento de la distorsión de los componentes soldados por la presente investigación. Para los procesos de soldadura GMAW, LBW y HLAW los datos experimentales son comparados con la solución numérica obtenida.

5.3.1. Evaluación del proceso GMAW

La medición de la distorsión a través de la técnica de escaneo 3D para las geometrías soldadas por el proceso GMAW se muestran en la Figura 5.28 para el cupón de 16 mm soldado en posición plana y para la geometría con cambio de pendiente en la Figura 5. 29. A su vez se compara con los resultados obtenidos por la solución numérica.

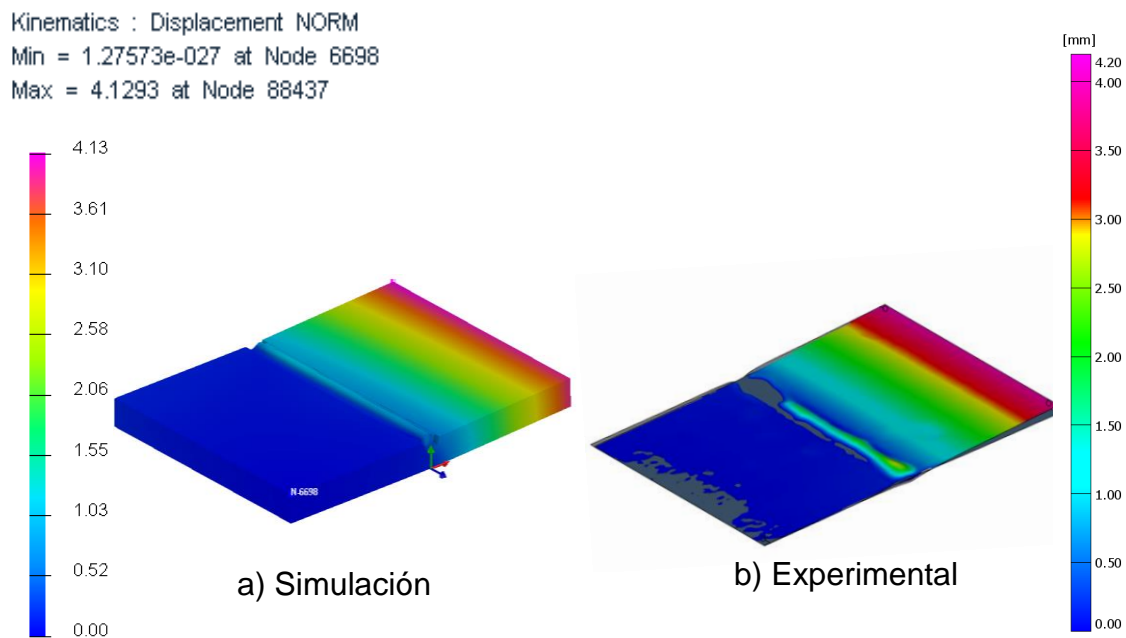


Figura 5.28. Comportamiento de la distorsión en los cupones soldados por GMAW a tope y en posición plana.

Como se muestra en las Figura 5.28 y Figura 5. 29, la técnica digital de escaneo 3D haciendo uso del escáner láser permite obtener una visión tridimensional del comportamiento de la distorsión en las uniones soldadas por la investigación. Lo que proporciona una comparación más detallada de la solución

numérica con los datos experimentales. Actualmente las investigaciones que se han dedicado a estudiar el comportamiento de la distorsión en componentes soldados como los trabajos de Marcelo [83], Park [84], Rong [85], entre otros, utilizan técnicas que sólo les permiten comparar desplazamientos en ciertos puntos del componente para crear las curvas que caracterizan la deformación angular y longitudinal. Mientras que a través de las TDE3D debido a la nube de puntos obtenida se puede comparar tanto cualitativamente el comportamiento del componente soldado como los desplazamientos puntuales a través de planos de corte en cualquier posición.

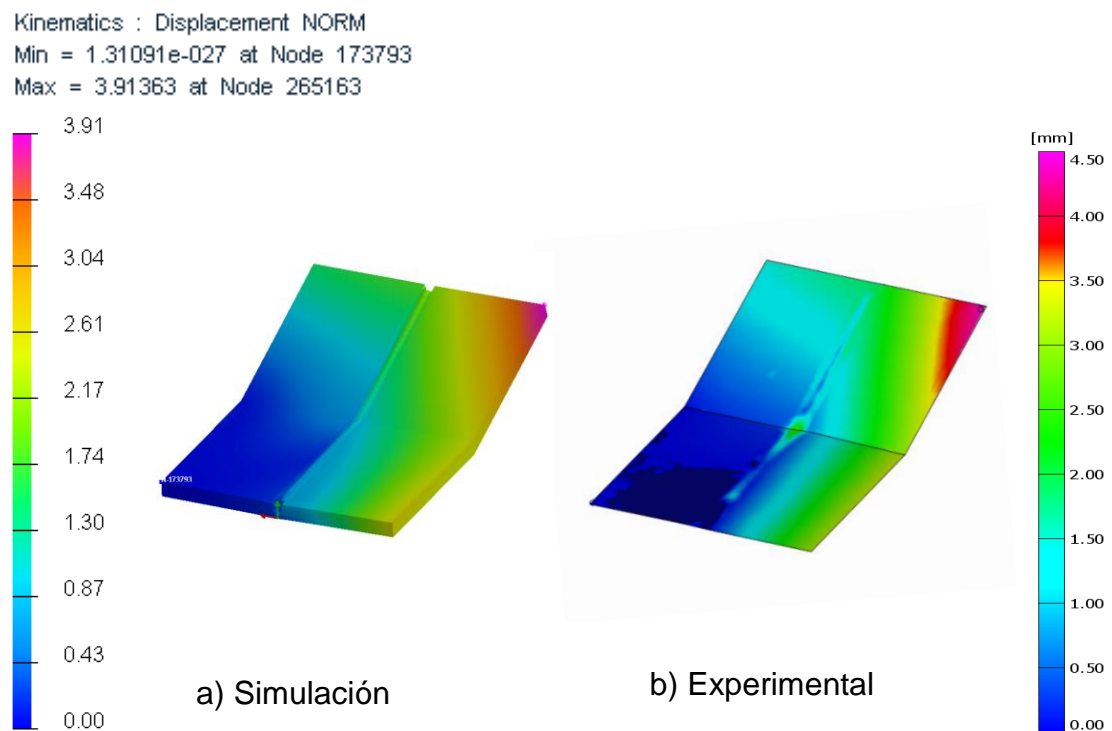


Figura 5. 29. Comportamiento de la distorsión en placas de 12 mm de espesor de acero AISI 1520 soldadas por GMAW.

En la Figura 5. 301 a) y b) se muestra la distorsión angular y longitudinal respectivamente, medida para los cupones soldados en posición plana de acero AISI 1018 de 16 mm de espesor.

