

PONTIFICIA UNIVERSIDAD CATÓLICA DEL PERÚ

FACULTAD DE CIENCIAS E INGENIERÍA



**EVALUACIÓN DE SECUENCIAS DE SOLDADURA EN UNA
CARCASA DE CAJA REDUCTORA UTILIZANDO
SIMULACIÓN NUMÉRICA COMPUTACIONAL**

Tesis para obtener el título profesional de Ingeniero Mecánico

AUTOR:

WALTER GUILLERMO LOAIZA MIRANDA

ASESOR:

Dr. ROSENDO FRANCO RODRÍGUEZ

Lima, Diciembre del 2019



© 2019, Walter Guillermo Loaiza Miranda
Ninguna parte de esta tesis puede reproducirse
o transmitirse bajo ninguna forma o procedimiento,
sin el permiso escrito otorgado por el autor.

Resumen

El presente trabajo de tesis tiene como objetivo evaluar diferentes secuencias de cordones de soldadura en una carcasa soldada de caja reductora y seleccionar la secuencia más adecuada. El criterio de selección se basa en las distorsiones producidas por la soldadura, considerando como mejor alternativa aquella que presente las menores distorsiones en las superficies de trabajo. Para lograr este objetivo se implementó un procedimiento numérico de simulación de soldadura basado en un análisis termo-estructural secuencialmente acoplado, donde el campo estructural depende del campo térmico. Para resolver el problema térmico se consideraron las propiedades térmicas del material dependientes de la temperatura, el modelo de fuente de calor de doble elipsoide presentado por Goldak, así como un coeficiente combinado de convección-radiación como condición de frontera térmico. Para resolver el problema estructural se consideraron las propiedades mecánicas del material dependientes de la temperatura, un modelo de material termo-elasto-plástico, así como las restricciones de desplazamiento necesarias para estabilizar el modelo como condiciones de frontera estructural. En ambos problemas se aplicó la técnica *birth and death* para simular la deposición del material. El procedimiento propuesto fue validado con resultados experimentales en una junta a tope y una en T. Luego, se aplicó el procedimiento en la carcasa objeto de estudio, tanto en la base como en la tapa. Se evaluaron tres secuencias de soldadura para la base y tres para la tapa. Como resultado se obtuvo las desviaciones de planitud en el plano de división entre la base y la tapa, y en el plano de apoyo de la base, así como las desviaciones de cilindridad en los alojamientos de los rodamientos. Los resultados más favorables se obtuvieron para la secuencia de soldadura en la que se empleó el paso peregrino (*back step*) y la soldadura simultánea en los extremos opuestos y de forma simétrica. En este caso se obtuvo una desviación de planitud máxima de $257.44 \mu m$ en el plano de división entre la base y la tapa, $422.5 \mu m$ en el plano de apoyo de la base y una desviación de cilindridad máxima de $303.3 \mu m$ en los alojamiento de los rodamientos.

Abstract

The present document of thesis, aims to evaluate different sequences of welding beads in a gearbox welded housing and select the most appropriate sequence. The criterion to select the best alternative, is based on the distortions produced by welding, considering as the best alternative the sequences to have the least distortions on the work surfaces. To achieve this objective, a numerical welding simulation procedure was implemented based on a sequentially coupled thermo-structural analysis, where the structural field depends on the thermal field. In order to solve the thermal problem, the temperature-dependent thermal properties of the material were considered, as well as the double ellipsoid heat source model presented by Goldak, together with a combined convection-radiation coefficient as a thermal boundary condition. To solve the structural problem, the temperature-dependent mechanical properties of the material, a model of thermo-elastic-plastic material, as well as the displacement restrictions necessary to stabilize the model as structural boundary conditions were considered. In both problems, the birth and death technique was applied to simulate the deposition of the material. The proposed procedure was validated with experimental results in a butt joint and a T-joint. Afterwards, the procedure was applied to the object of study, a gearbox welded housing, to both its base and its cover. Three welding sequences were evaluated for the base and three for the cover. As a result, deviations from flatness were obtained in the division plane between the base and the cover, and in the support plane of the base, along with the deviations of cylindricity in the bearing housings. The most favorable results were obtained for the welding sequence in which the back step technique and the simultaneous welding at opposite ends and in a symmetrical way were used. In this case, the maximum flatness deviation was the $257.44 \mu m$ in the division plane between the base and cover, $422.5 \mu m$ in the support plane of the base and a maximum cylindrical deviation of the $303.3 \mu m$ in the bearing housings.

Keywords: Computational welding mechanics, Gearbox welded housing, Thermo-structural analysis, Welding sequences, Finite elements.



**PONTIFICIA UNIVERSIDAD CATÓLICA DEL PERÚ
FACULTAD DE CIENCIAS E INGENIERÍA**

TEMA DE TESIS PARA OPTAR EL TÍTULO DE INGENIERO MECÁNICO

TÍTULO : EVALUACIÓN DE SECUENCIAS DE SOLDADURA EN UNA CARCASA DE CAJA REDUCTORA UTILIZANDO SIMULACIÓN NUMÉRICA COMPUTACIONAL

ÁREA : Diseño

PROPUESTO POR : Dr. Rosendo Franco Rodríguez

ASESOR : Dr. Rosendo Franco Rodríguez

TESISTA : Walter Guillermo Loaiza Miranda

CÓDIGO : 20097091

FECHA : 16 de diciembre del 2019

DESCRIPCIÓN Y OBJETIVOS:

Las carcasas de cajas reductoras se fabrican a partir de dos procesos fundamentales: fundición o soldadura. En el caso de las carcasas soldadas la predicción de las tensiones residuales y la distorsión al final del proceso de soldadura es muy importante, éstas dependen en gran medida de la secuencia de soldadura. A partir de la distorsión se podrá establecer las sobre medidas que deberá tener la carcasa, para garantizar las tolerancias dimensionales y geométricas requeridas, tales como la cilíndricidad en los alojamientos de los rodamientos y la planitud de las superficies de trabajo. La presente tesis tiene como objetivo definir una secuencia de soldadura práctica que genere la menor distorsión residual posible en la carcasa soldada. Para ello se realizará la simulación numérica por elementos finitos del proceso de soldadura y se evaluarán diferentes secuencias de soldadura, considerando espesores de plancha válidos para cordones de un solo pase.



PONTIFICIA UNIVERSIDAD CATÓLICA DEL PERÚ
FACULTAD DE CIENCIAS E INGENIERÍA

TEMA DE TESIS PARA OPTAR EL TÍTULO DE INGENIERO MECÁNICO

**EVALUACIÓN DE SECUENCIAS DE SOLDADURA EN UNA CARCASA DE CAJA
REDUCTORA UTILIZANDO SIMULACIÓN NUMÉRICA COMPUTACIONAL**

Introducción

1. Fundamento teórico y estado del arte
2. Modelamiento del proceso de soldadura
3. Validación del modelo
4. Aplicación del modelo en la carcasa soldada

Conclusiones

Recomendaciones y observaciones

Bibliografía

Anexos

Dr. Rosendo Franco Rodríguez
Asesor



*A mis padres, Evangelina y Guillermo.
Por su esfuerzo e infinito amor.*

*A mi hermano Ronald, siempre decidido.
Por su apoyo incondicional.*

Este título de ingeniero también es de uds.-

Índice

Lista de figuras	X
Lista de tablas	XIV
INTRODUCCIÓN	1
1 FUNDAMENTO TEÓRICO Y ESTADO DEL ARTE	4
1.1 Procesos de soldadura	4
1.2 Clasificación	5
1.3 Soldadura por arco eléctrico	6
1.4 Tipos de juntas	7
1.4.1 Junta a tope	7
1.4.2 Junta de esquinas	7
1.4.3 Juntas de borde	8
1.4.4 Juntas solapadas	8
1.4.5 Junta en T	8
1.5 Efectos del ciclo térmico	9
1.5.1 Ciclo térmico en la soldadura	9
1.6 Tensiones y distorsiones residuales	11
1.6.1 Tensiones y distorsiones residuales en la soldadura	12
1.7 Control de distorsión y secuencia de soldadura	15
1.7.1 Paso peregrino (<i>back step</i>)	15
1.7.2 Soldadura a saltos	16
1.7.3 Recomendaciones para la ejecución de cordones y número de cordones	17
1.8 Cálculo de distorsiones residuales mediante FEM	18
1.9 Modelos de fuentes de distribución de calor	19
1.9.1 Superficie Gaussiana	21
1.9.2 Semiesférica de densidad de calor	22
1.9.3 Elipsoidal de la densidad de calor	23
1.9.4 Modelo de doble elipsoide de Goldak	24

1.10	Modelo de comportamiento del material	25
1.10.1	Comportamiento plástico idealizado	26
1.10.2	Plasticidad independiente de la tasa (<i>Rate-Independent Plasticity</i>)	28
1.10.3	Criterio de fluencia	29
1.10.3.1	Criterio de Tresca	29
1.10.3.2	Criterio de von Mises	31
1.10.4	Regla del flujo	32
1.10.5	Modelos de endurecimiento	33
1.10.5.1	Modelo de endurecimiento isotrópico	33
1.10.5.2	Modelo de endurecimiento cinemático	33
2	MODELAMIENTO DEL PROCESO DE SOLDADURA	35
2.1	Análisis acoplado del proceso de soldadura	35
2.1.1	Tipo de elemento finito	37
2.1.1.1	Elementos térmicos y estructurales	37
2.1.2	Modelo geométrico	38
2.1.2.1	Dimensiones del cordón de soldadura	38
2.1.2.2	Discretización del modelo geométrico	39
2.2	Análisis térmico de la junta soldada	40
2.2.1	Propiedades térmicas del material	42
2.2.1.1	Densidad	43
2.2.1.2	Conductividad térmica	44
2.2.1.3	Calor específico.	45
2.2.2	Cálculo de los parámetros de soldadura	46
2.2.3	Determinación de los parámetros de Goldak	46
2.2.3.1	Método Experimental	47
2.2.3.2	Método Christensen	48
2.2.4	Condiciones de frontera del problema térmico	51
2.2.5	Técnica para la deposición del material de aporte	52
2.3	Análisis estructural de la junta soldada	53
2.3.1	Propiedades mecánicas del material	55
2.3.1.1	Módulo de elasticidad	55
2.3.1.2	Coefficiente de Poisson	56
2.3.1.3	Coefficiente de expansión térmica	57
2.3.1.4	Esfuerzo de fluencia	58
2.3.2	Condiciones de frontera del problema estructural	60
2.3.3	Técnica para la deposición del material de aporte	61
3	VALIDACIÓN DEL MODELO	62

3.1	Ejemplos de validación	62
3.2	Junta a tope	62
3.2.1	Modelo geométrico y discretización	63
3.2.2	Condiciones de soldadura	64
3.2.3	Condiciones de simulación	65
3.2.4	Resultados térmicos	66
3.2.5	Resultados estructurales	66
3.3	Junta en T	68
3.3.1	Modelo geométrico y discretización	68
3.3.2	Condiciones de soldadura	69
3.3.3	Condiciones de simulación	70
3.3.4	Resultados térmicos	72
3.3.5	Resultados estructurales	75
4	APLICACIÓN DEL MODELO EN LA CARCASA SOLDADA	77
4.1	Modelos geométricos y discretización	78
4.2	Parámetros de soldadura	80
4.3	Consideraciones para la simulación de las secuencias de soldadura	80
4.3.1	Secuencias de cordones de soldadura en la carcasa	82
4.3.1.1	Primera secuencia de soldadura	82
4.3.1.2	Segunda secuencia de soldadura	83
4.3.1.3	Tercera secuencia de soldadura	83
4.3.2	Condiciones de frontera	84
4.4	Resultados de las secuencias de soldadura	84
4.4.1	Resultados térmicos	85
4.4.2	Resultados estructurales	85
4.4.2.1	Desplazamientos residuales	85
4.4.2.2	Tensiones residuales	86
4.5	Evaluación de las secuencias de soldadura	87
4.5.1	Desviación de la planitud en la superficie de apoyo de la base	87
4.5.2	Desviación de la planitud en la superficie de partición	89
4.5.3	Desviación de la cilindridad en los agujeros de los rodamientos	92
	CONCLUSIONES	95
	RECOMENDACIONES Y OBSERVACIONES	97
	BIBLIOGRAFÍA	98
	Anexos	XV

Lista de Figuras

I	Caja reductora de ejes paralelos (Aokman, 2019).	1
II	Esfuerzos y deformaciones residuales en la soldadura (Groover, 2012). . .	2
1.1	Clasificación de los procesos de soldadura (Hernández, 2008).	5
1.2	Partes de la soldadura autógena (Groover, 2012).	6
1.3	Junta a tope (Awang, 2002).	7
1.4	Junta de esquinas (Awang, 2002).	7
1.5	Juntas de borde (Awang, 2002).	8
1.6	Juntas solapadas. (Awang, 2002)	8
1.7	Junta en “T” (Awang, 2002).	9
1.8	Distribución de temperaturas de una sección cualquiera. Las curvas representan momentos diferentes durante la soldadura (Fosca, 2007). . .	10
1.9	Esquema que relaciona la zona afectada por el calor (ZAC) de la soldadura de un acero de 0.3 %C con las temperaturas y los rangos de estabilidad de las fases del diagrama FeC (Fosca, 2007).	11
1.10	Influencia entre campos de un proceso de soldadura (Radaj, 2001). . . .	12
1.11	Defectos geométricos y estructurales después de soldar (Radaj, 2001). .	13
1.12	Estados transitorios y finales durante la soldadura (Masubushi, 1982). .	14
1.13	Variaciones de secuencias de cordones de soldadura (Kobe Steel, 2015).	15
1.14	Paso peregrino o <i>Back Step</i> (Masubushi, 1982).	16
1.15	Secuencias de soldadura para planchas largas y cortas (Masubushi, 1982).	16
1.16	Soldadura a saltos en una junta a tope. (Masubushi, 1982)	16
1.17	Secuencia de soldadura en una junta en T (Masubushi, 1982)	17
1.18	Agujero de ratón en una soldadura cruzada (NBE-EA-95, 2003)	17
1.19	Medición de las distorsiones residuales en la soldadura (Radaj, 2001). .	18
1.20	Distorsiones residuales de soldadura calculadas por FEM.	19
1.21	Distribucion de calor en un disco circular (Pavelic et al., 1969)	21
1.22	Sistema de coordenadas utilizado para el análisis FEM del modelo de disco según (Krutz and Segerlind, 1976).	22
1.23	Distribución de calor de Goldak (Xavier et al., 2015).	24
1.24	Ciclos de carga-descarga-carga (Prat, 2014).	26

1.25 Ciclos de carga-descarga-carga (Prat, 2014).	27
1.26 Curvas tensión-deformación idealizadas en plasticidad (Prat, 2014).	27
1.27 Pendiente E^{ep} de la rama elastoplastica en función de H' (Olivella and de Saracíbar Bosch, 2002).	28
1.28 Criterios de Fluencia (Olivella and de Saracíbar Bosch, 2002)	29
1.29 (a) Tensión tangencial máxima en un ensayo de tracción. (b) Tensión tangencial máxima en un estado general de tensiones (Martínez and Pérez, 2011).	30
1.30 Criterio de Tresca: Superficie de Fluencia (Martínez and Pérez, 2011).	31
1.31 Criterio de Von Mises: Superficie de Fluencia (Martínez and Pérez, 2011).	32
1.32 Endurecimiento isotrópico (Ansys, 2019).	34
1.33 Endurecimiento cinemático (Ansys, 2019).	34
2.1 Esquema general de la modelación de tensiones y desplazamientos de soldadura mediante FEM (Franco et al., 2017).	36
2.2 Elementos finitos de la librería del <i>Software Ansys</i> (Ansys, 2019).	38
2.3 Modelos 3D de juntas típicas usadas en la simulación de soldadura.	38
2.4 Modelos 3D discretizados.	40
2.5 Estrategia de simulación para el análisis térmico.	41
2.6 Modelo de doble elipsoide propuesto por John Goldak (Lindgren, 2014).	47
2.7 Calibración de la parte frontal y posterior en base de la geometría de un cráter final de soldadura (Azar et al., 2012)	47
2.8 Macrografías de una muestra de soldadura A y B : Secciones transversales del cordón de soldadura (Nguyen et al., 2004).	48
2.9 Gráfica η vs $2 \cdot \Psi_m$ (Christensen et al., 1965)	49
2.10 Gráfica η vs ζ (Christensen et al., 1965)	50
2.11 Gráfica η vs λ'_1 y λ''_1 (Christensen et al., 1965)	50
2.12 Estrategia de simulación para el análisis estructural.	54
2.13 Diagrama σ vs ε para un modelo elasto-plástico (Malik et al., 2008).	55
2.14 Esfuerzo-deformación para diferentes temperaturas.	60
2.15 Condiciones de frontera estructurales.	61
3.1 Dimensiones generales de la junta a tope.	63
3.2 Discretización de una junta a tope.	64
3.3 Arreglo del cupón de soldadura en el ensayo experimental.	64
3.4 Condiciones de frontera para la junta a tope.	66
3.5 Resultados térmicos de una junta a tope.	66
3.6 Resultados estructurales de una junta a tope.	67
3.7 Comparación entre los resultados numéricos y experimentales.	67

3.8	Dimensiones generales de una junta en T (Tonković et al., 2012).	69
3.9	Discretización de la junta en T.	69
3.10	Ubicación de las termocuplas (Tonković et al., 2012)	70
3.11	Condiciones de frontera de una junta en T (Tonković et al., 2012).	71
3.12	Resultados térmicos de una junta en T.	72
3.13	Comparación de los ciclos térmicos: numérico (GL) y experimental (TC).	73
3.14	Comparación de los perfiles de temperatura. $t = 290$ segundos.	74
3.15	Comparación de los perfiles de temperatura. $t = 403$ segundos.	74
3.16	Resultados estructurales de la junta en T.	75
3.17	Comparación entre los desplazamientos residuales.	76
3.18	Comparación entre de las tensiones residuales.	76
4.1	Modelos 3D de la carcasa soldada (Blas Cajas, 2015).	78
4.2	Discretización de la tapa de la carcasa.	79
4.3	Discretización de la base de la carcasa.	79
4.4	Primera secuencia de soldadura en la carcasa soldada.	82
4.5	Segunda secuencia de soldadura en la carcasa soldada.	83
4.6	Tercera Secuencia de soldadura en la carcasa soldada.	83
4.7	Restricciones de movimiento en la base y la tapa de la carcasa soldada.	84
4.8	Resultados térmicos en la carcasa soldada	85
4.9	Distorsiones residuales en la carcasa soldada.	86
4.10	Tensiones residuales en la carcasa soldada.	86
4.11	Superficies de apoyo de la base de la carcasa.	87
4.12	Resultados de desviaciones de planitud de la primera secuencia.	88
4.13	Resultados de desviaciones de planitud de la segunda secuencia.	88
4.14	Resultados de desviaciones de planitud de la tercera secuencia.	89
4.15	Superficie de partición entre la base y la tapa de la carcasa.	90
4.16	Desviaciones de planitud en la superficie de partición. Primera secuencia.	90
4.17	Desviaciones de planitud en la superficie de partición. segunda secuencia.	91
4.18	Desviaciones de planitud en la superficie de partición. Tercera secuencia.	91
4.19	Superficies cilíndricas de la carcasa.	92
4.20	Desviaciones de cilíndricidad de la primera secuencia.	93
4.21	Resultados de desviaciones de cilíndricidad de la segunda secuencia.	93
4.22	Resultados de desviaciones de cilíndricidad de la tercera secuencia.	94
A.1	Perfiles de temperatura medidos por termocuplas tipo K en todo el tiempo del proceso de soldadura (Tonković et al., 2012).	XVI
A.2	Perfiles de temperatura hallados con el método de elementos finitos desarrollado en el presente trabajo.	XVI

B.3 Resultados de temperaturas en la carcasa soldada. Primera secuencia. . . XVII
B.4 Resultados de temperaturas en la carcasa soldada. Segunda secuencia. . XVII
B.5 Resultados de temperaturas en la carcasa soldada. Tercera secuencia. . . XVII
C.6 Resultados de desplazamientos residuales. Primera secuencia. XVIII
C.7 Resultados de desplazamientos residuales. Segunda secuencia. XVIII
C.8 Resultados de desplazamientos residuales. Tercera secuencia. XVIII
D.9 Resultados de tensiones residuales. Primera secuencia. XIX
D.10 Resultados de tensiones residuales. Segunda secuencia XIX
D.11 Resultados de tensiones residuales. Tercera secuencia XIX



Lista de Tablas

1.1	Secuencias de soldadura en una junta en T (Army, 1993).	18
2.1	Valores mínimos del cordón de soldadura (AWS, 2015).	39
2.2	Densidad termo-dependiente del ASTM A36 (Jeyakumar et al., 2013).	44
2.3	Conductividad térmica (Awang, 2002).	45
2.4	Calor Específico (Awang, 2002).	46
2.5	Coefficiente combinado de convección y radiación.	52
2.6	Modulo de Young (Awang, 2002).	56
2.7	Coefficiente de Poisson (Awang, 2002).	57
2.8	Coefficiente de expansión térmica (Awang, 2002).	58
2.9	Esfuerzo de fluencia (Awang, 2002).	59
3.1	Propiedades del acero ASTM A36 (Jeyakumar et al., 2013).	63
3.2	Parámetros de Goldak para la junta a tope.	65
3.3	Propiedades del material Din St. 52-3 (Tonković et al., 2012).	68
3.4	Parámetros de Goldak para una junta en T	71
4.1	Propiedades del acero ASTM A36 (Jeyakumar et al., 2013).	78
4.2	Parámetros de Goldak para la carcasa soldada.	81
4.3	Resultados de desviaciones de planitud en la base de la carcasa.	89
4.4	Resultados de desviaciones de planitud en la superficie de partición de la carcasa.	92
4.5	Resultados de desviaciones de cilíndricidad en la carcasa soldada.	94

Introducción

Las cajas reductoras son mecanismos que pueden encontrarse en las diferentes industrias, tales como: plantas de concentrado de mineral, plantas de alimento balanceado, plantas de generación de energía eléctrica, etc. Una gran variedad de equipos requieren distintas velocidades de trabajo, es por este motivo la necesidad de generar diferentes revoluciones por minuto sin disminuir de manera significativa la potencia y aumentando el torque de forma segura y efectiva. La Figura 1 ilustra una caja reductora de dos etapas de ejes paralelos y nervios simples.



Figura 1: Caja reductora de ejes paralelos (Aokman, 2019).

Las cajas reductoras se componen por una distribución de engranajes con el fin de mantener una velocidad angular constante y diferente a la velocidad angular de entrada. Su principio de funcionamiento consiste en pares de engranajes de diferentes diámetros, de forma tal que la rueda dentada de menor diámetro de muchas vueltas y, a su vez, la rueda dentada de mayor diámetro de una sola vuelta. Por medio de esta acción se obtiene una reducción en la velocidad de giro. Si la necesidad de reducir la velocidad es alta, el proceso se repite con la distribución de varios pares de ruedas dentadas.

Por otra parte, la fabricación de la carcasa de la caja reductora se puede realizar por fundición gris o por soldadura. La fabricación por fundición gris, en la mayoría de casos es empleada en la manufactura de elementos mecánicos. Por medio de este método es

posible obtener geometrías complejas, resistentes a la corrosión y piezas sin tensiones residuales; sin embargo, entre sus desventajas más importantes se puede destacar sus tolerancias dimensionales amplias, aspecto y calidad superficial pobre.

Por otro lado, la fabricación de la carcasa de la caja reductoras se puede realizar por soldadura. Este proceso de fabricación es uno de los más usados hoy en día debido a que el tiempo de preparación es menor, en comparación al de la fundición gris, y el proceso no se limita al ambiente de fábrica o taller, también se puede realizar en campo; sin embargo, una mala práctica de este método puede traer consigo defectos de calidad que son difíciles de detectar a simple vista. Las discontinuidades, por ejemplo reducen la resistencia de la unión, generan tensiones y distorsiones residuales. La Figura II ilustra los esfuerzos y distorsiones residuales típicos en una junta soldada.

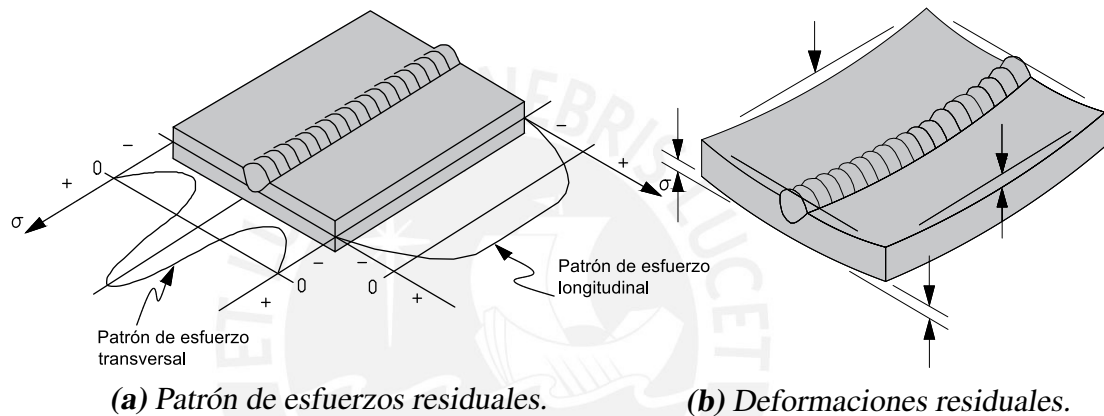


Figura II: Esfuerzos y deformaciones residuales en la soldadura (Groover, 2012).

Uno de los principales focos generadores de tensiones residuales, es la variación de calor. El aporte calor puede producir cambios microestructurales del material, afectando considerablemente sus propiedades mecánicas. Los componentes mecánicos pueden ser comprometidos en servicio, elevando la probabilidad de presentar una importante influencia sobre el tiempo de vida a la fatiga de la unión entre otros mecanismos de falla.

Con el fin de aminorar las tensiones y desplazamientos residuales se emplean técnicas para el control de la distorsión. Adicionalmente, los estudios de simulación numérica ayudarán a predecir los cambios volumétricos de las uniones soladas y además de identificar las zonas con mayores concentradores de esfuerzos.

Objetivos

Objetivo General

- Establecer el procedimiento de soldadura más adecuado para mitigar las deformaciones residuales de diferentes secuencias de soldadura utilizando simulación numérica basada en el método de elementos finitos mediante el software *ANSYS Mechanical APDL*.

Objetivos Específicos

- Establecer y validar un procedimiento para obtener la distribución de temperaturas producidas por soldadura mediante simulación numérica.
- Establecer y validar un procedimiento para obtener las tensiones y desplazamientos residuales producidos por soldadura mediante simulación numérica.
- Evaluar diferentes secuencias de soldadura en una carcasa soldada en base a recomendaciones de profesionales del campo.
- Determinar la secuencia de soldadura más adecuada para la carcasa soldada.

Capítulo 1

FUNDAMENTO TEÓRICO Y ESTADO DEL ARTE

1.1. Procesos de soldadura

El proceso de soldadura es comúnmente definido como una unión localizada de metales o no-metales producida por el calentamiento de cualquiera de los materiales a temperatura elevada con o sin la aplicación de presión o por la aplicación de presión solamente, con o sin el uso de material de aporte (Fosca, 2007).

Además, las propiedades mecánicas del material, dependientes de la temperatura, migran de un estado de comportamiento lineal a un estado de comportamiento no lineal hasta el esfuerzo de fluencia. Dicha fluencia se origina debido a que el comportamiento del material llega al límite en su rango elástico y empieza a comportarse dentro de su rango plástico.

En los aceros se puede considerar una elasticidad lineal perfecta, la cual responde a la ley de Hooke; sin embargo, cuando se estudia un proceso de soldadura hay zonas e instantes donde las deformaciones se encuentran ubicadas en el rango elástico lineal; mientras que en otro instante de tiempo, se encuentran ubicados en el rango plástico. Los desplazamientos debido a la contracción y expansión volumétrica, propia del aporte de calor, no regresan por la misma línea elástico lineal, sino que estas se desplazan horizontalmente y regresa por una línea paralela al de la zona elástico-lineal.

1.2. Clasificación

Los procesos de soldadura se pueden dividir en dos categorías principales: por fusión y soldadura por estado sólido. En la Figura 1.1 se muestra la clasificación de los principales procesos de soldadura delimitando la soldadura por fusión.

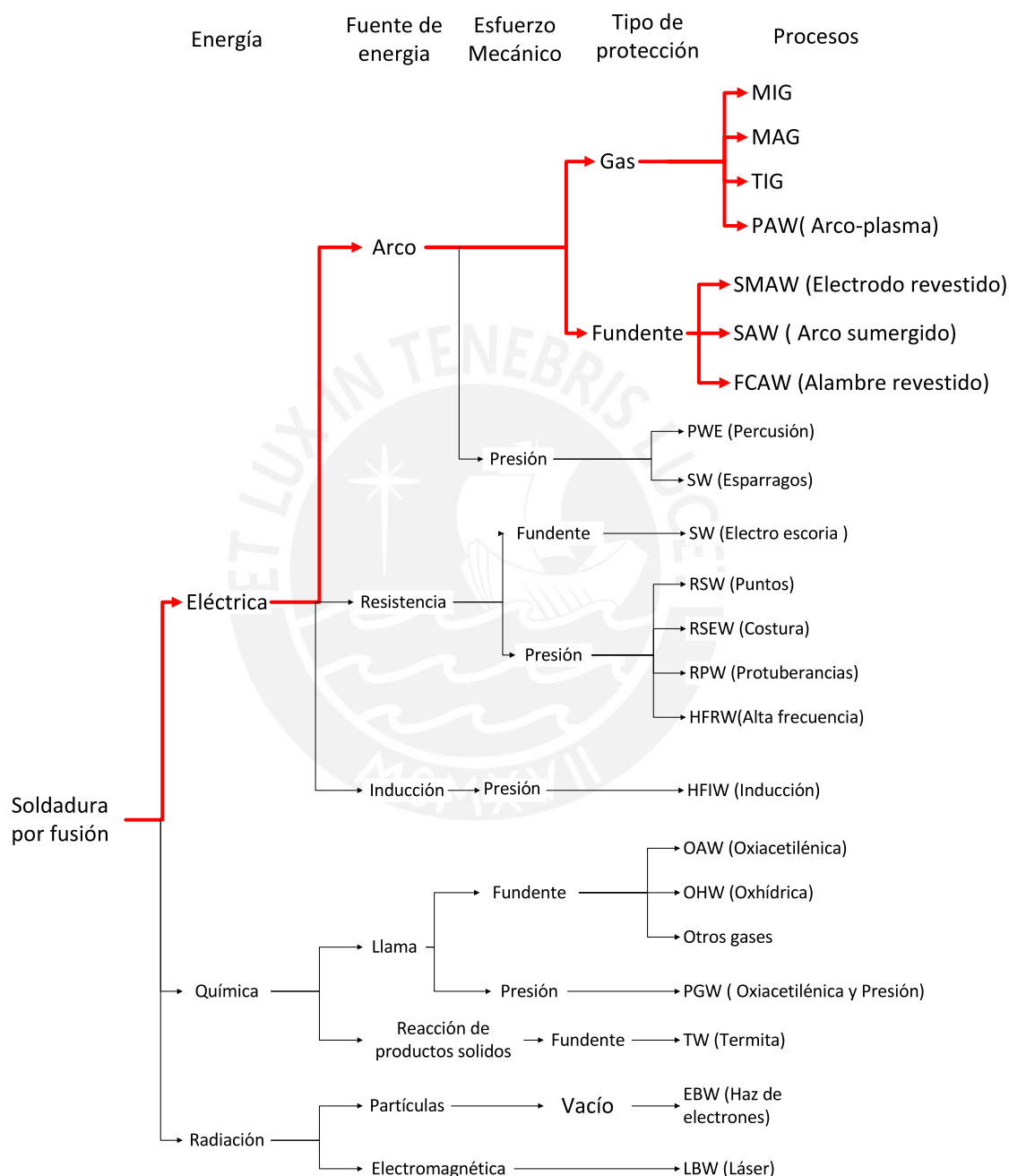


Figura 1.1: Clasificación de los procesos de soldadura (Hernández, 2008).

La soldadura por fusión, es el tipo de soldadura que más se emplea en la industria para la manufactura de elementos estructurales. Consiste en la unión de dos piezas, por medio de la exposición de una fuente de calor y, en algunos casos, añadiendo un material

adicional, denominado material de aporte. Este tipo de soldadura puede ser eléctrica y a su vez se clasifica en tres tipos: arco, resistencia e inducción. Esta clasificación se muestra en la Figura 1.1.

La segunda, soldadura de estado sólido, utiliza calor y presión en ambas piezas para obtener la fusión. Se emplea generalmente en planchas de metal de espesor delgado usados en la calderería para la manufactura de silos de grano, chutes de insumos, carpintería metálica, etc.

1.3. Soldadura por arco eléctrico

La soldadura por arco eléctrico, SAC (*arc welding* en inglés, AW), es un proceso de soldadura mediante el cual, la unión de las partes se obtiene por medio del calor producido por un arco eléctrico. Por lo general este arco eléctrico se forma entre los elementos a soldar y un electrodo. Por lo regular, el electrodo también sirve de material de aporte, el cual una vez generado el arco eléctrico, se funde para que así pueda ser depositado entre los elementos. La temperatura que se genera en este proceso es superior a los 5.500°C . La corriente que se emplea en el proceso puede ser de naturaleza alterna o continua. El tipo de onda que presenta la corriente continua no varía respecto al tiempo, a diferencia de la corriente alterna, por este motivo se puede generar un arco eléctrico más estable. Los equipos de soldadura que emplean corriente continua se diseñan con capacidades hasta de 1000 amperios y con voltajes que varían entre los 10 a 95 voltios.

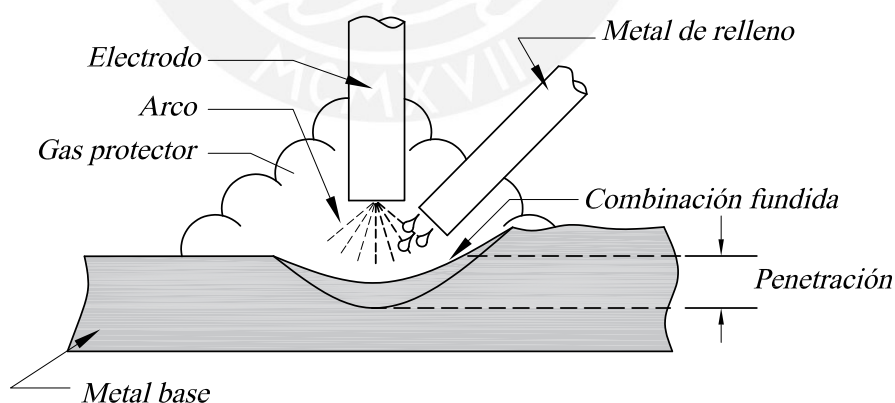


Figura 1.2: Partes de la soldadura autógena (Groover, 2012).

La Figura 1.2 muestra las principales partes que conforman un proceso de soldadura por arco eléctrico con material de aporte. Además, indica los elementos básicos para ejecutar el proceso de soldadura.

1.4. Tipos de juntas

El arreglo de los elementos que serán unidos es conocido como cupón de soldadura y la disposición de la unión como junta. La disposición de los elementos depende de diversos factores como son: el tamaño de los elementos, el tipo de carga a la que va a estar sometida y el costo relativo del tipo de junta. Existe una amplia gama de juntas de soldadura, en su mayoría estandarizadas. A continuación, se detallan las más usadas.

1.4.1. Junta a tope

Es el tipo de junta soldada más sencilla que existe. En la junta a tope, se acomodan dos elementos uno al costado del otro en un mismo plano (ver Figura 1.3). También se le considera el método universalmente aceptado para unir tuberías, válvulas, bridas, accesorios y otros equipos. A la junta a tope, también se la conoce como una soldadura de ranura cuadrada y su ejecución puede consistir en soldaduras de un solo pase o varios pases. Siendo la soldadura de un solo pase la que presenta una mejor relación costo-beneficio.

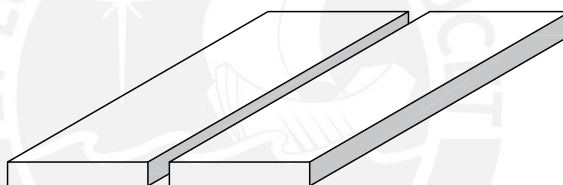


Figura 1.3: Junta a tope (Awang, 2002).