Como se puede apreciar en la Figura 5. 30 a) la distorsión angular obtenida por el modelo numérico se ajusta a los datos experimentales obtenidos, aunque en la zona adyacente al cordón de soldadura existe incertidumbre, debido a que

los modelos termo-mecánicos utilizados no pueden predecir la geometría del cordón de soldadura. Para la distorsión longitudinal, Figura 5. 30 b), el error absoluto máximo es 0,3 mm, en la figura se muestra partes de la curva que son errores en la edición de los datos obtenidos por el escáner, ese error corresponde a los puntos de referencia (*target*) cuando el software construye la malla de polígonos y no es capaz de eliminarlos.

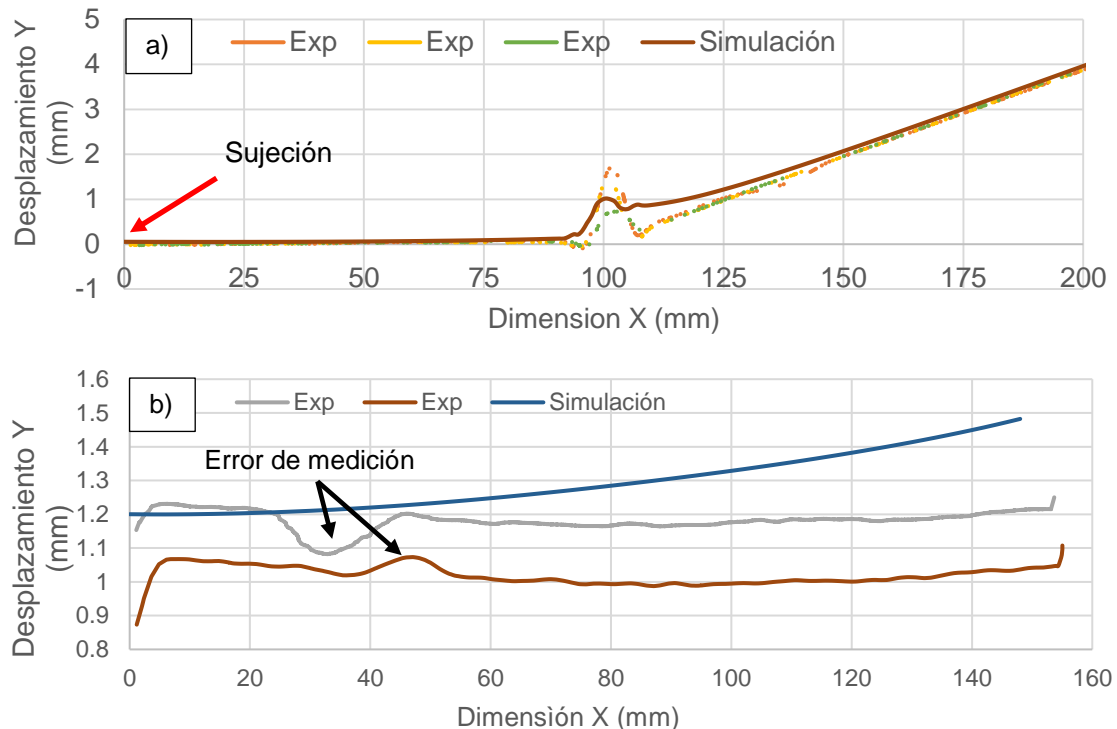


Figura 5. 30. Distorsión del componente soldado por GMAW de acero AISI 1018 de 16 mm de espesor; a) distorsión angular y en b) distorsión longitudinal.

Para las geometrías con cambio de pendiente en la Figura 5.31 se exponen los resultados de la distorsión angular, los cuales corresponden con la solución expuesta en la Figura 5. 29 para las soldaduras en los cupones de 12 mm de espesor de acero AISI 1520 soldados por GMAW. Además, en las Figura 5. 32 y Figura 5. 33 se muestra el comportamiento de la distorsión angular y longitudinal medido experimentalmente cuando se cambia la abertura de bisel.

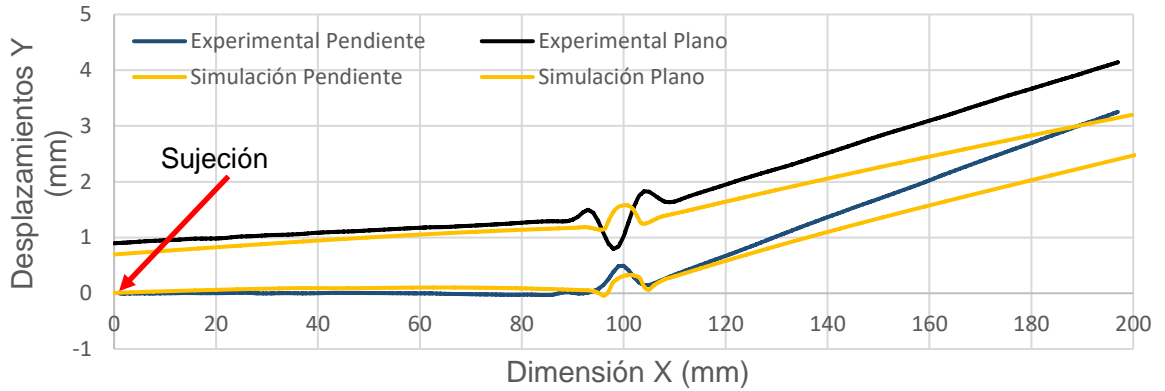


Figura 5.31. Distorsión del componente soldado por GMAW de acero AISI 1520 de 12 mm de espesor; a) distorsión angular y en b) distorsión longitudinal.

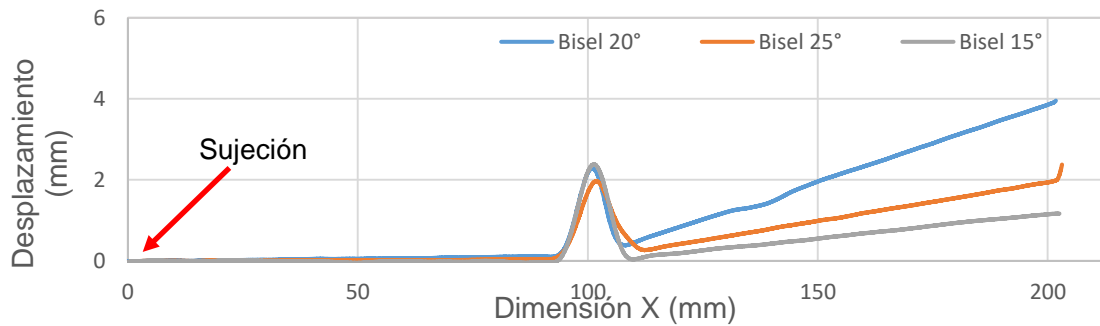


Figura 5. 32. Distorsión angular medida experimentalmente en posición plana para los cupones de 16 mm de espesor.