1.4.2. Junta de esquinas

La junta de esquinas se usa para unir dos elementos en un ángulo de 90 grados. Los elementos a unir se colocan de manera que sólo se toquen sobre un borde en forma de "L" (ver Figura 1.4). La junta de esquinas es una de las soldaduras más empleadas en la industria de la chapa metálica. Estas son comunes en la construcción de cajas, marcos de cajas y fabricaciones similares.

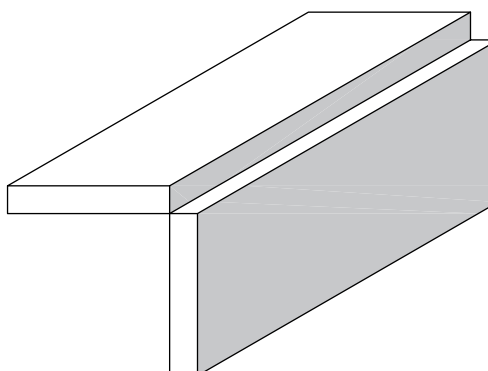


Figura 1.4: Junta de esquinas (Awang, 2002).

1.4.3. Juntas de borde

Una junta de borde es similar a una junta a tope, pero se usa sobre los bordes de dos elementos de distribución vertical (ver Figura 1.5). Por ejemplo, esta junta se utiliza comúnmente para crear una chapa doble de espesor. Las chapas se apilan una sobre otra y al menos un borde es soldado mediante este método. La intención es obtener una unión más robusta y para este fin, se debe soldar dos o más bordes.

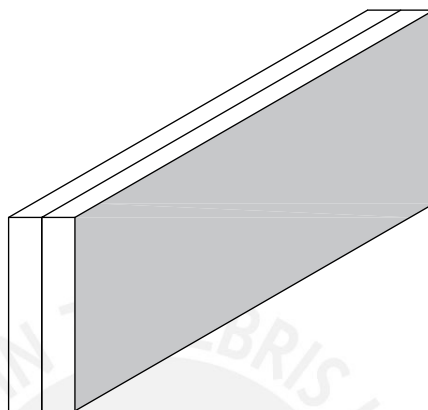


Figura 1.5: Juntas de borde (Awang, 2002).

1.4.4. Juntas solapadas

Las juntas solapadas se usan para superponer dos objetos que no reposan directamente uno sobre el otro (ver Figura 1.6). Se utilizan con mayor frecuencia para unir dos elementos con diferentes espesores. Como sólo una pequeña porción de los objetos se superpone, se puede ejecutar un cordón de soldadura en uno o en ambos lados.

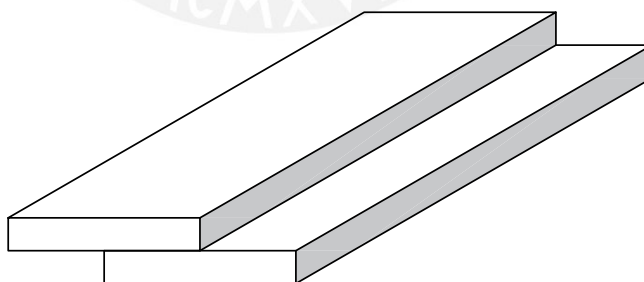


Figura 1.6: Juntas solapadas. (Awang, 2002)

1.4.5. Junta en T

Las juntas de soldadura en T se forman cuando dos elementos se cruzan en un ángulo de 90 grados (ver Figura 1.7), lo que hace que los bordes se unan en el centro de una placa o del componente. Las juntas en T se consideran un tipo de soldadura de filete. Se puede ejecutar los cordones de soldadura en uno o en ambos lados del elemento en posición vertical y la cantidad de cordones a depositarse dependerá del espesor de la junta.

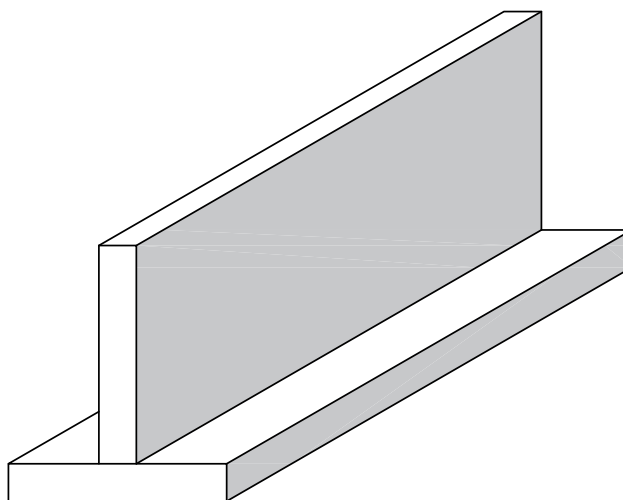


Figura 1.7: Junta en “T” (Awang, 2002).

1.5. Efectos del ciclo térmico

Muchos de los metales y aleaciones que son expuestos a diversas variaciones de temperatura, sufren cambios o transformaciones microestructurales en su estado sólido. Estos cambios microestructurales producen, a su vez, cambios en las propiedades mecánicas afectando de manera considerable el comportamiento en servicio de una estructura o componente mecánico (Fosca, 2007).

Los cambios microestructurales pueden ser controlados variando la temperatura de calentamiento o enfriamiento. La variación de temperatura puede transformar las propiedades del acero a las condiciones que se requieran y conferirles las propiedades mecánicas que se deseen. Es así que se originan los tratamientos térmicos; sin embargo, existen circunstancias en las que estas variaciones de temperatura no se realizan con la intención de mejorar sus propiedades mecánicas, como en el tratamiento térmico, sino que son consecuencias inevitables de algún otro proceso involucrado, como es el caso de la soldadura (Fosca, 2007).

1.5.1. Ciclo térmico en la soldadura

En el caso específico de un proceso de soldadura se busca unir dos piezas por fusión. Para dicho fin, se aporta calor de forma local (fundiendo al menos 1 pieza) y se asegura la unión. Sin embargo, cuando se aplica localmente calor en la zona de unión, este fluye y viaja a través del metal a otras zonas más alejadas, aumentando también la temperatura de dichas zonas. Esta conducción del calor implica que el material, probablemente, sufra transformaciones metalúrgicas como consecuencia del calentamiento y posterior enfriamiento. Además, el calentamiento y enfriamiento localizado trae como resultado cambios dimensionales en el cupón, ocasionando

distorsiones y tensiones residuales latentes.

Si se midiera la temperatura con un juego termocupas en cada punto del material durante la soldadura, se tendría una distribución de temperaturas como se muestra en la Figura 1.8. Los trazos de las curvas en la Figura 1.8 representan la distribución de las temperaturas en tres puntos particulares (a, b, c). Estas curvas de distribución de temperaturas son muy importantes; ya que, permiten conocer en un momento determinado la temperatura en diferentes puntos de la junta soldada.

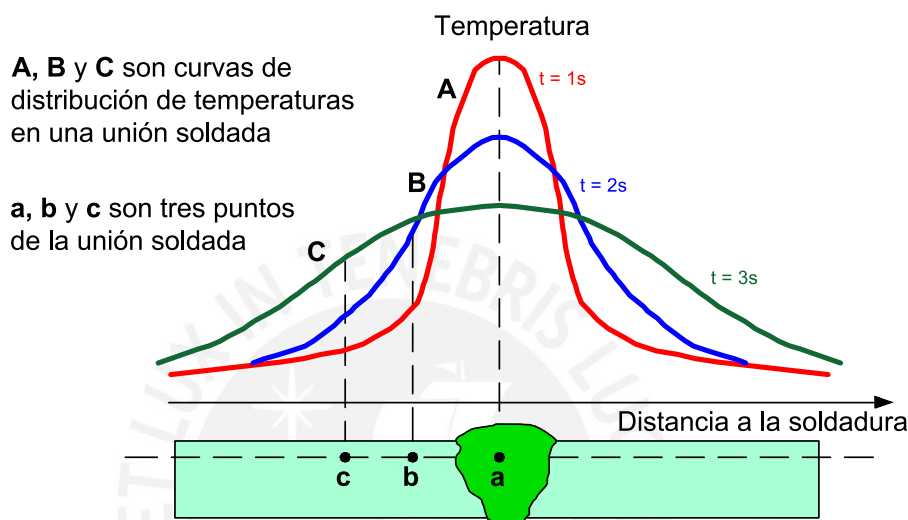


Figura 1.8: Distribución de temperaturas de una sección cualquiera. Las curvas representan momentos diferentes durante la soldadura (Fosca, 2007).

Si se conociera la temperatura en cada punto se podría predecir qué zonas del metal se verán afectadas microestructuralmente e incluso se podría estimar el grado de distorsión a la que estaría sometida la junta soldada como consecuencia de este aporte de calor. Además, la fuente de calor se aplica al elemento a soldar durante un lapso de tiempo determinado, por lo tanto, es lógico pensar que en un primer momento, esta se calienta y, luego, una vez que la fuente de calor deja de actuar, comienza a enfriarse. Esto significa que cada punto del metal experimentará una variación de su temperatura en función del tiempo, es decir un ciclo térmico.

Cuando se representan estos 2 conceptos, distribución de temperaturas y ciclo térmico en un mismo gráfico, se tendrá una serie de curvas de temperaturas que variarán con el tiempo, como se muestra en la Figura 1.8 (Fosca, 2007). Sin embargo, el aporte de calor o la fuente (el soplete del arco) no permanece estacionario, sino que durante la soldadura se mueve alejándose de la sección que se consideró originalmente. La zona que ha recibido directamente el calor del arco y sus proximidades comenzarán a enfriarse; mientras que aquellas que están más próximas a la fuente de calor, comenzarán a calentarse.

Al cabo de algunos segundos, las curvas de distribución de temperaturas, en la sección considerada originalmente, irá variando (ver Figura 1.8). La tendencia de la curva cambiará, según pase el tiempo y se aleje la fuente de calor, en otra curva cada vez más tendida, hasta que se vuelva prácticamente horizontal y terminará confundándose con una recta, cuando alcance la temperatura ambiente (Fosca, 2007).

Para comprender de mejor manera los cambios microestructurales del acero, en el proceso de soldadura, se tomará como ejemplo la soldadura de una plancha de acero de 0.3 %C. Cuando esta plancha sea sometida al calor de aporte del proceso, su temperatura se elevará rápidamente, alcanzando valores máximos entre los 723°C y la temperatura de fusión del metal base. En este rango de temperaturas el acero sufrirá transformaciones microestructurales que modificarán sus propiedades mecánicas. En la Figura 1.9 se muestra un diagrama Fe-C y el rango mencionado anteriormente se delimita con una línea más gruesa de color rojo. Prácticamente en toda esa región el acero se encuentra en un estado austenítico (Fosca, 2007).

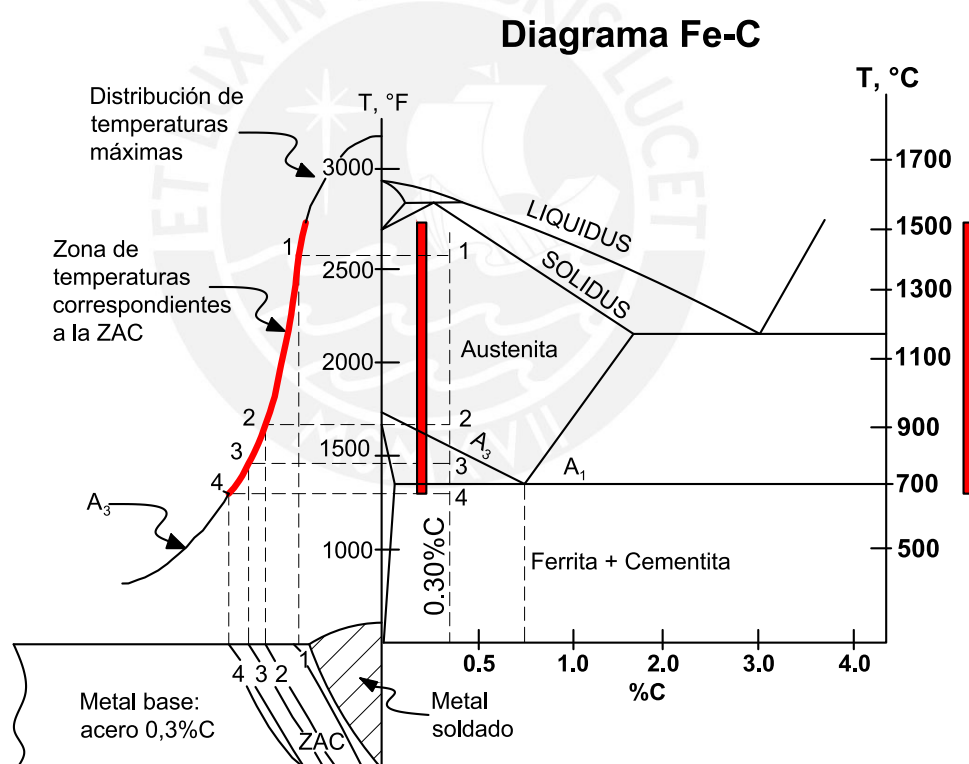


Figura 1.9: Esquema que relaciona la zona afectada por el calor (ZAC) de la soldadura de un acero de 0.3 %C con las temperaturas y los rangos de estabilidad de las fases del diagrama FeC (Fosca, 2007).

1.6. Tensiones y distorsiones residuales

En los procesos de fabricación de elementos estructurales o componentes mecánicos se utilizan procesos de manufactura como son: la laminación, la fundición o

forja de planchas y barras, formación y conformado de piezas por cizalladura, doblado, mecanizado, rectificado, soldadura, etc. Muchos de los procesos mencionados anteriormente, traen consecuencias negativas en las propiedades mecánicas de los elementos, como son: las distorsiones (cambios volumétricos) y tensiones residuales. Dichas consecuencias negativas afectan de manera considerable su comportamiento en servicio y tiempo de vida.

1.6.1. Tensiones y distorsiones residuales en la soldadura

Durante el proceso de fusión en la soldadura, ocurren un sinnúmero de interacciones entre la mayoría de los tres campos principales: campo térmico, mecánico y microestructural. Una representación simple de la interacción de estos tres campos se muestra la Figura 1.10. Las líneas continuas que interactúan entre campo y campo, muestran un efecto dominante, mientras que las líneas discontinuas muestran efectos menos importantes. El campo térmico afecta al campo mecánico y al microestructural de manera dominante; sin embargo, en la mayoría de los casos se pueden despreciar los efectos inversos entre campo y campo. Esto es de gran ayuda al momento de realizar el análisis térmico y mecánico por separado (Radaj, 2001).

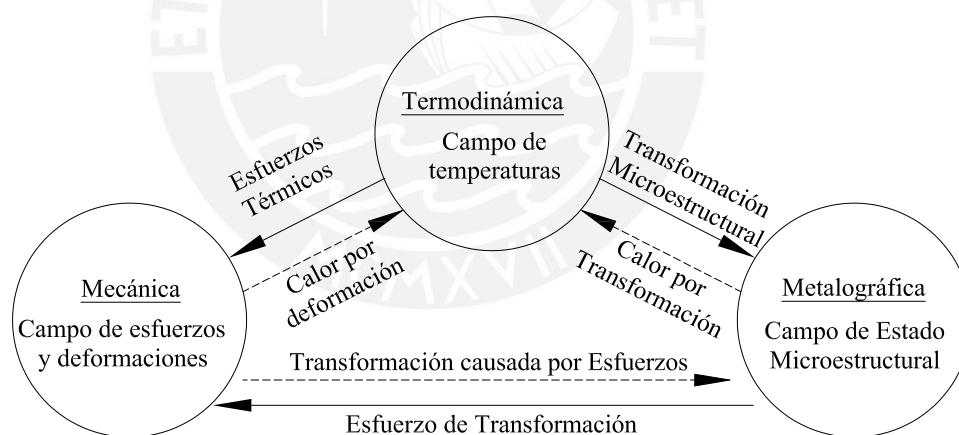


Figura 1.10: Influencia entre campos de un proceso de soldadura (Radaj, 2001).

La formación de tensiones y desplazamientos residuales dependen de muchos factores interrelacionados tales como son: el campo térmico, las propiedades del material, las condiciones de embridamiento, el tipo de soldadura y las condiciones de soldadura. Las distorsiones y tensiones residuales que se originan tras el proceso de soldadura son consecuencia de deformaciones plásticas. Las tensiones residuales son identificadas como uno de los factores influyentes en el deterioro de las construcciones soldadas. Las distribuciones típicas de tensiones residuales, acompañadas con las imperfecciones geométricas, son presentados en la Figura 1.11. En la primera parte se puede observar las tensiones longitudinales y transversales en una junta a tope. De igual forma,

en la segunda parte, se observa las imperfecciones típicas en una junta como son: deformaciones angulares y por flexión. Además de contracciones longitudinales y transversales.

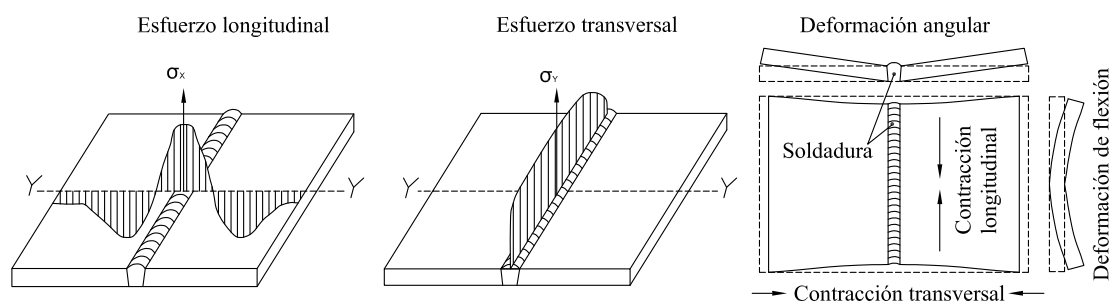


Figura 1.11: Defectos geométricos y estructurales después de soldar (Radaj, 2001).

La expansión y contracción volumétrica se originan debido a la aplicación transitoria de gradientes de temperatura y normalmente es la principal preocupación en el análisis de las tensiones residuales. Como consecuencia del incremento de temperatura, el material se expande. La expansión es restringida por la zona más fría del material base, que da lugar a esfuerzos estructurales. Una parte de los esfuerzos estructurales superan el límite elástico, el cual disminuye a temperaturas elevadas.

A continuación, se explica (sobre la base de lo planteado por Masubushi K.) el curso de acontecimientos térmicos y movimientos de expansión y contracción cuando se realiza el proceso de soldadura sobre una chapa, en donde se puede dividir cuatro secciones, como muestra la Figura 1.12. El eje x ilustra el recorrido del charco de soldadura mientras que el eje y representa las cuatro secciones de estudio.

Sección A-A.

La soldadura ubicada delante de la fuente de calor, aún no ha experimentado perturbación alguna como consecuencia del arco situado en la sección “B-B”, por lo tanto su temperatura inicial será de T_0 y la pieza se encontraría libre de tensiones residuales (Masubushi, 1982).

Sección B-B.

La soldadura, ubicada en el centro del arco de fusión, experimenta un súbito crecimiento de temperatura hasta alcanzar el valor máximo, además de elevar la temperatura de las zonas adyacentes. Este incremento de temperatura provoca la dilatación de las masas y, consecuentemente, aparecen tensiones de compresión en las zonas adyacentes al metal fundido. En las zonas más alejadas y frías, responsables del embridamiento de las zonas que se expanden, aparecen tensiones de tracción para mantener el equilibrio de tensiones de la pieza. El metal fundido carece de resistencia mecánica, por lo que en el centro de la soldadura la tensión tendrá valor cero (Masubushi, 1982).

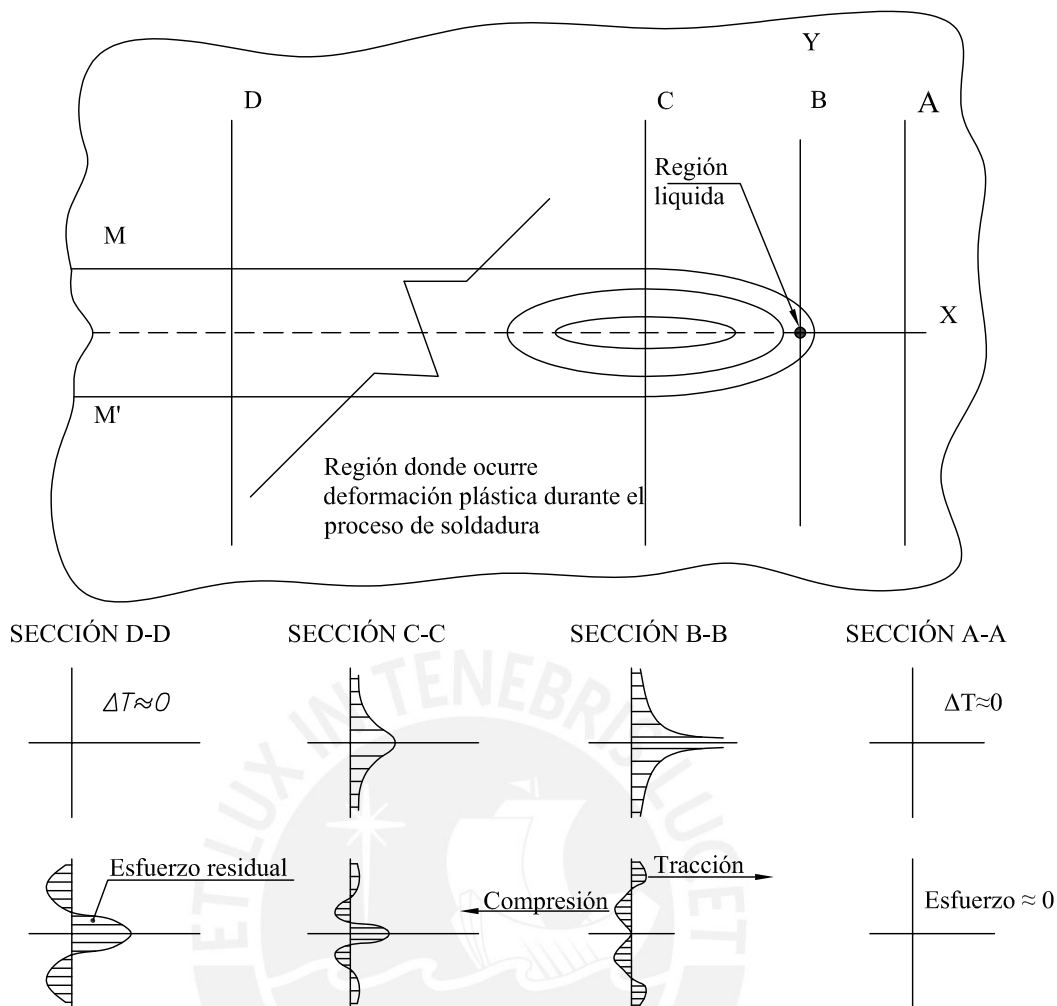


Figura 1.12: Estados transitorios y finales durante la soldadura (Masubushi, 1982).

Sección C-C.

La soldadura estará enfriándose después de haber sido transitada por el arco, en razón de la conductividad térmica del metal; tan pronto como pase el arco, comenzará la evacuación del calor hacia el resto del cupón con lo que descenderá la temperatura de la zona calentada por este. En lo que respecta al estado de tensiones, se observa que al enfriarse las zonas dilatadas en condición de embridamiento, surgen tensiones de tracción en la zona de soldadura y en la zona afectada por el calor. Mientras que en zonas alejadas aparecen tensiones de compresión para que se cumpla la condición de equilibrio (Masubushi, 1982).

Sección D-D.

La soldadura se encuentra suficientemente alejada del arco como para que se haya producido el enfriamiento total, se encontrará nuevamente la temperatura inicial del cupón y las tensiones tendrán su valor máximo final que corresponde a su estado permanente definitivo las tensiones residuales (Masubushi, 1982).

1.7. Control de distorsión y secuencia de soldadura

La presencia de distorsiones es casi inevitable en un proceso de soldadura; sin embargo, es posible minimizarlas. Para ello se deben tener en cuenta las siguientes consideraciones:

- Utilizar el mínimo de soldadura necesaria.
- Reducir la exposición del calor al cupón de soldadura.
- Reducir el material de aporte.
- Sub-dividir los cordones de soldadura de la junta soldada (diseño).
- Fijar una o varias secuencias de soldadura.

Adicionalmente de las recomendaciones descritas líneas arriba, también se recomienda hacer hincapié el orden en la que se ejecutarán los cordones de soldadura. Técnicas como el paso peregrino o *Back step* y soldadura a saltos son de las más usadas para la fabricación de componentes de gran tamaño por medio de este proceso. A continuación la Figura 1.13 muestra las variaciones de ejecución de los cordones con el fin de minimizar las distorsiones (Kobe Steel, 2015).

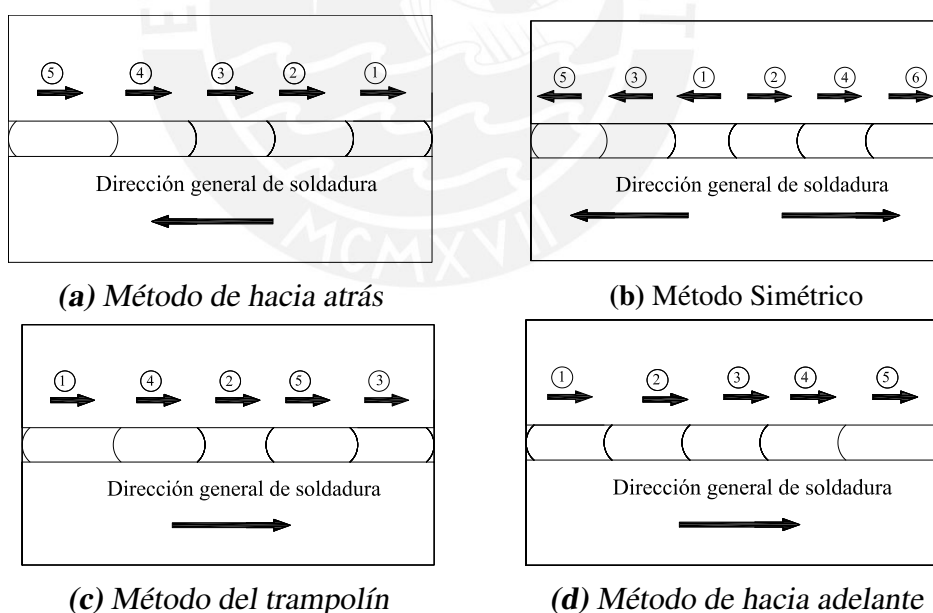


Figura 1.13: Variaciones de secuencias de cordones de soldadura (Kobe Steel, 2015).

1.7.1. Paso peregrino (*back step*)

La definición de la técnica se precisa como: el último cordón termina donde empezó el anterior, siendo contrarios el avance de la soldadura y su dirección (ver Figura 1.14). La forma de deposición de los cordones de soldadura se realiza con el objetivo de minimizar

las distorsiones de la unión soldada. La longitud de los cordones son en la mayoría de los casos variable pero constante entre ellos.

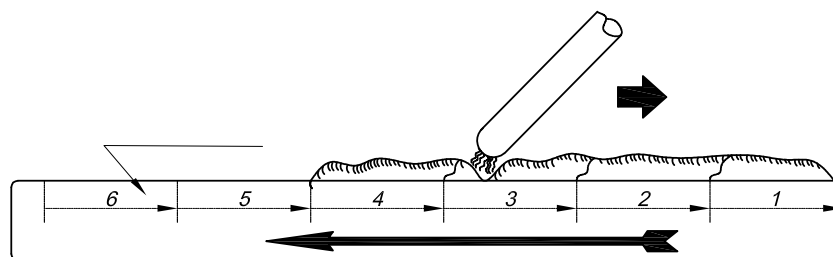


Figura 1.14: Paso peregrino o Back Step (Masubushi, 1982).

Por lo general esta técnica puede ser aplicada en planchas largas y cortas, dependiendo del grado de distorsión que se quiera controlar. La Figura 1.15 muestra el orden de ejecución de los cordones de soldadura para cada uno de los casos mencionados anteriormente.

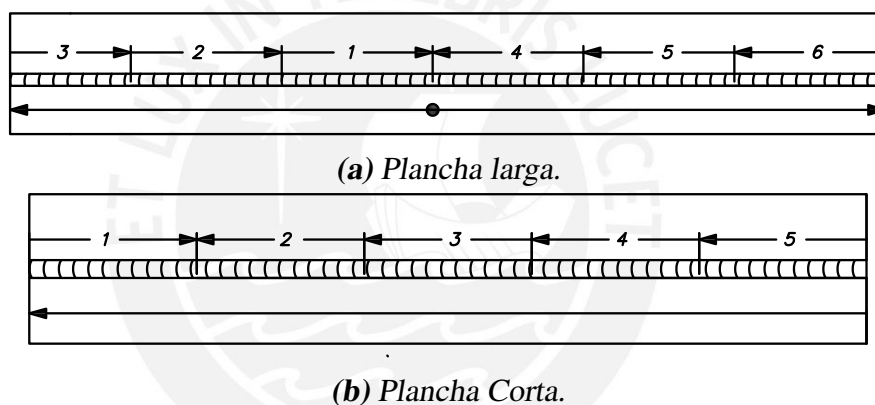


Figura 1.15: Secuencias de soldadura para planchas largas y cortas (Masubushi, 1982).

1.7.2. Soldadura a saltos

Una forma particular de aplicar el control de distorsión en juntas a tope es la técnica de soldadura a saltos, (ver Figura 1.16). Esta técnica emplea un soldadura intermitente entre los cordones, con el fin de minimizar la exposición de la fuente de calor al material.

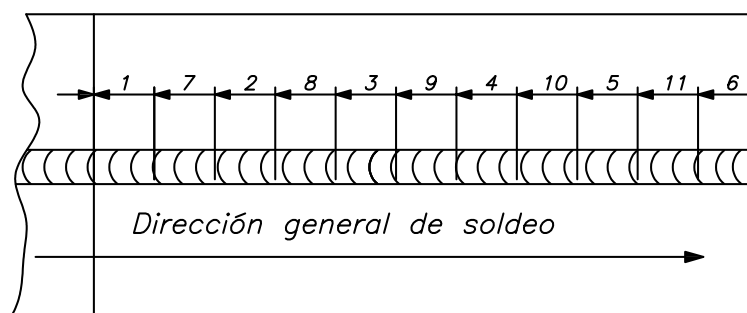


Figura 1.16: Soldadura a saltos en una junta a tope. (Masubushi, 1982)

Por otra parte, en el caso particular de las juntas en T se recomienda realizar la soldadura con diferentes tamaños de longitud de cordones y en un orden determinado, como se muestra en la Figura 1.17. Además, se recomienda ejecutar la soldadura de forma simétrica del centro hacia afuera.

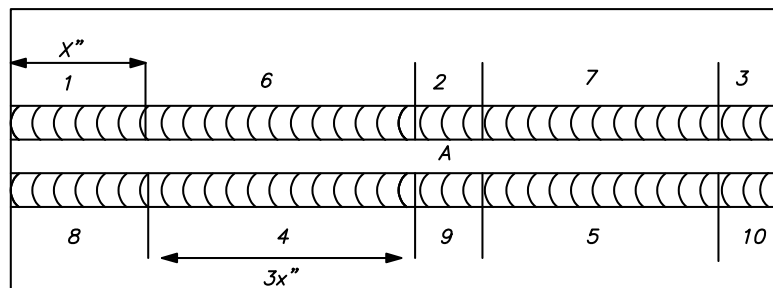


Figura 1.17: Secuencia de soldadura en una junta en T (Masubushi, 1982)

1.7.3. Recomendaciones para la ejecución de cordones y número de cordones

Cuando se trata de soldaduras cruzadas se recomienda evitar el efecto de tracción triaxial y la probabilidad de una rotura frágil. Una alternativa para ejecutar los cordones se muestra en la Figura 1.18. Además, recomendar variaciones en la geometría como el denominado “agujero de ratón”, es una buena alternativa para evitar el cruce de tres cordones.

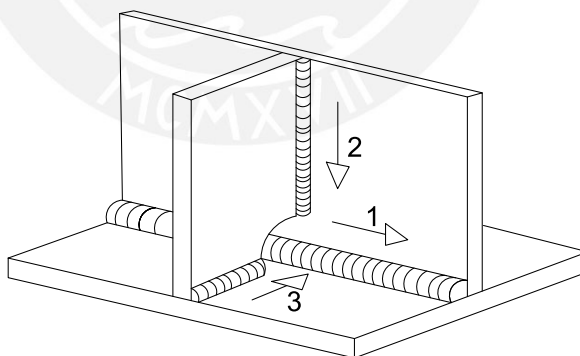
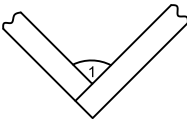
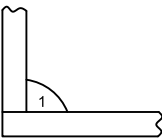
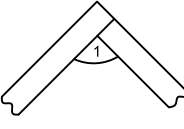
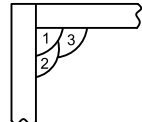
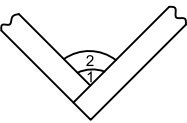
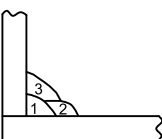
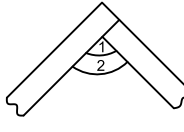
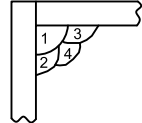
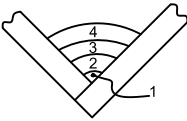
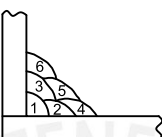
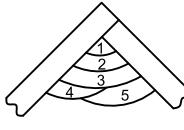
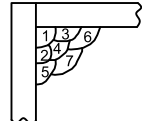


Figura 1.18: Agujero de ratón en una soldadura cruzada (NBE-EA-95, 2003)

Definir el número de cordones que serán empleados para conformar la unión de la junta es un aspecto muy importante a considerarse al momento de realizar el proceso. Para espesores de planchas delgadas se puede tomar como referencia la Tabla 1.1.

Por otro lado, se recomienda como una buena practica la ejecución de los condones de soldadura según el tipo de junta que se presente. Primero se debe soldar las juntas a tope, posteriormente las uniones en ángulo y, en última instancia, los cordones que producen rigidización de las partes a unir (AWS, 2015).

Tabla 1.1: Secuencias de soldadura en una junta en T (Army, 1993).

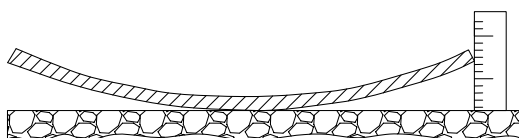
FILLET SIZE	WELDING POSITION			
	FLAT 1F	HORIZONTAL 1F	VERTICAL UP 3F (U)	OVERHEAD 4F
1/4				
1/2				
3/4				

WELDING POSITION	SUGGESTED ELECTRODE TYPE	ELECTRODE DIAMETER FOR MATERIAL THICKNESS (IN.)		
		1/4	1/2	3/4
1F, 2F	E7024	1/4	1/4	1/4
3F (U)	E7018	5/32	5/32	5/32
4F	E6010	3/16	3/16	3/16
	E7018	5/32	5/32	5/32

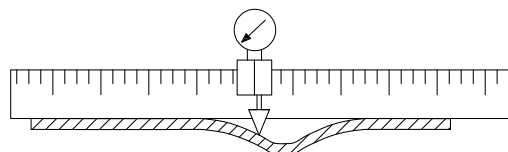
1.8. Cálculo de distorsiones residuales mediante FEM

Básicamente, las distorsiones en la soldadura se puede clasificar los siguientes tipos: contracción longitudinal, contracción transversal, distorsión angular y flexión longitudinal. La medición de dichas distorsiones se realiza en el estado final del enfriamiento y se realiza de manera directa, sin necesidad de una adaptación específica de los cupones de soldadura. La toma de las medidas se puede realizar empleando instrumentos de medición como son: cintas métricas, berniers, relojes palpadores, etc. La Figura 1.19 muestra dos métodos utilizados para medir las distorsiones residuales. En el primero se observa que se emplea una regleta para medir las distorsiones por contracción volumétrica. En la segunda figura se observa el uso de un reloj palpador para medir las distorsiones de deflexión.