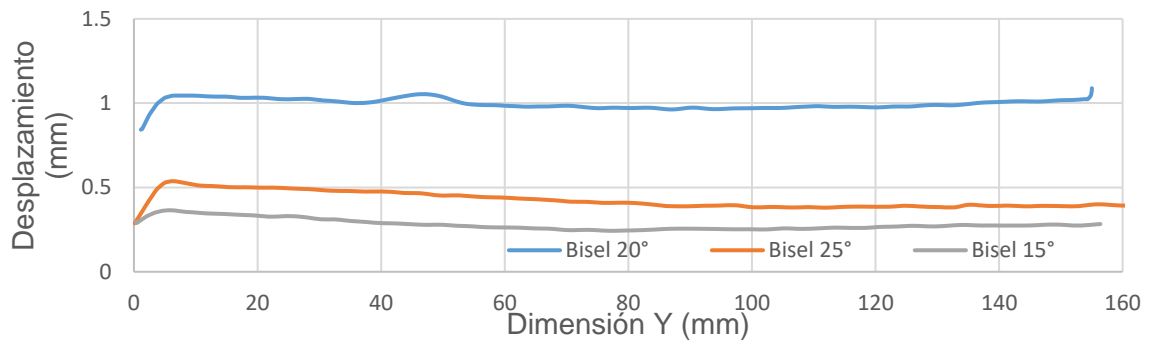


Figura 5. 33. Distorsión longitudinal medida experimentalmente en posición plana para los cupones de 16 mm de espesor.

Como se puede observar en las figuras Figura 5. 32 y Figura 5. 33 la distorsión tanto angular como longitudinal del componente tiende a incrementarse cuando la abertura de bisel se incrementa, esto está relacionado

con el volumen de metal aportado por el proceso, mientras más grande es la abertura de bisel, para los mismos parámetros de soldadura, mayor es el área de la sección transversal y por tanto los gradientes de temperatura a través del espesor se incrementa. A pesar de que el cupón que corresponde con el bisel de 20° tuvo la máxima distorsión, esto estuvo relacionado con los puntos de soldadura durante la preparación inicial del cupón.

Otro resultado obtenido por la investigación se muestra en la Figura 5.34, en la cual se mide la distorsión angular para los componentes soldados por GMAW y en los cuales se cambia la pendiente. En ésta se puede observar que el cambio de pendiente provoca que el refuerzo de la soldadura disminuya según se incrementa la pendiente, así se explica en la Figura 5. 23 de la sección 0. Además, se evidencia que la distorsión angular máxima es independiente del refuerzo de soldadura y el cambio de pendiente.

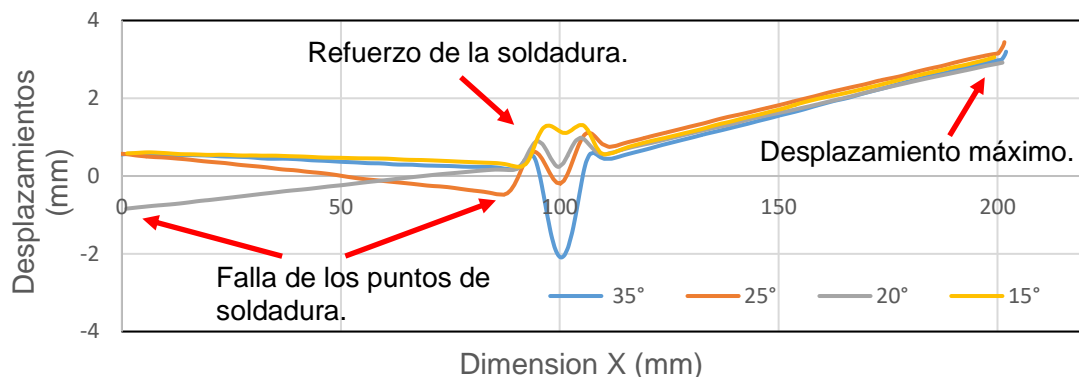


Figura 5.34. Distorsión angular producto del cambio de pendiente desde 15° hasta 35° de inclinación.

En la Figura 5.34 se señala la falla ocurrida en dos cupones de los experimentos al lado izquierdo de la soldadura producto del desprendimiento de los puntos de soldadura realizados en la preparación del componente, a pesar de esto la distorsión angular máxima inducida por el proceso de soldadura se mantuvo constante para los cuatro cupones soldados por el proceso GMAW.

De igual forma en la Figura 5.35 se expone la distorsión longitudinal de los cuatro cupones soldados con cambio de pendiente.

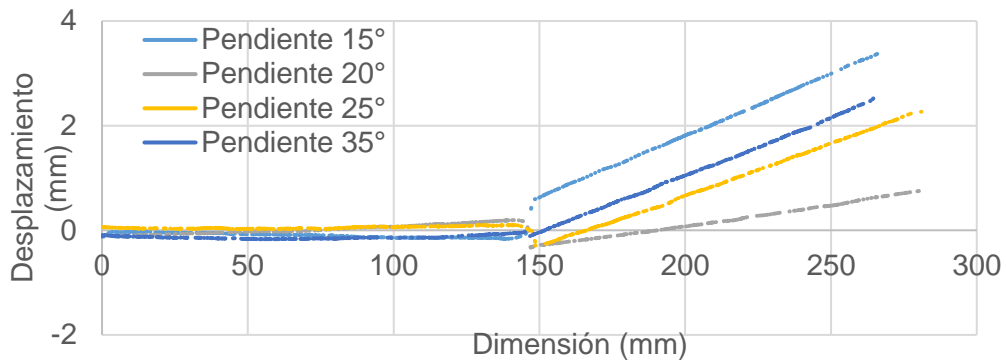


Figura 5.35. Distorsión longitudinal para las geometrías con cambio de pendiente.

Como se muestra en la figura anterior, no existe una correspondencia entre el incremento de la pendiente y la distorsión longitudinal, a pesar de que el cambio de la pendiente provoca un incremento en la altura del refuerzo los resultados medidos de la distorsión longitudinal para los cuatro cupones soldados por el proceso GMAW son independientes.

5.3.2. Evaluación del proceso LBW

La medición experimental de la distorsión inducida por el proceso de soldadura LBW se muestra en la Figura 5.36. En esta se muestra la comparación de los resultados obtenidos con la simulación computacional de la soldadura de los cupones de 12 mm de espesor en posición plana, de acero AISI 1520.

Como se evidencia en el resultado experimental de la Figura 5.37, los modelos que definen la simulación del proceso de soldadura Láser logran predecir el comportamiento de la distorsión con un error absoluto máximo de 0.14 mm. De la misma forma, en la se expone el comportamiento de la distorsión angular (a) y longitudinal (b), medida para los cuatro cupones mientras se incrementa la pendiente.