Medición de la contracción por flexión



Medición de la flexión

**Figura 1.19:** Medición de las distorsiones residuales en la soldadura (Radaj, 2001).

Por otro lado, se pueden emplear métodos numéricos para calcular los campos térmicos y estructurales debido a un proceso de soldadura. El Método de Elementos Finitos (FEM) se basa en dividir el cuerpo, estructura o medio continuo, en una serie de sub-dominios denominados elementos finitos. Mediante este método se desarrolla un procedimiento computacional termo-estructural para calcular las distorsiones en la soldadura. La Figura 1.20 muestra las distorsiones residuales captadas mediante el procedimiento computacional. Una de las principales ventajas de este método es que se aprecia gráficamente la forma en la que distorsiona el elemento soldado. Además, permiten cuantificar las tensiones residuales y distorsiones en cualquier parte de la pieza y en cualquier instante de tiempo del proceso.

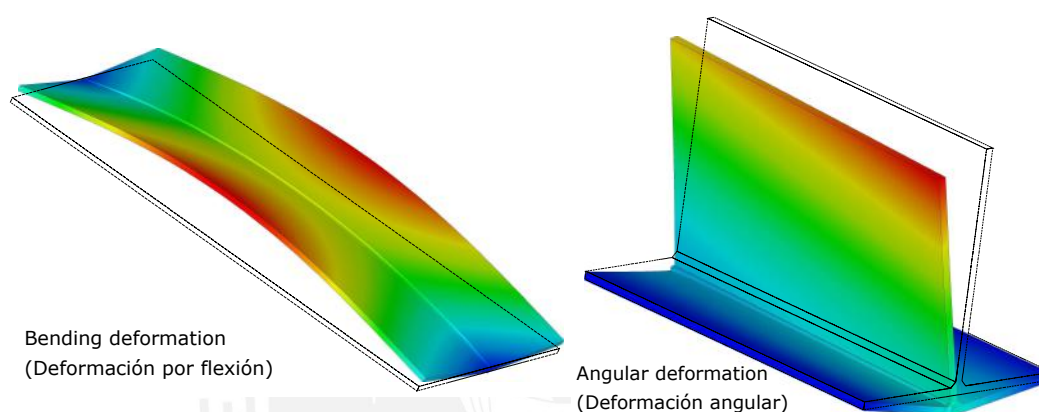


Figura 1.20: Distorsiones residuales de soldadura calculadas por FEM.

La simulación del proceso de soldadura, se modela mediante un problema termo-estructural, que requiere tener en cuenta varios aspectos. Uno de los aspectos más importantes que permita obtener una distribución precisa de temperaturas es la definición de una fuente de calor. Asimismo, establecer los modelos constitutivos que representen el comportamiento del material, considerando sus propiedades dependientes de la temperatura y efectos tales como la plasticidad, es también de gran importancia. Estos y otros aspectos, necesarios para una correcta simulación del proceso de soldadura mediante FEM, se detallarán en las siguientes secciones.

1.9. Modelos de fuentes de distribución de calor

El único efecto de carga durante la simulación numérica del proceso de soldadura, es la distribución del campo térmico en varios instantes de tiempo. La temperatura $T(x, y, z, t)$ es una función en el espacio y el tiempo. La determinación del campo térmico durante la soldadura (es decir, la forma y el tamaño del área fundida) es el primer paso hacia la determinación del campo estructural.

La ecuación de difusión del calor en la que se basan los programas de AEF, (Análisis por elementos finitos) para resolver los problemas térmicos, como es el caso del proceso de soldadura, se expresan según se observa en las ecuaciones 1.1 y 1.2.

$$\rho(T)c(T)\frac{\partial T}{\partial t} = q + \frac{\partial}{\partial x} \left[Kx(T)\frac{\partial T}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[Ky(T)\frac{\partial T}{\partial y} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[Kz(T)\frac{\partial T}{\partial z} \right] \quad (1.1)$$

$$\frac{\partial H}{\partial t} = q + \frac{\partial}{\partial x} \left[Kx(T)\frac{\partial T}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[Ky(T)\frac{\partial T}{\partial y} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[Kz(T)\frac{\partial T}{\partial z} \right] \quad (1.2)$$

Donde: $\rho(T)$: Densidad del material, $c(T)$: Calor específico, H : Entalpía específica, q : Calor generado por unidad de volumen, $Kx(T)$, $Ky(T)$, $Kz(T)$: Coeficientes de conductividad térmica, T : Temperatura, t : Tiempo

Las investigaciones relacionadas con los modelos de fuentes de calor datan de 1935, cuando Rosenthal comenzó sus estudios teóricos sobre los procesos de soldadura por arco. En sus trabajos, ha propuesto modelos de fuentes de calor puntuales, lineales y planas (Rosenthal, 1941). El libro “Análisis térmico de soldaduras” de Nguyen presenta varias soluciones analíticas para modelos de fuentes de calor estacionarias y móviles, incluida la fuente de calor volumétrica distribuida de Gauss (Nguyen, 2004). Jekakumar utilizó este enfoque para evaluar el estrés residual en juntas soldadas a tope de placas de acero ASTM A36 y encontró una buena relación entre los resultados experimentales y numéricos (Jeyakumar, 2013). Otros autores como, Stamenkovic y Vasovic, utilizaron un método simplificado al suponer que el arco de soldadura permanecía en un elemento con una generación de calor de volumen específico y constante, y luego se desplazará al siguiente elemento sucesivamente, hasta el final del paso de carga (Stamenkovic y Vasovic, 2009).

Existe una gran variedad de modelos de fuentes de calor documentados en la literatura, pero indudablemente es el modelo doble elipsoidal desarrollado por John A. Goldak es el más utilizado por los investigadores en las simulaciones de soldadura por arco. Por ejemplo, Batista utilizó el modelo de Goldak para determinar las tensiones residuales en el acero ASTM AH36 soldado por el proceso TIG (Batista, 2013). El mismo modelo fue utilizado por Malik para estudiar cilindros de paredes delgadas circunferencialmente soldadas con arco e investigar los campos de esfuerzos residuales. Los resultados de la simulación en este trabajo muestran una gran precisión para la distribución transitoria de la temperatura y las tensiones residuales en comparación con los resultados experimentales que realizaron (Malik, 2008).

1.9.1. Superficie Gaussiana

El modelo circular propuesto por Pavelic sugirió que la fuente de calor debe ser dispersa y propuso una distribución Gaussiana del flujo depositado en la superficie, como se muestra en la Figura 1.21, donde el calor máximo esta dado por la expresión de la ecuación 1.3. Adicionalmente, los experimentos realizados por Pavelic demostraron que una cantidad significativa de calor es transferido por radiación y convección desde el arco directamente hacia el metal base sin pasar por medio del charco de soldadura. Gracias a esta observación Pavelic desarrolló correlaciones para mostrar la cantidad de la distribución de calor bajo el sólido del material base (Pavelic et al., 1969).

$$q(r) = q(0)e^{-Cr^2} \quad (1.3)$$

Donde: $q(r)$: Flujo en la superficie de radio r (W/m^2), $c(T)$: Máximo flujo en el centro de la fuente de calor (W/m^2), C : Coeficiente de ancho de distribución (m^{-2}), r : Distancia radial desde el centro de la fuente de calor(m).

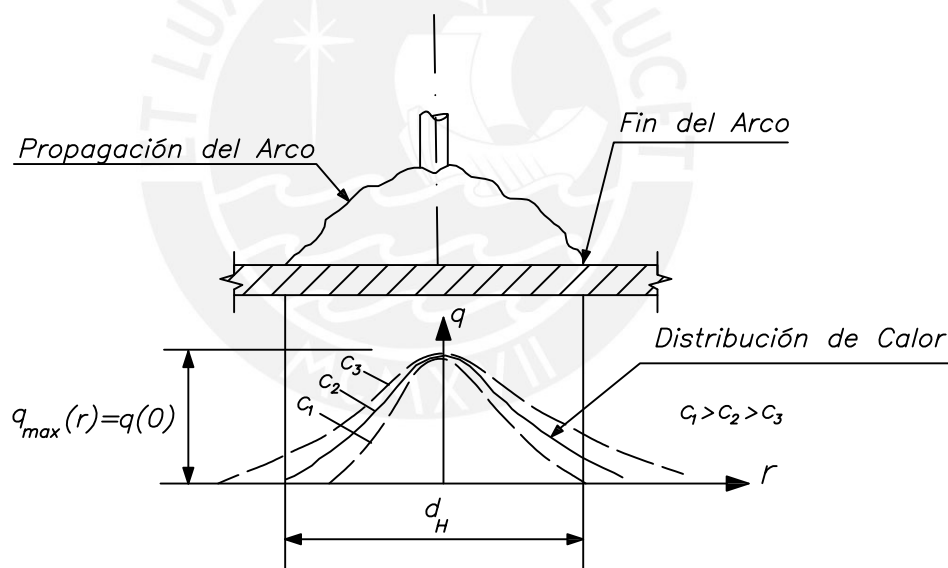


Figura 1.21: Distribucion de calor en un disco circular (Pavelic et al., 1969)

Por otra parte, (Friedman, 1975) y (Krutz and Segerlind, 1976) sugirieron una alternativa a partir del modelo circular de (Pavelic et al., 1969). De tal forma que al colocar, un sistema de coordenadas que se mueva junto con la fuente de calor, se podría relacionar la ecuación 1.4 con un sistema móvil, como muestra la Figura 1.22.

$$q(x, \xi) = \frac{3Q}{\pi c^2} e^{-3x^2/c^2} e^{-3\xi^2/c^2} \quad (1.4)$$

Donde: Q : Energía de entrada (W), c : Característica del radio del flujo de la fuente de calor(W/m^2). La transformación que relaciona el sistema de coordenadas fijo (x, y, z)

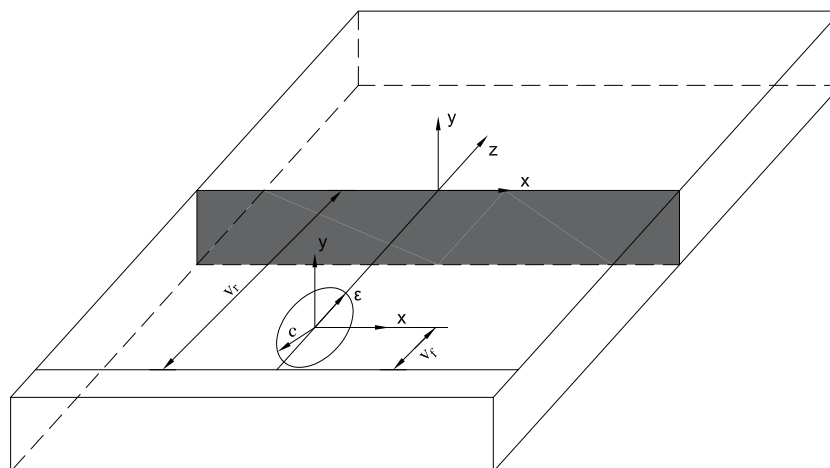


Figura 1.22: Sistema de coordenadas utilizado para el análisis FEM del modelo de disco según (Krutz and Segerlind, 1976).

con el móvil (x, y, ξ) esta dada por la expresión de la ecuación 1.5

$$\xi = z + v(\tau - t) \quad (1.5)$$

donde v es la velocidad del proceso de soldadura (m/s) en el sistema de coordenadas fijo (x, y, z) . Con estas consideraciones la ecuación 1.6 se muestra de forma general.

$$q(x, z, t) = \frac{3Q}{\pi c^2} e^{-3x^2/c^2} e^{-3[z+v(\tau-t)]^2/c^2} \quad (1.6)$$

1.9.2. Semiesférica de densidad de calor

Para los casos de estudio, donde la profundidad efectiva de penetración es pequeña, los modelos superficiales de fuentes de calor propuestos por (Pavelic et al., 1969), (Friedman, 1975) y (Krutz and Segerlind, 1976) han tenido buenos resultados; sin embargo, para casos en donde la densidad de calor aplicado a la junta de soldadura es alta, como es la soldadura por láser o haz de electrones, ignora el efecto de penetración profunda por debajo de la superficie donde el arco eléctrico tiende a producir elevadas temperaturas en el interior de la junta soldada.

En el caso donde se presenta procesos de soldadura con grandes cantidades de calor de aporte, la distribución semiesférica Gaussiana de la densidad de calor, podría ser un paso hacia un modelo más realista. La distribución de densidad de calor para un volumen semiesférico puede ser escrita como se muestra en la ecuación 1.7 (Goldak and Akhlaghi, 2006).

$$q(x, z, \xi) = \frac{6\sqrt{3}Q}{c^3\pi\sqrt{\pi}} e^{-3x^2/c^2} e^{-3y^2/c^2} e^{-3\xi^2/c^2} \quad (1.7)$$

A pesar que el modelo semiesférico de la fuente de calor es más realista al modelo de disco de fuente, también presenta algunas limitaciones, por ejemplo los charcos de soldadura a menudo esta lejos de ser esféricos. Para mitigar esta restricción y formular un modelo más preciso John A. Goldak en su trabajo “*A new finite element model for welding heat sources*”, (Goldak et al., 1984), propone una fuente de volumen elipsoidal.

1.9.3. Elipsoidal de la densidad de calor

La distribución Gaussiana de la densidad de calor en un elipsoide con centro en $(0, 0, 0)$ y semiejes a, b, c paralelas a los ejes coordenadas, x, y, ξ pueden ser escrito según se muestra en la ecuación 1.8 (Goldak and Akhlaghi, 2006):

$$q(x, z, \xi) = q(0)e^{-Ax^2} e^{-By^2} e^{-C\xi^2} \quad (1.8)$$

donde $q(0)$ es el máximo valor de la densidad de calor en el centro de la elipsoide. Para la conservación de la energía que se requiere:

$$2Q = 2\eta VI = 8 \int_0^\xi \int_0^y \int_0^x q(0)e^{-Ax^2} e^{-By^2} e^{-C\xi^2} dx dy d\xi \quad (1.9)$$

donde:

η : Eficiencia de la fuente de calor

V : Voltaje

I : Corriente

La evaluación de la ecuación 1.9 genera las siguientes expresiones:

$$2Q = \frac{q(0)\pi\sqrt{\pi}}{\sqrt{ABC}} \quad (1.10)$$

$$q(0) = \frac{2Q\sqrt{ABC}}{\pi\sqrt{\pi}} \quad (1.11)$$

Para evaluar las constantes A, B, C de la semicoordenada de la elipsoide a, b, c en direcciones x, y, ξ son definidas de tal forma que la densidad del calor decrezca en $0,05q(0)$ sobre la superficies de la elipsoide en dirección x :

$$q(a, 0, 0) = q(0)e^{-Aa^2} = 0,05q(0) \quad (1.12)$$

En consecuencia

$$A = \frac{\ln(20)}{a^2} \approx \frac{3}{a^2} \quad (1.13)$$

De forma similar

$$B \approx \frac{3}{a^2} \quad (1.14)$$

$$C \approx \frac{3}{a^2} \quad (1.15)$$

Finalmente sustituyendo las constantes A, B, C desde la ecuación 1.13 hasta la ecuación 1.15 y la condición inicial de $q(0)$ de la ecuación 1.11 dentro de la expresión 1.8, se obtiene la siguiente ecuación de forma general 1.16.

$$q(x, y, \xi) = \frac{6\sqrt{3}}{abc\pi\sqrt{\pi}} e^{-3x^2/a^2} e^{-3y^2/b^2} e^{-3\xi^2/c^2} \quad (1.16)$$

1.9.4. Modelo de doble elipsoide de Goldak

Los cálculos que se desarrollaron con el modelo de fuente de calor elipsoidal muestran que el gradiente de la temperatura en la parte frontal de la fuente de calor, no era tan marcado como se esperaba y el gradiente de temperatura era menos marcado en el recorrido del borde del charco de soldadura.

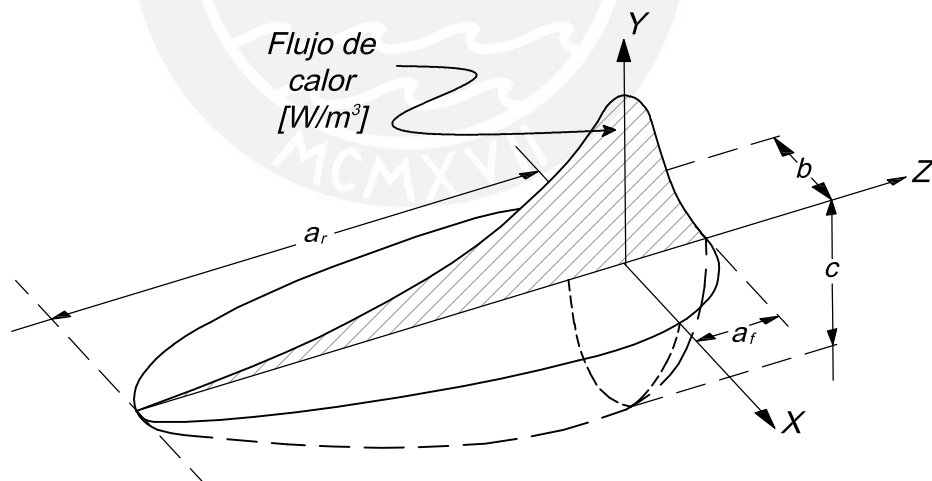


Figura 1.23: Distribución de calor de Goldak (Xavier et al., 2015).

Para superar estas diferencias de gradiente, John A. Goldak combina dos fuentes elipsoidales, como se muestra en la Figura 1.23. La mitad frontal de la fuente es el cuadrante de una fuente elipsoidal, y la mitad posterior es el cuadrante de otro elipsoide (Goldak and Akhlaghi, 2006).

En este modelo, las expresiones f_f y f_r son coeficientes adimensionales de proporción de aporte de calor de la fuente en la parte delantera y trasera respectivamente, donde

además se cumple que: $f_f + f_r = 2$. La densidad de potencia térmica en la parte frontal de la elipsoide se puede expresar como muestra la ecuación 1.17.

$$q(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}f_f Q}{abc\pi\sqrt{\pi}} e^{-3x^2/a^2} e^{-3y^2/b^2} e^{-3[z+v(\tau-t)]^2/c^2} \quad (1.17)$$

De forma similar se expresa la densidad de potencia térmica en la parte posterior de la elipsoide como muestra la ecuación 1.18.

$$q(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}f_r Q}{abc\pi\sqrt{\pi}} e^{-3x^2/a^2} e^{-3y^2/b^2} e^{-3[z+v(\tau-t)]^2/c^2} \quad (1.18)$$

Donde: a, b, c : Parámetros de forma, Q : Potencia efectiva del arco, $Q = \eta \cdot V \cdot I$
 f_r y f_f : Fracciones de calor depositados en la parte frontal y posterior.

1.10. Modelo de comportamiento del material

Para establecer un adecuado comportamiento del material, en el proceso de soldadura, la teoría de plasticidad será de gran utilidad en el presente trabajo. Antes de estudiar los diferentes modelos de plasticidad, se recordarán conceptos básicos de la teoría de elasticidad. Las características más importantes en la teoría de elasticidad son (Prat, 2014).

- Las deformaciones que se presentan en el régimen elástico son recuperables una vez retirada la carga que ocasionó la deformación, esta desaparece por completo y el cuerpo sometido a dicha carga regresa a su estado original.
- No se produce rotura, debido a que los esfuerzos pueden aumentar de manera indefinida sin que las propiedades del material cambien, ni que el cuerpo llegue a un estado último de fluencia o de rotura.

Sin embargo, las características mencionadas anteriormente no se cumplen en general para materiales reales; las distorsiones son, en parte, permanentes y los esfuerzos no pueden aumentar de manera indefinida sin que el material alcance un límite de fluencia o se produzca la rotura. Por lo mencionado anteriormente, es razonable plantearse la necesidad de recurrir a otros tipos de ecuaciones constitutivas (como las de plasticidad) que nos permiten (Prat, 2014):

- Modelar distorsiones no recuperables.
- Modelar cambios de comportamiento.

Para comprender de mejor manera las distorsiones no recuperables y los cambios de comportamiento, se toma como ejemplo el caso unidimensional de una barra de metal sometida a tracción pura, como se observa en la Figura 1.24. Un comportamiento próximo al elástico lineal se puede observar cuando la tensión aplicada alcanza un valor de σ_Y (límite de fluencia). Una vez alcanzado este valor se produce un cambio de comportamiento, por lo cual las deformaciones crecen mucho más rápido, mientras que el valor del esfuerzo se mantiene constante o varía muy poco.

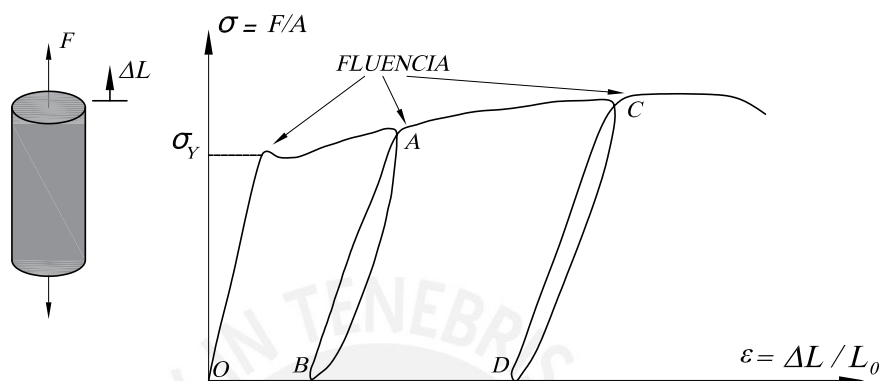


Figura 1.24: Ciclos de carga-descarga-carga (Prat, 2014).

Una vez alcanzado el régimen elasto-plástico (es decir, después de que la tensión haya sobrepasado el valor de σ_Y), las deformaciones no son recuperables en su totalidad. En efecto, observando un ciclo de carga y descarga como el que se aprecia en la Figura 1.24 se puede observar que la deformación existente en el punto A se puede relacionar con la expresión de la ecuación 1.19. Finalmente, una vez alcanzado cierto valor de las deformaciones, se produce la rotura del material (Prat, 2014).

$$\varepsilon_A = \underbrace{\varepsilon_A - \varepsilon_B}_{\text{Recuperable}} + \underbrace{\varepsilon_B}_{\text{No-recuperable}} \quad (1.19)$$

1.10.1. Comportamiento plástico idealizado

Adicionalmente, se puede idealizar el comportamiento mostrado en la Figura 1.24 según el esquema simplificado que se observa en la Figura 1.25. En esta figura se puede apreciar un punto P cualquiera en el espacio $\sigma - \varepsilon$, donde la deformación posee dos componentes: elástica (recuperable) y plástica (no recuperable), que también se puede expresar como muestra la ecuación 1.20.

$$\varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^p \quad (1.20)$$

Gran parte de la teoría tridimensional que analiza el comportamiento plástico se puede

considerar como una generalización de ciertas idealizaciones de la curva esfuerzo deformación unidimensionales (Mase, 1977). En la Figura 1.25 se ha representado un comportamiento elasto-plástico perfecto, en el cual las deformaciones crecen de manera indefinida a la aplicación de tensión constante e igual al límite de fluencia σ_Y .

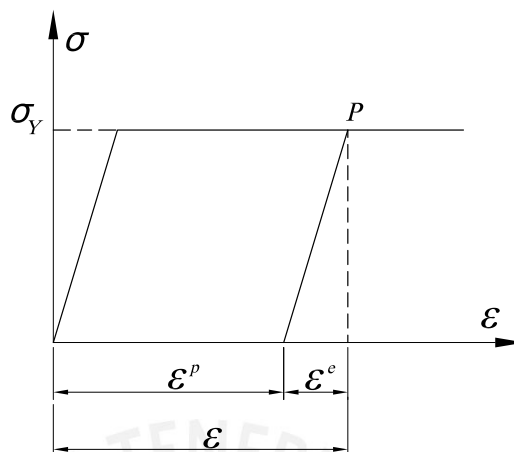


Figura 1.25: Ciclos de carga-descarga-carga (Prat, 2014).

En caso se alcance el límite de fluencia y la tensión aplicada ya no sea constante, sino que aumenta o disminuye con la deformación, se estaría frente a un caso de comportamiento rigidizable o reblandecible respectivamente. La descripción gráfica de los comportamientos elasto-plásticos mencionados anteriormente se puede apreciar en la Figura 1.26 (Prat, 2014).

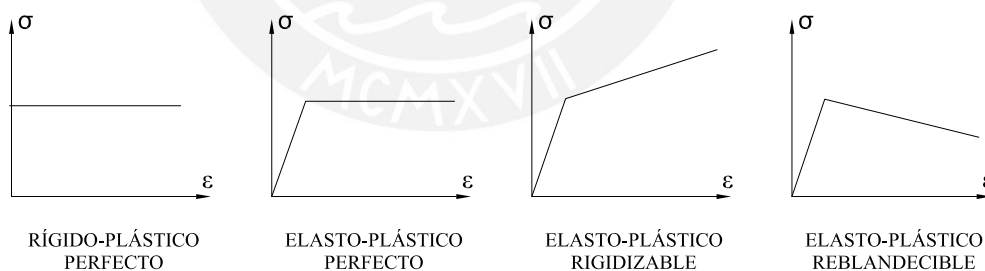


Figura 1.26: Curvas tensión-deformación idealizadas en plasticidad (Prat, 2014).

Como se mencionó líneas arriba, los modelos constitutivos para modelar el comportamiento elasto-plástico, se descomponen en dos partes: elástica (recuperable) y plástica (no recuperable). La principal característica del componente elástico, es que obedece a la ley de *Hooke* y se puede relacionar los parámetros de esfuerzo y deformación con el módulo de *Young*. Por otra parte, las principales características de la componente plástica son (Franco et al., 2015):

- El criterio de fluencia (*Yield criterion*), que define el estado del material en la transición del comportamiento elástico al elasto-plástico.

- La regla del flujo (*Flow rule*), que determina el incremento en la deformación plástica debido al incremento de la carga.
- La regla del endurecimiento (*Hardening rule*), que otorga la evolución del criterio de fluencia durante la deformación plástica.

La pendiente E^{ep} de la componente plástica, puede expresarse de acuerdo con la ecuación 1.21.

$$E^{ep} = E \frac{H'}{E + H'} \quad (1.21)$$

Donde: E^{ep} es el módulo de deformación elasto-plástico, E es módulo elástico y es H' el parámetro de endurecimiento.

El parámetro de endurecimiento H' juega un papel fundamental en la definición de la pendiente E^{ep} . Según sea el valor que toma H' , se puede definir las siguientes situaciones:

- $H' > 0 \Rightarrow E^{ep} > 0 \rightarrow$ *Plasticidad con endurecimiento por deformación.*
El caso limite: $H' = \infty \Rightarrow E^{ep} = E$ recobra el comportamiento elástico lineal.
- $H' = 0 \Rightarrow E^{ep} = 0 \rightarrow$ *Plasticidad perfecta.*

Las aproximaciones de los modelos elasto-plástico bilineales que se mencionaron anteriormente, se pueden apreciar gráficamente en la Figura 1.27.

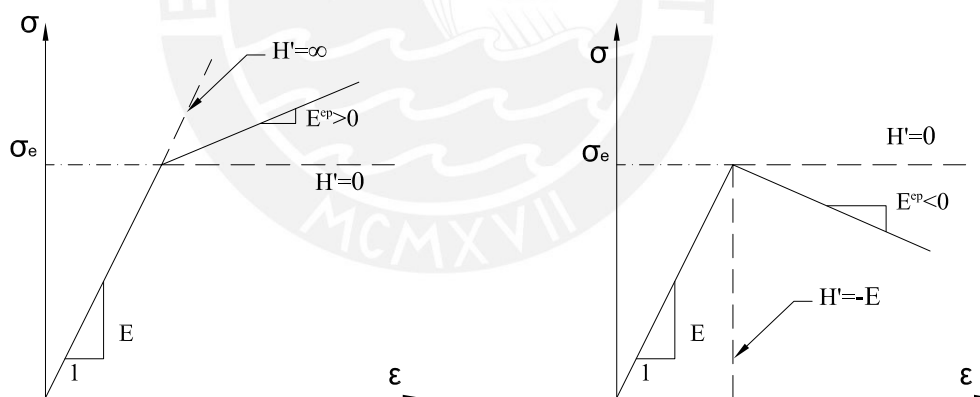


Figura 1.27: Pendiente E^{ep} de la rama elastoplástica en función de H' (Olivella and de Saracíbar Bosch, 2002).

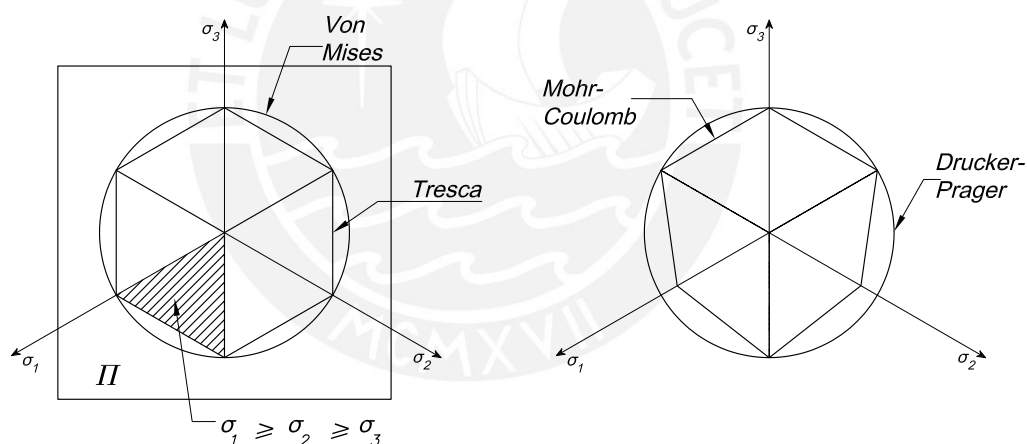
1.10.2. Plasticidad independiente de la tasa (*Rate-Independent Plasticity*)

Por definición el *Rate-Independent Plasticity* es una relación de carga deformación que se caracteriza por ser una deformación irreversible que ocurre en el material una vez que alcanza cierto valor de esfuerzo, generalmente pasado el valor del esfuerzo de fluencia, y al ser independiente de la relación carga-deformación. Las deformaciones plásticas son asumidas como sucesos instantáneos que ocurren al momento de pasar el límite de fluencia y son independientes del tiempo (Ansys, 2019).

La teoría de la plasticidad se encarga de estudiar los sólidos que, al ser sometidos a un sistema de cargas, pueden mantener deformaciones permanentes cuando son completamente descargados. La suposición de que estas deformaciones permanentes (plásticas) no dependan de la tasa de aplicación de las cargas, conduce a la teoría de plasticidad independiente de la tasa (*rate-independent plasticity*). Los materiales que pueden ser descritos adecuadamente por esta teoría se denominan plásticos o plásticos independientes de la tasa (Curi, 2016).

1.10.3. Criterio de fluencia

El criterio de fluencia es una herramienta útil para generalizar el último esfuerzo antes del límite de fluencia. Los puntos que se encuentran ubicados en el interior de dicha superficie representan estados de tensión puramente elásticos, y los que yacen fuera de la superficie de fluencia representan estados de tensión plásticos. La Figura 1.28 (a) ilustra los criterios de fluencia de Von Mises y de Tresca, mientras que la Figura 1.28 (b) ilustra los criterios de fluencia de Mohr-Coulomb y Drucker-Prager.



(a) C. Tresca y von Mises

(b) C. de Mohr-Coulomb y Drucker-Prager

Figura 1.28: Criterios de Fluencia (Olivella and de Saracibar Bosch, 2002)

1.10.3.1. Criterio de Tresca

En 1868, Tresca propuso que la plastificación se alcanza cuando la tensión tangencial máxima, en un punto de un sólido, alcanza un valor igual a la mitad del límite elástico, obtenido en el ensayo de tracción del material. Por este motivo, este criterio también se conoce como el criterio de máxima tensión tangencial.

En un ensayo de tracción, se verifica que $\sigma_1 \neq 0$ y $\sigma_2 = \sigma_3 = 0$, siendo la tensión tangencial máxima $\tau_{max} = \frac{\sigma_1}{2}$.

Como se observa en la Figura 1.29, para un estado triaxial de tensiones, siendo las tensiones principales $\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$, la tensión tangencial máxima es $\tau_{máx} = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2}$.

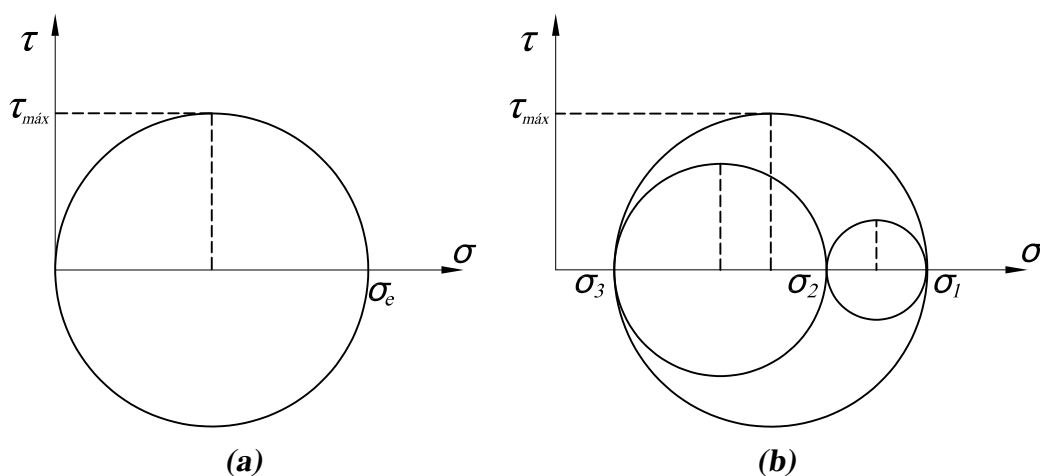


Figura 1.29: (a) Tensión tangencial máxima en un ensayo de tracción. (b) Tensión tangencial máxima en un estado general de tensiones (Martínez and Pérez, 2011).

El criterio de Tresca establece que existe plastificación si:

$$(\sigma_1 - \sigma_3)^2 - \sigma_e^2 = 0 \quad (1.22)$$

o lo que lo mismo,

$$\sigma_e = \sigma_1 - \sigma_3 \quad (1.23)$$

Si no se conoce el orden de las tensiones principales, el criterio de Tresca propone que existe plastificación si se verifica que la función $f(\sigma) = 0$

$$f(\sigma) = [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 - \sigma_e^2] [(\sigma_2 - \sigma_3)^2 - \sigma_e^2] [(\sigma_3 - \sigma_1)^2 - \sigma_e^2] = 0 \quad (1.24)$$

Es decir, se producirá plastificación cuando se cumplan las siguientes relaciones:

$$|\sigma_1 - \sigma_2| \geq \sigma_e \quad (1.25)$$

$$|\sigma_2 - \sigma_3| \geq \sigma_e \quad (1.26)$$

$$|\sigma_3 - \sigma_1| \geq \sigma_e \quad (1.27)$$

Al representar el criterio de Tresca en el espacio de las tensiones principales, este adquiere una superficie de sección transversal hexagonal de longitud infinita (ver Figura 1.30).

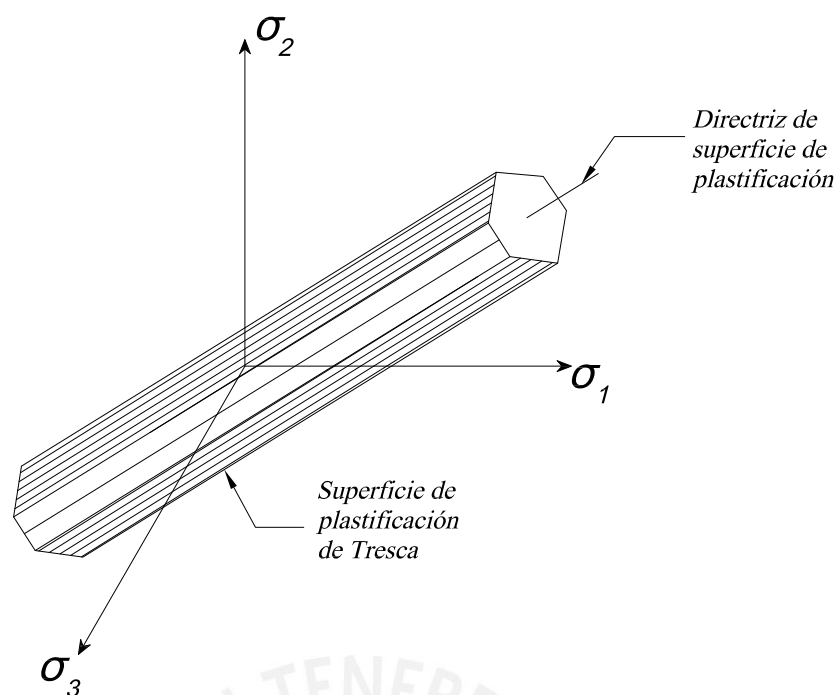


Figura 1.30: Criterio de Tresca: Superficie de Fluencia (Martínez and Pérez, 2011).