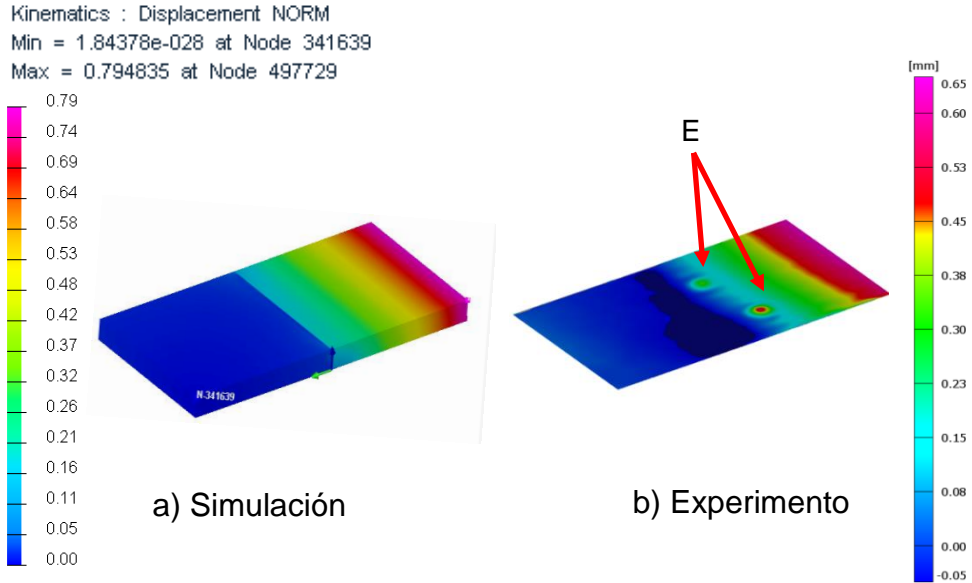


Figura 5. 36. Comportamiento de la distorsión en los cupones soldados por L BW a tope y en posición plana.

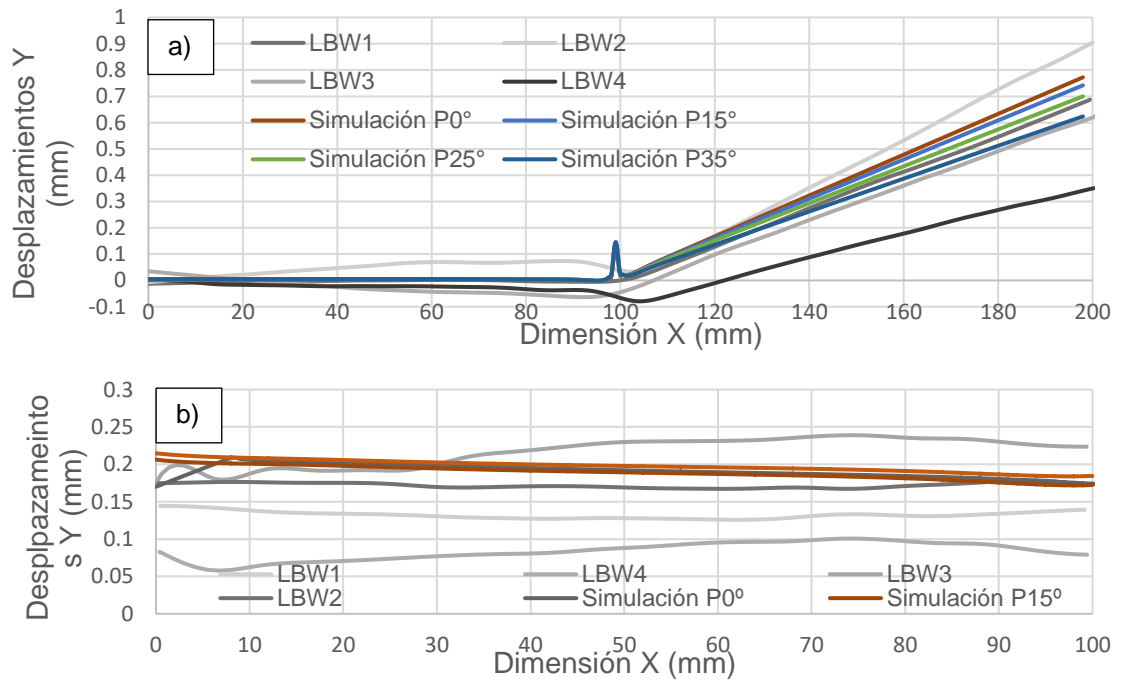


Figura 5.37. Comportamiento de la distorsión en los cupones soldados por el proceso LBW. En a) se muestran los resultados de la distorsión angular y en b) la distorsión longitudinal.

La figura 5.38 a) muestra, que según se incrementa la pendiente del cupón la distorsión angular disminuye. Aunque las magnitudes de los desplazamientos

en la experimentación están cerca del rango de error del escáner empleado, se puede observar que existe correspondencia entre la simulación y los datos experimentales, el error máximo se encuentra alrededor de 0.3 mm. En la medición de la distorsión longitudinal, figura 5.38 b), el rango de los desplazamientos obtenidos están dentro del error del equipo láser, a pesar de esto la variación de los datos y los resultados experimentales se encuentran acotados en un rango por debajo de los 0.2 mm de error absoluto.

5.3.3. Evaluación del proceso HLAW

Como parte de los objetivos específicos de la investigación, los resultados obtenidos relativo a la experimentación del proceso de soldadura híbrido mostraron una reducción de la distorsión angular de 4 mm, respecto al proceso de soldadura GMAW, a la vez que se incrementó tres veces la velocidad de soldadura y en 6 mm la penetración de la unión.

A continuación, en la Figura 5. 38 se muestra la comparación del comportamiento de la distorsión obtenida experimentalmente, a través de la técnica digital de escaneo 3D, y la simulación por elementos finitos mediante el software SYSWELD.

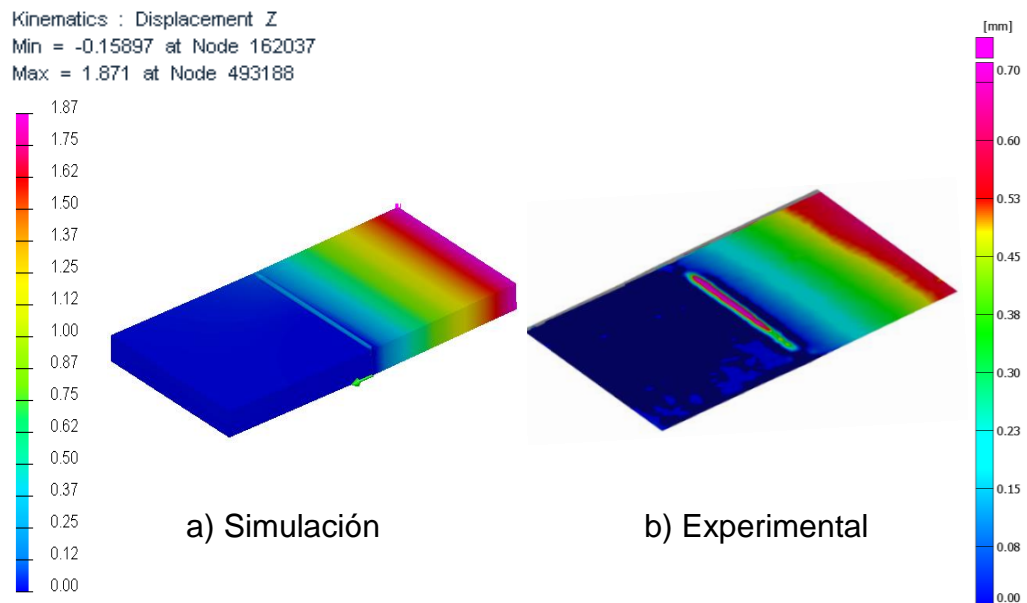


Figura 5. 38. Comportamiento de la distorsión en los cupones soldados por HLAW a tope y en posición plana.