1.10.3.2. Criterio de von Mises

En 1913, Von Mises propuso como criterio de fluencia que: la plastificación se alcanza cuando las componentes de la tensión, en un punto del sólido, satisfacen la siguiente relación:

$$\frac{1}{6} \left[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 \right] = k^2 \quad (1.28)$$

o bien, en ejes no principales:

$$\frac{1}{6} \left[(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{xz}^2) \right] = k^2 \quad (1.29)$$

siendo k^2 una constante a determinar mediante el ensayo de tracción del material. Así, si el límite elástico obtenido en el ensayo de tracción es σ_e , se verifica que $\sigma_1 = \sigma_e$ y $\sigma_2 = \sigma_3 = 0$ y reemplazando k^2 en la ecuación 1.28, se obtiene la siguiente relación:

$$k^2 = \frac{\sigma_e^2}{3} \quad (1.30)$$

Sustituyendo k^2 en las expresiones de Von Mises en ejes principales, se obtiene:

$$\sqrt{\frac{1}{2} \left[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 \right]} = \sigma_e \quad (1.31)$$

y en ejes no principales:

$$\sqrt{\frac{1}{2} [(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{xz}^2)]} = \sigma_e \quad (1.32)$$

Es decir, las raíces de las expresiones anteriores constituyen la tensión equivalente de Von Mises.

$$\sigma_{VM} = \sqrt{\frac{1}{2} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} \quad (1.33)$$

o bien,

$$\sigma_{VM} = \sqrt{\frac{1}{2} [(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{xz}^2)]} \quad (1.34)$$

Si $\sigma_{VM} = \sigma_e$, el estado tensional correspondiente se encuentra sobre la superficie de plastificación, si $\sigma_{VM} < \sigma_e$, el estado tensional correspondiente es elástico.

El criterio de Von Mises representado en el espacio de las tensiones principales, es una superficie cilíndrica de longitud infinita y de sección transversal circular (ver Figura 1.33). Por tanto, este criterio cumple que la superficie de plastificación es convexa.

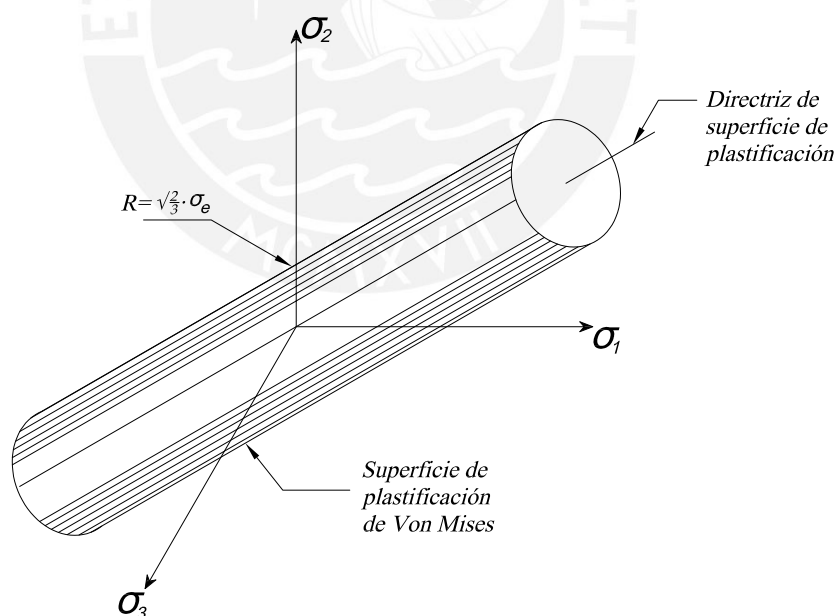


Figura 1.31: Criterio de Von Mises: Superficie de Fluencia (Martínez and Pérez, 2011).

1.10.4. Regla del flujo

La regla de flujo es la relación entre el incremento de deformación plástica y el incremento de tensión. Además, determina la dirección en que ocurre la deformación plástica, que es normal a la tangente de la superficie de fluencia en el punto de carga, y

se define por la expresión 1.35. La regla del flujo del material es en teoría el vínculo entre el crecimiento de los componentes del tensor de deformación plástica y el crecimiento de los componentes del tensor de tensión (Tezer, 2013).

$$d\varepsilon^p = d\lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma} \quad (1.35)$$

Donde: ε^p es el tensor de deformación plástica, $\partial f/\partial \sigma$ es la dirección de deformación plástica; λ es el multiplicador plástico (Dunne and Petrinic, 2005).

1.10.5. Modelos de endurecimiento

La regla de endurecimiento describe el cambio de la superficie de fluencia con las deformaciones plásticas. Un incremento en el esfuerzo de fluencia es denominado endurecimiento. Para un material con endurecimiento por deformación, la deformación plástica va generalmente acompañada de cambios en la superficie de fluencia. Para tener en cuenta tales cambios, es necesario que la función de fluencia $f(\sigma)$ sea generalizada para definir las superficies de fluencia subsiguientes a la inicial, La generalización se efectúa introduciendo una función de carga $f(\sigma, \varepsilon^p, K) = 0$ que no solamente depende de tensiones, también depende de las deformaciones plásticas ε^p , y de las características de endurecimiento por deformación representadas por el parámetro K (Mase, 1977).

1.10.5.1. Modelo de endurecimiento isotrópico

El modelo de endurecimiento isotrópico postula que la superficie de fluencia mantiene su forma pero se expande con el aumento de la tensión, esta expansión esta controlada por un parámetro de endurecimiento. En particular la función de la fluencia está dada por la expresión:

$$f(\sigma, K) = f_0(\sigma) - K = 0 \quad (1.36)$$

donde:

$f_0(\sigma)$: Esfuerzo inicial fluencia de la superficie.

K : Parámetros cambio de endurecimiento durante la deformación plástica.

1.10.5.2. Modelo de endurecimiento cinemático

El modelo de endurecimiento cinemático postula que la superficie no cambia de forma ni de tamaño, pero se traslada en el espacio de tensiones principales, de manera que si originalmente estaba descrita por la ecuación de fluencia, después de un incremento de

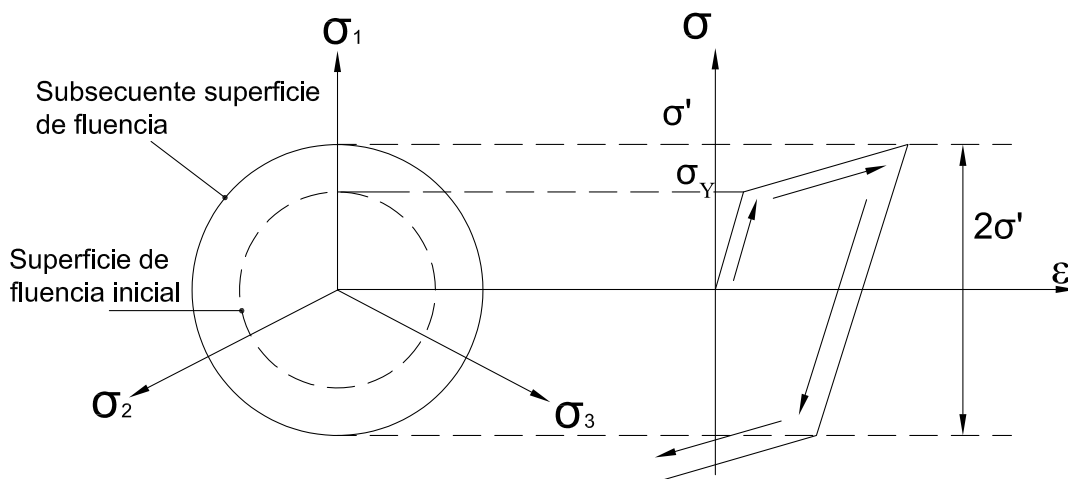


Figura 1.32: Endurecimiento isotrópico (Ansys, 2019).

deformaciones, su descripción general será.

$$f(\sigma, K) = f_0(\sigma - \alpha) - K = 0 \quad (1.37)$$

donde:

$f_0(\sigma)$: Esfuerzo inicial fluencia de la superficie.

K : Parámetros cambio de endurecimiento durante la deformación plástica.

α Parámetro de endurecimiento *back stress*.

Las coordenadas del nuevo centro y la dirección de la traslación está determinada por la del incremento de deformación plástica.

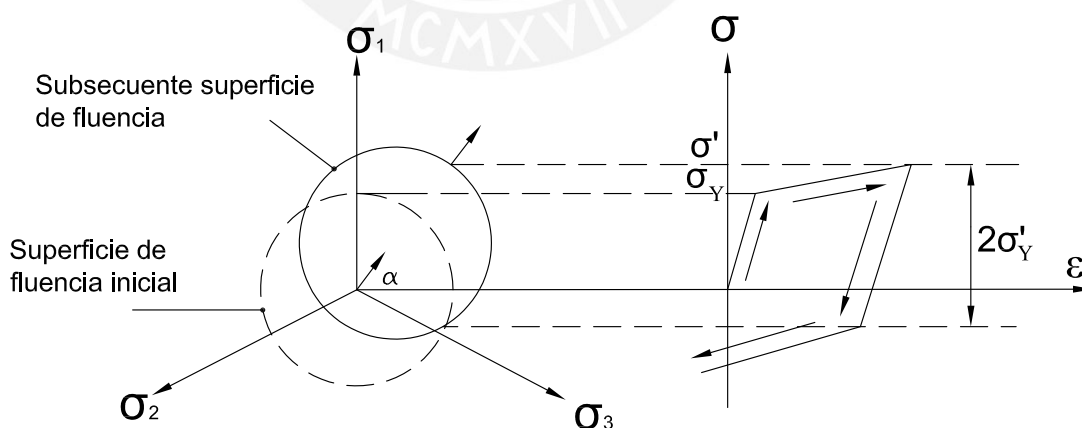


Figura 1.33: Endurecimiento cinemático (Ansys, 2019).

Capítulo 2

MODELAMIENTO DEL PROCESO DE SOLDADURA

2.1. Análisis acoplado del proceso de soldadura

En la solución de un problema acoplado unidireccional del proceso de soldadura, se puede diferenciar tres aspectos importantes: el primero, que existen datos compartidos como son: la geometría, la malla, el número de iteraciones y los intervalos de tiempo. Segundo, en una primera instancia se resuelve el problema térmico y se obtiene como resultado la distribución de temperaturas en todo el modelo geométrico. Tercero, aplicando la distribución de temperaturas a través del tiempo, como cargas térmicas, se resuelve el problema estructural, obteniendo los desplazamientos finales o residuales. Un esquema general del análisis acoplado se puede apreciar en el diagrama de la Figura 2.1, donde se distinguen claramente estos tres aspectos importantes.

Para establecer el procedimiento adecuado para la simulación numérica del proceso de soldadura y además que este sea eficiente, se propone realizar la simulación del problema térmico y del problema mecánico secuencialmente acoplado, ya que las variaciones en las deformaciones no generan cambios de temperatura de forma considerable. Sin embargo, los cambios de temperaturas sí generan cambios en el estado mecánico. Esta división entre el problema térmico y mecánico se pueden apreciar en la Figura 2.1, donde la simulación térmica se resuelve antes que la simulación estructural.

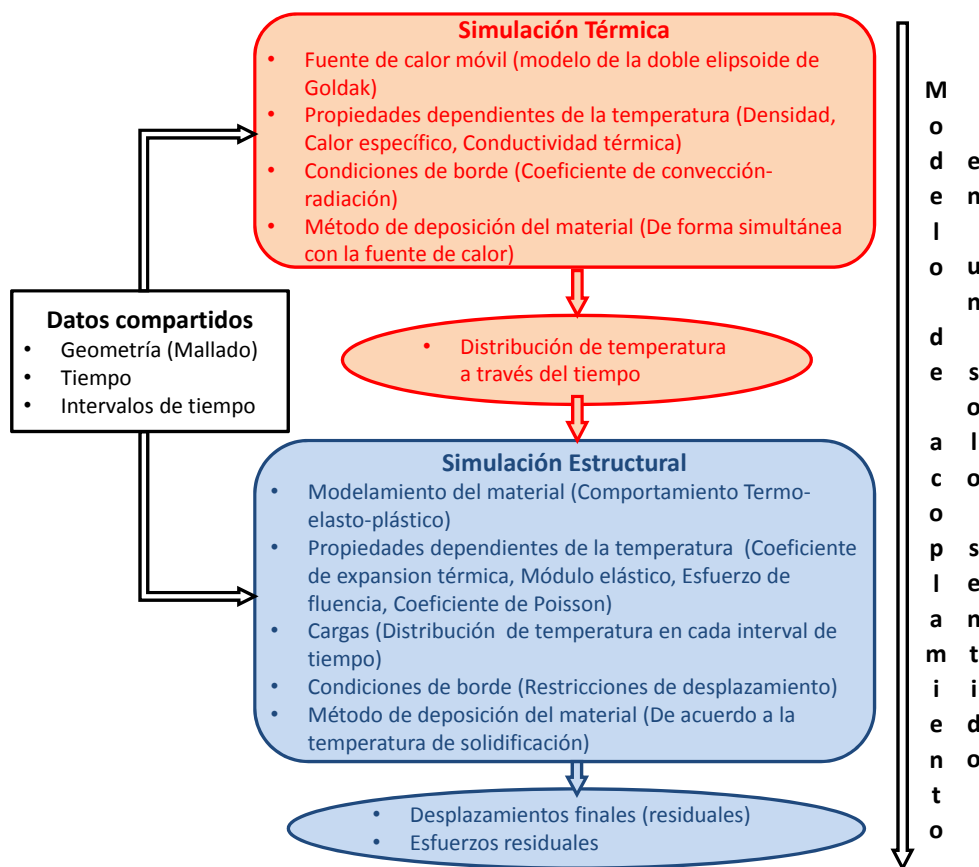


Figura 2.1: Esquema general de la modelación de tensiones y desplazamientos de soldadura mediante FEM (Franco et al., 2017).

Antes de empezar ahondar sobre la solución del problema térmico y estructural en un proceso de soldadura, se acotará que ambos problemas comparten información importante que asegura una correcta simulación global del proceso. Los datos compartidos que se mencionaron anteriormente, deben estar presente en todo momento de la simulación térmica y estructural; debido a que, un cambio en la malla o geometría conduciría a resultados erróneos, al igual que una diferencia significativa en los intervalos de tiempo o iteraciones, traería consigo problemas de convergencia.

Para realizar una correcta simulación del problema térmico es importante seleccionar un modelo de fuente de calor apropiado para obtener los resultados precisos de distribución de temperatura, lo que tendrá un impacto significativo en los resultados mecánicos, es decir, en las tensiones y desplazamientos residuales. Especialmente, la elección de la fuente de calor es sensible a los resultados obtenidos en la zona de fusión (FZ) y la zona afectada por el calor (HAZ) (Franco et al., 2017).

2.1.1. Tipo de elemento finito

El método de elementos finitos es una técnica de análisis numérico utilizada por ingenieros, científicos y matemáticos para obtener soluciones a las ecuaciones diferenciales que describen una amplia variedad de problemas físicos. La premisa subyacente del método, establece que un dominio complejo puede subdividirse en una serie de regiones más pequeñas en las que las ecuaciones diferenciales se resuelven aproximadamente. Al integrar el conjunto de ecuaciones de cada región, se puede determinar un comportamiento en todo el dominio del problema (Jin, 2015).

Cada región se denomina elemento y el proceso de subdividir un dominio en un número finito de elementos se denomina discretización. Los elementos están unidos en puntos específicos, llamados nodos, y el proceso de agrupar los elementos requiere que la solución sea continua a lo largo de los límites comunes entre los elementos (Jin, 2015).

2.1.1.1. Elementos térmicos y estructurales

Cuando se trata de resolver problemas acoplados por lo general se elige un elemento apropiado, capaz de comportarse de diferentes formas, según sea el tipo de análisis que se estudie. En el caso específico de la soldadura se acoplan dos tipos de problemas: un análisis térmico y otro estructural. Por otro lado, cuando el modelo geométrico es regular se recomienda utilizar elementos tipo *brick* o hexaedros; por el contrario, cuando el modelo geométrico no es regular se consideran elementos del tipo tetraedro; ya que, se acomodan mejor a los volúmenes irregulares.

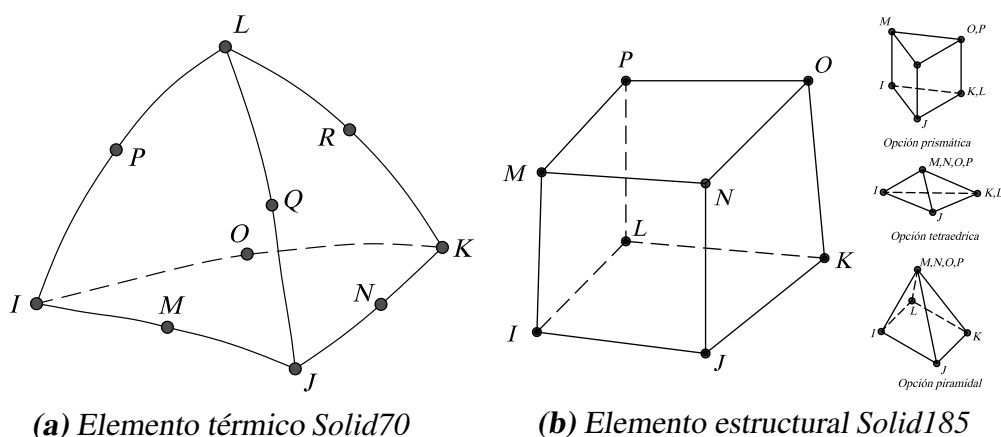
La librería del *software Ansys Mechanical APDL*, cuenta con una gama de elementos capaces de modelar una gran variedad de comportamientos. El elemento *Solid70* será de gran ayuda para modelar el análisis térmico. Según las características este elemento es capaz de soportar geométricas importadas de diferentes formatos de *CAD/CAM*¹, además de poseer un único grado de libertad, el de temperatura en los nodos. Este tipo de elemento puede ser empleado en un sistema de coordenado de tres dimensiones, para un análisis en régimen estable y en régimen transitorio (Ansys, 2019).