Como se puede observar en la figura anterior, la TDE3D es una herramienta potente que logra ofrecer una visión tridimensional del comportamiento estructural de los componentes soldados por el proceso HLAW. Además, ayuda a validar los datos obtenidos por la simulación computacional en el cálculo de los desplazamientos provocados por el proceso de soldadura. La investigación obtuvo un error de 1.17 mm en la predicción de la distorsión angular máxima para el proceso HLAW, en la Figura 5.39 se muestran las curvas simuladas y las obtenidas experimentalmente.

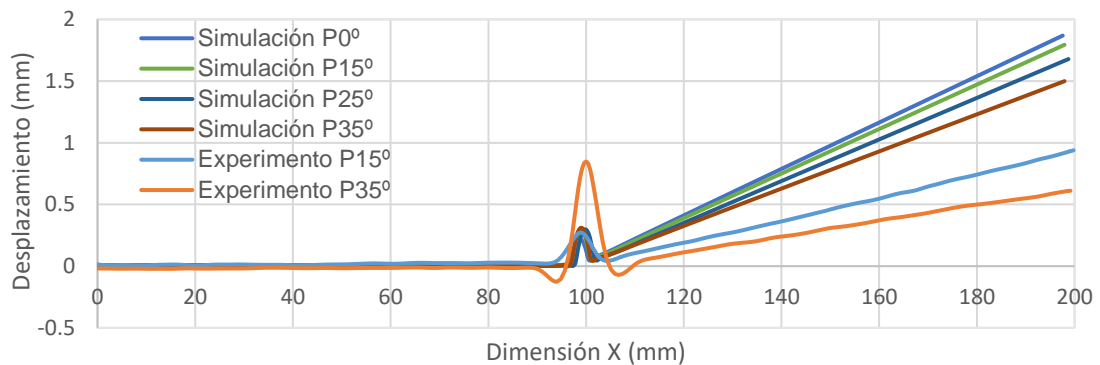


Figura 5.39. Distorsión angular de los cupones soldados por HLAW a tope y en posición plana.

La Figura 5.39 muestra los resultados simulados y comparados con los experimentales cuando se cambia la pendiente en la que se suelda el cupón. Los valores de las pendientes son 0°, 15°, 25° y 35°. Los parámetros de soldadura se mantuvieron constantes y de los cuatro cupones soldados se eliminaron dos (0° y 25°) debido a incertidumbre en las mediciones. Como se observa en la figura, la distorsión angular máxima calculada mantiene un error absoluto de 0,6 mm. Se puede concluir que el cambio de pendiente no incrementa la distorsión del componente soldado por el proceso de soldadura híbrido.

CAPÍTULO 6

CONCLUSIONES

El análisis de la distorsión inducida por los procesos de soldadura GMAW, LBW y HLAW, en placas de acero AISI 1018 y 1520 cuando cambia la pendiente durante la trayectoria de soldadura se ha llevado a cabo en la presente investigación. De los resultados obtenidos experimentalmente y a través del método de los elementos, como herramienta para analizar el comportamiento de la distorsión en uniones soldadas, se concluye lo siguiente:

La unión de los cupones soldados por el proceso HLAW logra incrementar la velocidad de soldadura, de 10 mm/s para GMAW a 30 mm/s. Incluso, para el mismo espesor se logra penetración del 100 % con HLAW, mientras que para GMAW la penetración se mantiene alrededor del 62 %. El proceso de soldadura LBW también incrementa la velocidad de soldadura, hasta 25 mm/s, pero se mantiene por debajo del proceso híbrido para la misma potencia entregada por la fuente láser.

Los resultados del análisis microestructural muestran, que tanto el proceso autógeno láser como el proceso híbrido presentan velocidades de enfriamiento lo suficientemente rápidas que propician el crecimiento alargado de la estructura

cristalina dentro de la zona de fusión y la zona afectada por el calor. Generando una microestructura heterogénea muy fina, en la que se encuentra morfologías de ferrita alotrimórfica muy fina y formación de martensita, que dan como resultado alta dureza de estas zonas y muy baja tenacidad, principalmente en las uniones realizadas por el proceso láser.

En relación con el comportamiento mecánico de las uniones realizadas por los procesos HLAW y LBW, se obtuvo un incremento considerable en la dureza de la zona de fusión y la zona afectada por el calor, alrededor del doble de la dureza del metal base, que es de 200 HV. Aunque, el proceso láser mostró mayor heterogeneidad de la dureza en la zona afectada por el calor, mostrando valores por encima de los 450 HV. Los ensayos de tracción mostraron que el proceso HLAW incrementa la resistencia mecánica de la unión en 44% en relación con la resistencia máxima del metal base y todos los cupones ensayados presentaron la rotura alejada de la zona de fusión. A diferencia, la unión producida por el proceso Láser apenas incrementó la resistencia mecánica en un 14 % y la rotura ocurrió en la zona de fusión para todos los cupones. Además, las pruebas de impacto realizadas demostraron que el proceso Láser presenta la energía al impacto más baja en comparación con los procesos HLAW y GMAW.

Los resultados obtenidos del análisis numérico mostraron que los modelos termo-mecánicos empleados describen el comportamiento térmico y estructural de las uniones soldadas, con un error cuadrático medio del 12%. La temperatura pico máxima obtenida por los modelos térmicos mostraron que para el proceso GMAW, la temperatura puede alcanzar los 3000°C en los nodos centrales del baño de soldadura, mientras que para LBW la temperatura se incrementa un poco más, pero esta se distribuye en más nodos del baño y correspondientes a la zona del *keyhole*. Para el proceso híbrido la temperatura pico alcanza los 5000°C y el baño de soldadura se alarga producto de la combinación de las altas temperaturas y la velocidad incrementada de soldadura. En cuanto a los resultados de distorsión, los resultados experimentales mostraron que no se incrementa la distorsión angular cuando la pendiente cambia. Y de los tres procesos investigados, el proceso de soldadura láser presentó la menor

distorsión de los componentes, redujo de 4 mm para GMAW a 0,75 mm la distorsión angular máxima.

El modelo doble elipsoide de Goldak empleado en la presente investigación para modelar la fuente de calor del proceso por arco eléctrico, logra predecir la dimensión de la zona afectada por el calor del proceso GMAW y la zona predominante por el arco eléctrico en la soldadura híbrida, el error de la predicción se encuentra alrededor de 0,2 mm, pero no de igual forma para la zona de fusión. Respecto a esto, el modelo determina el ancho de la zona de fusión y la penetración, pero la isoterma que corresponde con la temperatura de fusión para la interface sólido líquido no coincide con los datos experimentales. Este problema se acentúa para el proceso GMAW cuando cambia la pendiente de la trayectoria, experimentalmente se obtuvo que la geometría de la zona de fusión cambia radicalmente según va incrementando la pendiente y el modelo elíptico ya no puede predecir el comportamiento geométrico del área de la sección transversal. Para los procesos LBW y HLAW, en los experimentos no se encontró este problema.

BIBLIOGRAFÍA

- [1] M. L. Runion, "The History of Wlding," vol. 17, no. 1, p. 2010, 2010.
- [2] B. M. Victor, "Hybrid Laser Arc Welding," *ASM Handb.*, vol. 6A, no. 2011, pp. 321–328, 2011.
- [3] M. Wahba, M. Mizutani, and S. Katayama, "Single pass hybrid laser-arc welding of 25 mm thick square groove butt joints," vol. 97, pp. 1–6, 2016.
- [4] P. E. DENNEY, "Hybrid Laser Arc Welding — Has Its Time Finally Arrived?," *Www.Lincolnelectric.Com*, 2010.
- [5] ESAB, "Hybrio TM Lights the Way To Radically Lower Costs and Higher Quality," no. November, p. 2010, 2010.
- [6] L. A. R. D. E. Fronius, "Speed of light: La nueva velocidad de soldadura.," pp. 1–28.
- [7] A. A. Committee, "Standard Welding Terms and Definitions," 2005.
- [8] G. Turichin, M. Kuznetsov, M. Sokolov, and A. Salminen, "Hybrid Laser Arc Welding of X80 Steel : Influence of Welding Speed and Preheating on the Microstructure and Mechanical Properties," vol. 78, no. August, pp. 35–44, 2015.
- [9] G. Li, C. Zhang, M. Gao, and X. Zeng, "Role of arc mode in laser-metal active gas arc hybrid welding of mild steel," *J. Mater.*, vol. 61, pp. 239–250, 2014.
- [10] G. Tani, G. Campana, A. Fortunato, and A. Ascari, "The influence of shielding gas in hybrid LASER-MIG welding," *Appl. Surf. Sci.*, vol. 253, no. 19, pp. 8050–8053, 2007.

- [11] S. Ganguly, "Application of laser and arc based hybrid process in pipeline welding Why laser and Complementary characteristics of," 2012.
- [12] P. Colegrove *et al.*, "The welding process impact on residual stress and distortion," vol. 14, no. 8, pp. 717–725, 2009.
- [13] J. Goldak, "Validations of Computational Weld Models Comparison of Residual Stresses Defence R & D Canada – Atlantic," *Atlantic*, no. August 2010, 2010.
- [14] K. Kazemi and J. A. Goldak, "Numerical simulation of laser full penetration welding," vol. 44, pp. 841–849, 2009.
- [15] J. Goldak, M. Asadi, and R. G. Alena, "Why power per unit length of weld does not characterize a weld ?," vol. 48, pp. 390–401, 2010.
- [16] J. A. Goldak, *Computational Welding Mechanics*. Springer, 2005.
- [17] D. W. Cho, W. I. Cho, and S. J. Na, "Modeling and simulation of arc: Laser and hybrid welding process," *J. Manuf. Process.*, vol. 16, no. 1, pp. 26–55, 2014.
- [18] Z. Saternus, W. Piekarska, and M. Kubiak, "Numerical analysis of deformations in sheets made of X5CRNI18-10 steel welded by a hybrid laser-arc heat source," vol. 136, pp. 95–100, 2016.
- [19] W. Piekarska and M. Kubiak, "Three-dimensional model for numerical analysis of thermal phenomena in laser-arc hybrid welding process," *Int. J. Heat Mass Transf.*, vol. 54, no. 23–24, pp. 4966–4974, 2011.
- [20] M. Kubiak, W. Piekarska, Z. Saternus, and T. Domański, "Numerical prediction of fusion zone and heat affected zone in hybrid Yb : YAG laser + GMAW welding process with experimental verification," vol. 136, pp. 88–94, 2016.
- [21] I. Bendaoud *et al.*, "The numerical simulation of heat transfer during a hybrid laser–MIG welding using equivalent heat source approach," *Opt. Laser Technol.*, vol. 56, pp. 334–342, 2014.
- [22] J. Ma, F. Kong, and R. Kovacevic, "Finite-element thermal analysis of laser welding of galvanized high-strength steel in a zero-gap lap joint configuration and its experimental verification," *Mater. Des.*, vol. 36, pp.

348–358, 2012.

- [23] R. Husson, J. Y. Dantan, C. Baudouin, S. Silvani, T. Scheer, and R. Bigot, “Evaluation of process causes and influences of residual stress on gear distortion,” *CIRP Ann. - Manuf. Technol.*, 2012.
- [24] D. Tikhomirov, B. Rietman, K. Kose, and M. Makkink, “Computing Welding Distortion: Comparison of Different Industrially Applicable Methods,” *Adv. Mater. Res.*, vol. 6–8, pp. 195–202, 2005.
- [25] K. C. Ganesh *et al.*, “Modeling, prediction and validation of thermal cycles, residual stresses and distortion in type 316 LN stainless steel WELD joint made by TIG welding process,” *Procedia Eng.*, vol. 86, pp. 767–774, 2014.
- [26] A. A. Bhatti, *Computational weld mechani mechanics : cs : T Towards owards simplified and cost effective FE simulations Ayjwat Awais Bhatti*. 2015.
- [27] Z. Barsoum, A. A. Bhatti, and S. Balawi, “Computational Weld Mechanics – Towards a simplified and cost effective approach for large welded structures,” *Procedia Eng.*, vol. 114, pp. 62–69, 2015.
- [28] A. A. Bhatti, Z. Barsoum, and M. Khurshid, “Development of a finite element simulation framework for the prediction of residual stresses in large welded structures,” *Comput. Struct.*, vol. 133, pp. 1–11, 2014.
- [29] A. A. Bhatti, Z. Barsoum, H. Murakawa, and I. Barsoum, “Influence of thermo-mechanical material properties of different steel grades on welding residual stresses and angular distortion,” *J. Mater.*, vol. 65, pp. 878–889, 2015.
- [30] R. F. CONTRERAS, “Técnica Digital para la Medición de la Distorsión en Uniones de Gran Longitud y Espesor Grueso Soldadas por GMAW,” vol. 13, pp. 516–523, 2016.
- [31] M. Perić *et al.*, “Numerical analysis and experimental investigation of welding residual stresses and distortions in a T-joint fillet weld,” *Mater. Des.*, vol. 53, pp. 1052–1063, 2014.
- [32] G. Fu, M. I. Lourenco, M. Duan, and S. F. Estefen, “Effect of boundary conditions on residual stress and distortion in T-joint welds,” *J. Constr. Steel*

- Res.*, vol. 102, pp. 121–135, 2014.
- [33] J. Wang, S. Rashed, H. Murakawa, and Y. Luo, “Numerical prediction and mitigation of out-of-plane welding distortion in ship panel structure by elastic FE analysis,” *Mar. Struct.*, vol. 34, pp. 135–155, 2013.
- [34] J. Wang, H. Zhao, J. Zou, H. Zhou, Z. Wu, and S. Du, “crossmark,” vol. 130, no. March 2016, pp. 25–39, 2017.
- [35] J.-U. Park and G. An, “Prediction of the welding distortion of large steel structure with mechanical restraint using equivalent load methods,” *Int. J. Nav. Archit. Ocean Eng.*, 2016.
- [36] D. Deng, Y. Zhou, T. Bi, and X. Liu, “Experimental and numerical investigations of welding distortion induced by CO₂ gas arc welding in thin-plate bead-on joints,” *Mater. Des.*, vol. 52, pp. 720–729, 2013.
- [37] D. Deng, “Measurement of Three Dimensional Residual Stresses in Rolled Clad Plates and Welded Joints of a Chemical Tank Structure,” no. February 2016, 2009.
- [38] Z. Barsoum, M. Ghanadi, and S. Balawi, “Managing Welding Induced Distortion - Comparison of Different Computational Approaches,” *Procedia Eng.*, vol. 114, pp. 70–77, 2015.
- [39] L. Tian, Y. Luo, Y. Wang, and X. Wu, “Prediction of transverse and angular distortions of gas tungsten arc bead-on-plate welding using artificial neural network,” *Mater. Des.*, vol. 54, pp. 458–472, 2014.
- [40] Y. H. P. Manurung *et al.*, “International Journal of Pressure Vessels and Piping Welding distortion analysis of multipass joint combination with different sequences using 3D FEM and experiment,” *Int. J. Press. Vessel. Pip.*, vol. 112, pp. 1–10, 2013.
- [41] C. Martín-menéndez, E. Rodríguez, M. Ottolini, J. Caixas, and J. Guirao, “Analysis of the effect of the Electron-Beam welding sequence for a fixed manufacturing route using finite element simulations applied to ITER vacuum vessel manufacture,” *Fusion Eng. Des.*, vol. 104, pp. 84–92, 2016.
- [42] M. Birk-sørensen, *Simulation of Welding Distortions in Ship Section*, no. April. 1999.

- [43] T. H. E. Volume, C. Were, D. Leroy, T. A. Siewert, S. Liu, and G. R. Edwards, *ASM HANDBOOK. Welding, Brazing and Soldering.*, vol. 6. 1993.
- [44] S. Kou, *WELDING METALLURGY, SECOND*. New Jersey: WILEY-INTERSCIENCE, 2003.
- [45] F. P. Beer, E. R. Johnston, J. T. DeWolf, and D. F. Mazurek, “Mecánica De Materiales 5 Edición,” p. 736, 2009.
- [46] J. E. B. Avalos, “Técnica de medición de deformación aplicando al diseño mecánico con deformímetros eléctricos.,” Universidad Autónoma de Nuevo León, 1999.
- [47] P. A. . Stiopin, “Resistencia de Materiales.” Mir, Moscú, 1968.
- [48] G. S. Pisarenko, *Manual de resistencia de materiales*. Moscú, 1979.
- [49] O. C. and Z. and R. Taylor, *El método de los elementos finitos.*, 4th ed. Barcelona: McGraw-Hill, 1988.
- [50] S. Timoshenko, *Resistencia de materiales*. Madrid: ESPASA-CALPE, 1957.
- [51] W. Handbook and C. Committee, “STRESS AND AND DISTORTION,” AWS, 2001, pp. 298–357.
- [52] K. Masubuchi, *Analysis of Welded Structures*. USA: Robert Maxwell, 1980.
- [53] D. William and J. Callister, “Introducción a la Ciencia e Ingeniería de los Materiales,” *Reverté.*, p. 804, 1995.
- [54] W. Smith, *Ciencia e Ingeniería de los Meteriales.*, Cuarta Edi. Colombia: Hill, Mc Graw, 2006.
- [55] Askeland, *Ciencia e Ingeniería De Los Materiales*, Tercera Ed. Mexico, 1998.
- [56] S. Kang and Y. Im, “Three-dimensional thermo-elastic – plastic finite element modeling of quenching process of plain-carbon steel in couple with phase transformation,” vol. 49, pp. 423–439, 2007.
- [57] API, “Fitness-For-Service,” 2007.
- [58] W. Porto *et al.*, “Mechanics of Materials Thermomechanical analysis of steel cylinders quenching using a constitutive model with diffusional and non-diffusional phase transformations,” *Mech. Mater.*, vol. 42, no. 1, pp. 31–43,

2010.

- [59] P. Carlone, G. S. Palazzo, and R. Pasquino, "Finite element analysis of the steel quenching process: Temperature field and solid – solid phase change," *Comput. Math. with Appl.*, vol. 59, no. 1, pp. 585–594, 2010.
- [60] W. P. Limited, *Phase transformations in steels Volume 1: Fundamentals and diffusion-controlled transformations*. Woodhead, 2012.
- [61] ASM, *ASM Handbook. Volume 4. Heat Treating*. 1991.
- [62] F. Kong, J. Ma, and R. Kovacevic, "Journal of Materials Processing Technology Numerical and experimental study of thermally induced residual stress in the hybrid laser – GMA welding process," vol. 211, pp. 1102–1111, 2011.
- [63] V. B. Shaibu, S. K. Sahoo, and A. Kumar, "Computational Modeling of Dissimilar Metal CO₂ Laser Welding: Applied to Copper and 304 Stainless Steel," vol. 127, pp. 208–214, 2015.
- [64] C. Liu, Z. Zhao, D. O. Northwood, and Y. Liu, "A new empirical formula for the calculation of M_s temperatures in pure iron and super-low carbon alloy steels," vol. 113, 2001.
- [65] C. M. Allen and B. Boardman, "ASM Handbook, Volume 1, Properties and Selection: Irons, Steels, and High Performance Alloys Section: Publication Information and Contributors Publication Information and Contributors," 2005.
- [66] M. Ono, Y. Shinbo, A. Yoshitake, and M. Ohmura, "Development of Laser-arc Hybrid Welding," *Nkk Tech. Rev.*, vol. 86, no. 86, pp. 8–12, 2002.
- [67] E. W. Reutzler, M. J. Sullivan, and D. A. Mikesic, "Joining pipe with the hybrid laser-GMAW process: Weld test results and cost analysis," *Weld. J. (Miami, Fla)*, vol. 85, no. 6, pp. 66–71, 2006.
- [68] E. W. REUTZEL, *Hybrid laser-arc welding*. Woodhead Publishing Limited, 2009.
- [69] J. Rahman, M. Vasudevan, S. Muthukumaran, and R. R. Kumar, "Journal of Materials Processing Technology Simulation of laser butt welding of AISI 316L stainless steel sheet using various heat sources and experimental

- validation,” vol. 219, pp. 48–59, 2015.
- [70] M. Dal and R. Fabbro, “An overview of the state of art in laser welding simulation,” *Opt. Laser Technol.*, vol. 78, pp. 2–14, 2015.
- [71] F. Kong, J. Ma, and R. Kovacevic, “Numerical and experimental study of thermally induced residual stress in the hybrid laser-GMA welding process,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 211, no. 6, pp. 1102–1111, 2011.
- [72] “ESI Group - Virtual Prototyping Software and Services.” [Online]. Available: <https://www.esi-group.com/>. [Accessed: 06-Aug-2017].
- [73] “GOM Inspect,” 2017.
- [74] W. Liu, “Experimental and Numerical Studies on Hybrid Laser Welding Techniques of Thick Plates.,” Southern Methodist University, 2014.
- [75] M. M. Atabaki, “Study of Issues in difficult to weld thick materials by Hybrid Laser Arc Welding.,” Lyle School of Engineering, 2015.
- [76] “3D scanning, design and reverse engineering software from 3D Systems Geomagic.” [Online]. Available: <http://www.geomagic.com/en/>. [Accessed: 06-Aug-2017].
- [77] M. Ghanadi, “Managing distortion in welded structures using FEM MASTER THESIS PROJECT Managing distortion in welded structures using FEM,” 2013.
- [78] M. M. Atabaki, N. Yazdian, and R. Kovacevic, “Optik Partial penetration laser-based welding of aluminum alloy (AA 5083-H32),” vol. 127, pp. 6782–6804, 2016.
- [79] ASTM E384, “Standard Test Method for Microindentation Hardness of Materials,” *Identity*, vol. 14, pp. 1–24, 2002.
- [80] ASTM E92, “Standard Test Method for Vickers Hardness of Metallic Materials 1,” vol. 82, no. Reapproved, pp. 1–9, 2003.
- [81] ASTM E8, “Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials 1,” vol. 2, 2001.
- [82] ASTM E23, “Standard Test Methods for Notched Bar Impact Testing of Metallic Materials,” *Astm*, vol. i, pp. 1–25, 2015.
- [83] G. Fu, M. Igor, M. Duan, and S. F. Estefen, “In fl uence of the welding

sequence on residual stress and distortion of fillet welded structures,” *Mar. Struct.*, vol. 46, pp. 30–55, 2016.

- [84] J. Park and G. An, “ScienceDirect Prediction of the welding distortion of large steel structure with mechanical restraint using equivalent load methods,” *Int. J. Nav. Archit. Ocean Eng.*, vol. 9, no. 3, pp. 315–325, 2017.
- [85] Y. Rong, Y. Huang, J. Xu, H. Zheng, and G. Zhang, “Journal of Materials Processing Technology Numerical simulation and experiment analysis of angular distortion and residual stress in hybrid laser-magnetic welding,” *J. Mater. Process. Tech.*, vol. 245, pp. 270–277, 2017.

LISTADO DE TABLAS

Tabla 1. 1. Composición química del acero AISI 1520 y 1018.	40
Tabla 1. 2. Diseño de la experimentación para el proceso GMAW.	55
Tabla 1. 3. Composición química de los consumibles.	56
Tabla 1. 4. Parámetros de soldaduras utilizados en la experimentación.	56
Tabla 1. 5. Velocidades de enfriamiento para el ensayo de dilatometría.	100

LISTADO DE FIGURAS

Figura 2. 1 Curva esfuerzo deformación de los aceros sometidos a tracción.	14
Figura 2. 2 Estado de esfuerzos del punto, a) triaxial o espacial, b) biaxial o plano y c) uniaxial o lineal.	15
Figura 2.3. Deformación plana en el plano XY.	17
Figura 2.4. Diagrama vectorial para representar la deformación unitaria en función de los desplazamientos.	18
Figura 2.5. Representación gráfica de la deformación: a) representa la distorsión, b) movimiento o giro del cuerpo y c) la deformación del cuerpo.	20
Figura 2.6. Comportamiento elasto-plástico de un acero [56].	22
Figura 2.7. Expansión y contracción térmica del metal [60], [61].	28
Figura 2.8. Diagrama típico de transformación, tiempo y temperatura para los aceros al carbono (CCT).	29
Figura 2.9. Correlación entre las tensiones residuales y la distorsión [27].	35
Figura 2.10. Patrón de esfuerzos residuales en uniones soldadas a tope, a) perfil de los esfuerzos longitudinales, b) esfuerzos transversales, c) y d) muestran las direcciones de los esfuerzos [57].	35
Figura 2.11. Deformaciones en uniones a tope.	36
Figura 2.12. Rotación angular del metal frío frente al movimiento de la soldadura [51].	38

Figura 2.13. Módulo de elasticidad tangencial con la temperatura para AISI 1018 y AISI 1520.	41
Figura 2. 14. Límite de cedencia en función de la temperatura y las fases para a) acero AISI 1018 y b) 1520.	41
Figura 2.15. Coeficiente de dilatación térmica vs temperatura [65].	42
Figura 2.16. Conductividad térmica vs temperatura [65].	42
Figura 2.17. Calor específico del material vs la temperatura [65].	43
Figura 2.18. Esquema de la fuente de calor por arco eléctrico [16].	46
Figura 2.19. Geometría de la fuente laser [70].	48
Figura 3.1. Esquema resumen del proceso de experimentación.....	53
Figura 4. 1. Geometría de los cupones utilizados para GMAW.	55
Figura 4. 2 Equipamiento utilizado en la experimentación del proceso GMAW, celda robótica de COMIMSA.	56
Figura 4. 3. Cupones soldados por GMAW.	57
Figura 4. 4. Macrografías de los cupones de 16 mm soldados por GMAW.	57
Figura 4.5. Macrografía de la sección transversal de los cupones con cambio de pendiente soldados por el proceso GMAW.	58
Figura 4. 6. Posición de los termopares.	59
Figura 4. 7. Proceso de escaneo de los cupones.	60
Figura 4. 8. Alineación de las nubes de puntos respecto a la sujeción.	61
Figura 4. 9. Superficie escaneada de los cupones con cambio de pendiente.	61
Figura 4. 10. Equipamiento utilizado para la soldadura LBW.	62
Figura 4. 11. Superficie de la soldadura LBW,	63
Figura 4. 12. Sección transversal de cada cupón soldado por el proceso LBW.	64
Figura 4. 13. Aspecto superficial de la soldadura HLAW,	65
Figura 4. 14. Sistema de sujeción del cupón soldado.	66

Figura 4. 15. Datos escaneados de los cupones soldados por HLAW.	66
Figura 4. 16. Sección transversal para cada cupón soldado por el proceso HLAW.	67
Figura 4. 17. Flujo de trabajo utilizado en el proceso simulación.	69
Figura 4. 18. Distribución de potencia en el baño de soldadura para la fuente por arco eléctrico GMAW.	71
Figura 4. 19. Morfología de la malla utilizada en la geometría plana.	72
Figura 4. 20. Morfología de la malla utilizada en la geometría con cambio de pendiente.	72
Figura 4. 21. Convergencia de malla para el proceso GMAW.	73
Figura 4. 22. Distribución de la potencia del láser.	74
Figura 4. 23. Morfología de la malla utilizada en la simulación del proceso láser.	75
Figura 4. 24. Convergencia de malla para el proceso LBW.	75
Figura 4. 25. Distribución de potencia para la fuente HLAW en la zona de fusión.	77