Por otro lado, un elemento que permite cambiar los grados de libertad térmicos, sin modificar la distribución de los elementos en el modelo 3D, a grados de libertad estructurales, es el elemento *Solid185*. Este elemento posee características de plasticidad, puede comportarse como un elemento no-lineal y tiene opción a trabajar con grandes desplazamientos (Ansys, 2019).

La Figura 2.2 ilustra los elementos *Solid70* y *Solid185* que están conformados por 10 y 8 nodos respectivamente; así como, las diferentes configuraciones que pueden adoptar

¹Hace referencia al diseño asistido por computadora y manufactura asistida por computadora; así como, al software que se utiliza para diseñar y fabricar productos.

según sea la necesidad de trabajar con un sólido de volúmenes regulares o irregulares.



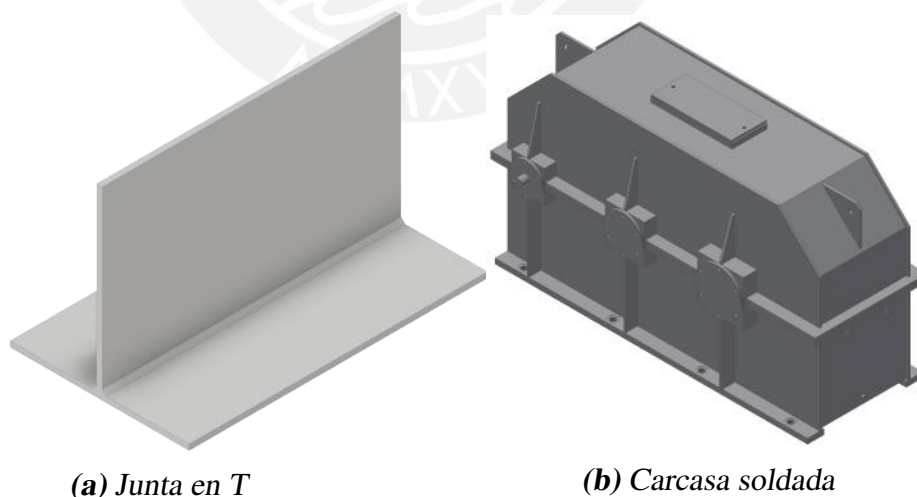
(a) Elemento térmico Solid70

(b) Elemento estructural Solid185

Figura 2.2: Elementos finitos de la librería del Software Ansys (Ansys, 2019).

2.1.2. Modelo geométrico

El modelo geométrico forma parte de la información compartida entre el análisis térmico y del análisis estructural. Como se aprecia en la Figura 2.3, el modelo en 3D es una representación gráfica de un sólido que hace referencia a un cupón de soldadura o a una estructura compleja. En este caso se muestran los modelos 3D de una junta en T y una carcasa soldada. Pueden existir uniones simples como las mencionadas anteriormente; sin embargo, también existen juntas complejas conformadas de planchas de acero con una variedad amplia en espesores y tamaños.



(a) Junta en T

(b) Carcasa soldada

Figura 2.3: Modelos 3D de juntas típicas usadas en la simulación de soldadura.

2.1.2.1. Dimensiones del cordón de soldadura

Una buena estimación sobre las dimensiones del cordón de soldadura se puede aproximar recurriendo a recomendaciones de *handbooks*. Un tamaño excesivo del

cordón puede resultar costoso, más aun si se tratase de la manufactura a nivel industrial. En este escenario, se recomienda emplear normativas vigentes donde se estandarice las buenas practicas de los *welding handbooks*. Por ejemplo, la *AWS – American Welding Society*, cuenta con una amplia gama de códigos para diversos de materiales como son: los aceros al carbono de baja aleación y aceros inoxidable. El código con mayor difusión es el *AWS D1.1 Structural Welding Code – Steel*. Por otro lado, la *ASME – American Society Mechanical Engineer* cuenta con alrededor de 600 normas industriales y entre destaca el *ASME Boiler and Pressure Vessel Code*. Adicionalmente, la *API – American Petroleum Institute*, regula todo lo relacionado con la industria petrolera y sus sistemas de construcción. El estándar que brinda las pautas para la construcción de tanques de almacenamiento de petróleo y la soldadura de tuberías para combustible y productos derivados son: el *API 650 Welded Steel Tanks for Oil Storage* y *API 1104 Welding of Pipelines and Related Facilities* respectivamente.

La Tabla 2.1 recomienda los valores mínimos de las dimensiones del cordón de soldadura para juntas en T. Por ejemplo, para espesores menores a 6 mm del material base, se recomiendan un mínimo de 3 mm de cateto del cordón de soldadura.

Tabla 2.1: Valores mínimos del cordón de soldadura (AWS, 2015).

Tabla 5.8			
Tamaños de la Soldadura de Filete Mínimos			
Espesor del Metal Base		Tamaño mínimo de la soldadura de filete	
Pulg.	mm	Pulg.	mm
$T \leq 1/4$	$T \leq 6$	1/8	3
$1/4 \leq T \leq 1/2$	$6 \leq T \leq 12$	3/16	5
$1/2 \leq T \leq 3/4$	$12 \leq T \leq 20$	1/4	6
$3/4 \leq T$	$20 \leq T$	5/16	8

2.1.2.2. Discretización del modelo geométrico

Una de las principales características del análisis por elementos finitos, es la malla o discretización que se genera sobre el modelo 3D, como se aprecia en la Figura 2.4. En particular en un problema de soldadura, se debe considerar un refinamiento de la malla en la zona donde se alojan los cordones de soldadura, debido a que en esta zona se presenta las mayores variaciones de temperatura y, por lo tanto, el cambio físico del material es más abrupto.

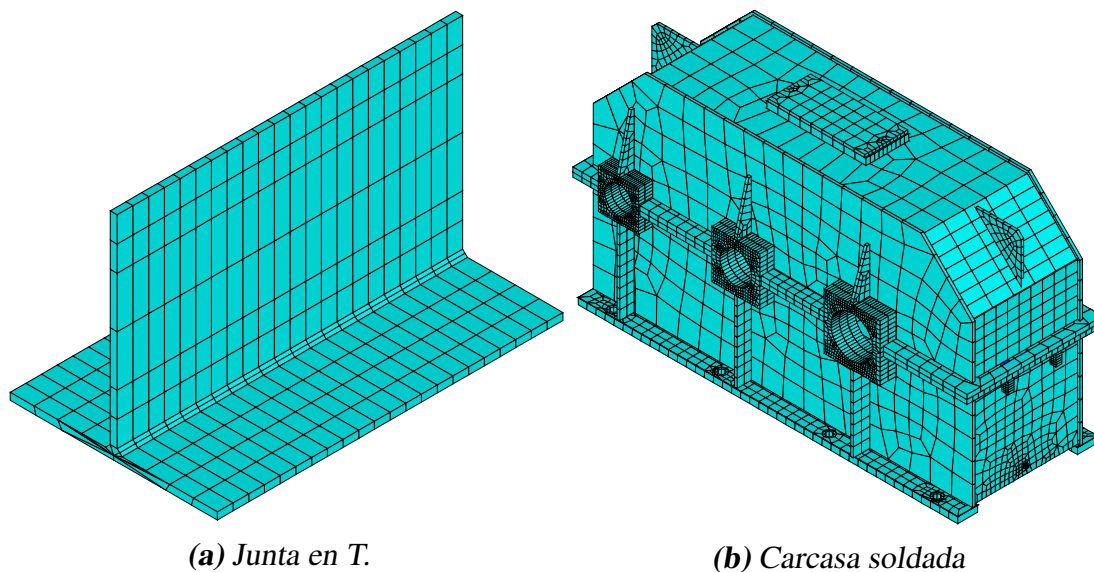


Figura 2.4: Modelos 3D discretizados.

2.2. Análisis térmico de la junta soldada

La mayoría de los análisis de soldadura mediante FEM han utilizado un marco de referencia material, llamado también marco de referencia Lagrangiano² (también existe un marco de referencia Euleriano³), en el cual el calor transmitido desde la fuente de calor hacia la pieza se mueve como una función del tiempo (Goldak and Akhlaghi, 2006).

En el procedimiento para el análisis del problema térmico se plantea una serie de etapas para obtener la distribución del campo de temperaturas. El análisis se inicia con el pre-procesamiento, se continua con el proceso de cálculo y finalmente se muestran los resultados en el post-procesamiento. En cada una de estas etapas del análisis térmico se implementan diferentes macros⁴, que contienen diversas instrucciones; tales como, la importación de una geometría, la asignación de las propiedades al material, el tipo de elemento a emplearse, el modelo de la fuente de calor y la técnica de activación de los elementos.

El diagrama de flujo que se muestra en la Figura 2.5 detalla cada una de estas etapas del análisis térmico. El análisis inicia asignando las propiedades termo-dependientes del material. Luego, se incluye los datos compartidos de la solución global como son: los parámetros de la geometría (incluyendo el tamaño del cordón de soldadura), la discretización del modelo, el tamaño del elemento finito, el tiempo de duración del proceso de soldadura y el enfriamiento. Finalmente, se determina el total de pasos de tiempo que se compartirá en el análisis estructural.

²Estudia el flujo a partir de una partícula fluida y como esta se desplaza en todo el medio fluido.

³Estudia el flujo a partir de un volumen de control fijo, considera la cantidad de flujo que entra y sale.

⁴Es un archivo que contiene una serie de instrucciones usadas frecuentemente que se ejecutan de forma secuencial mediante una sola llamada con el fin de realizar una tarea específica.

ANÁLISIS TÉRMICO

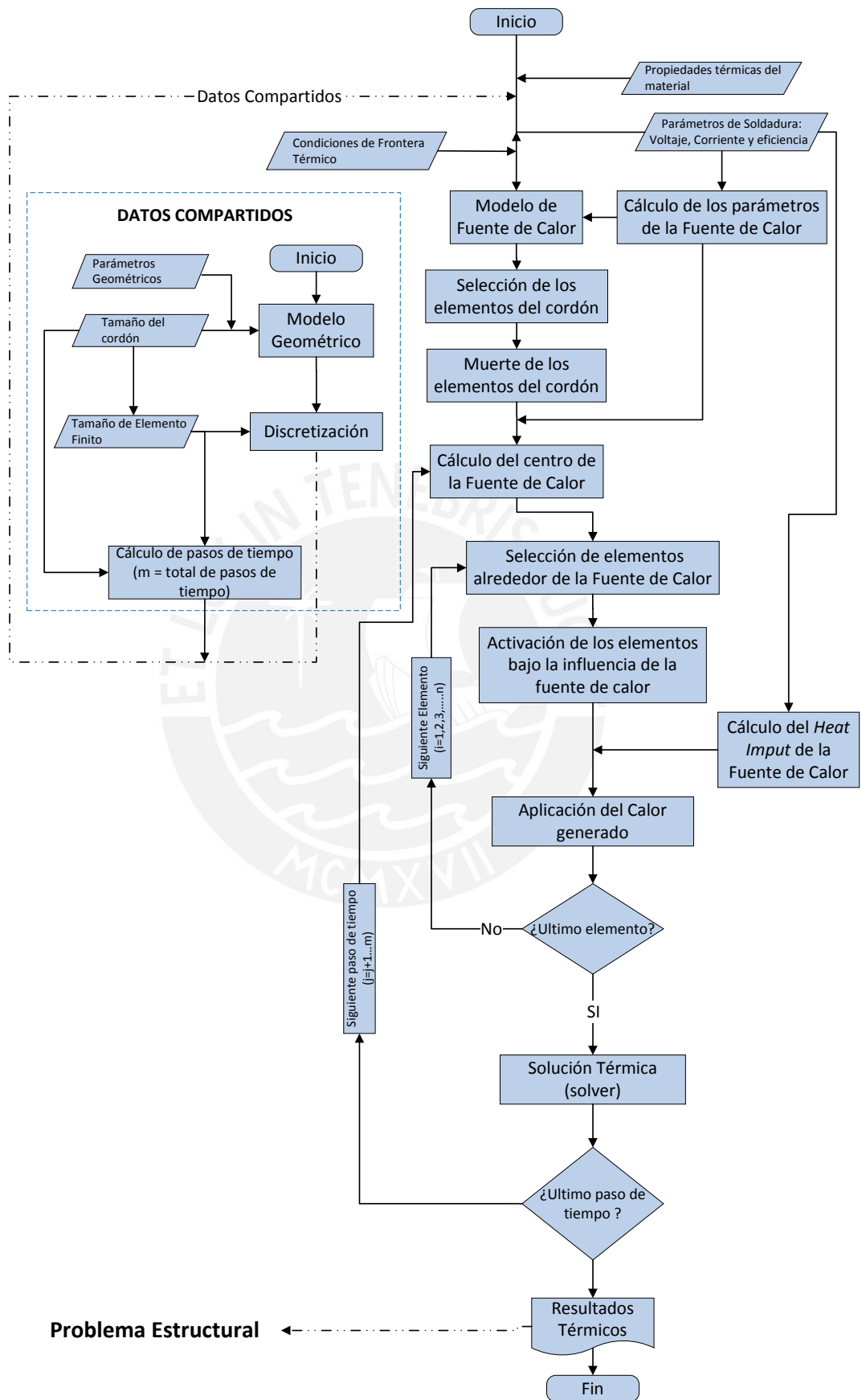


Figura 2.5: Estrategia de simulación para el análisis térmico.

El paso siguiente es definir el tipo de elemento finito que se utilizará en el análisis térmico. Para el caso particular del problema térmico, se considerará un tipo de elemento que permita un análisis transitorio. Además, que posea propiedades de conductividad térmica en las tres direcciones de los ejes coordenados. Esta particularidad de los elementos que conforman la malla del modelo geométrico hacen que interactúen los elementos en sus tres direcciones con los demás elementos vecinos.

Por otro lado, para determinar el comportamiento global de todo el modelo geométrico se requiere la solución de un gran número de ecuaciones, aplicando técnicas de álgebra matricial. El método de solución iterativa recomendado para la solución del problema térmico es el de *Newton-Raphson* con el *direct sparse matrix* como *solver*. Esta opción es usada para resolver problemas no lineales y reporta una mejora en la convergencia⁵ a diferencia de otras opciones (Malik et al., 2008).

Finalmente, los resultados son mostrados en un mapa de colores, donde se puede visualizar diferentes matices en la superficie que representan los valores de temperatura. Una de las ventajas al momento de revisar los resultados es la visualización de los perfiles de temperatura en cualquier instante del tiempo, incluso en la etapa de enfriamiento. Esto es de gran ayuda al momento de realizar un trabajo integral de calibración del modelo computacional, donde se puede colocar un juego de termocuplas para la medición de temperaturas en puntos específicos de la junta soldada y, de forma análoga, se puede seleccionar los nodos ubicados en la misma posición del juego de termocuplas del modelo numérico para obtener un perfil de temperaturas. Ambas tomas de resultados pueden ser comparadas y ajustadas las veces que se crean necesarias hasta calibrar el modelo.

2.2.1. Propiedades térmicas del material

Cuando se realizan estudios y trabajos referidos a la modelación del proceso de soldadura, uno de los mayores retos consiste en establecer, con la mayor precisión posible, las propiedades mecánicas y físicas termo-dependientes del material. En muchas ocasiones esta información no está disponible de forma completa; vale decir, la termo-dependencia del material desde temperatura ambiente hasta la temperatura de fusión (Pozo Morejón et al., 2009).

La ley básica de la conducción de calor de Joseph Fourier, establece que: “la tasa de transferencia de calor por conducción en una dirección dada es proporcional al área normal a la dirección del flujo de calor y al gradiente de temperaturas en esa dirección

⁵Se entiende por convergencia de un método numérico a la garantía de que, al realizar un buen número de repeticiones (iteraciones), las aproximaciones obtenidas terminan por acercarse cada vez más al verdadero valor buscado.

y puede ser expresada con la ecuación 2.1 (Cengel et al., 2011).

$$Q_x = -kA \frac{\partial T}{\partial x} \quad (2.1)$$

donde:

Q_x es la tasa de flujo de calor a través del área A en la dirección x positiva.

k : Conductividad térmica.

A : Área de sección transversal a la transferencia de calor.

$\partial T/\partial x$: Gradiente de temperatura.

Considerando las tres direcciones de los ejes rectangulares, se obtiene la ecuación general de conducción de calor como se muestra en la ecuación 2.2.

$$\rho(T)c(T) \frac{\partial T}{\partial t} = q + \frac{\partial}{\partial x} \left[K_x(T) \frac{\partial T}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[K_y(T) \frac{\partial T}{\partial y} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[K_z(T) \frac{\partial T}{\partial z} \right] \quad (2.2)$$

donde:

$\rho(T)$: Representa la densidad del material como propiedad termo-dependiente.

$c(T)$: Calor específico.

q : Calor generado por unidad de volumen.

$K_x(T), K_y(T), K_z(T)$: Coeficientes de conductividad térmica en las tres direcciones.

T : Temperatura.

t : Tiempo.

2.2.1.1. Densidad

La densidad de un material se define como la relación entre masa y volumen o masa por unidad de volumen. Es una medida de cuánto material tiene un objeto en una unidad de volumen (metro cúbico o centímetro cúbico). La densidad es esencialmente una medida de cuán apretada está la materia. El principio de densidad fue descubierto por el científico griego Arquímedes.

En el caso particular de los aceros, el incremento o disminución del volumen dependen de la temperatura. El valor de la densidad varía ligeramente, aproximadamente entre $\pm 13\%$ en el rango de temperaturas entre los 20-1100 °C. Según las investigaciones realizadas por Richeter, la densidad de los aceros pueden ser estimadas usando las siguientes expresiones de la ecuación 2.3 y 2.4 (Richter, 1973).

- Para aceros no aleados y de baja aleación

$$\rho_x = \rho_{20} - 0,36 \cdot T_x \quad (2.3)$$

- Para aceros austeníticos Cr-Ni y otros aceros de alta aleación:

$$\rho_x = \rho_{20} - 0,45 \cdot T_x \quad (2.4)$$

Por otro lado, la gráfica de la Tabla 2.2 ilustra la variación de la densidad de un acero al carbono. Se puede observar que la diferencia de la densidad entre los 0 y 1500 °C es menor al 10%. Es por tal motivo que esta propiedad termo-dependiente de la temperatura, puede ser considerada constante para un análisis por FEM.

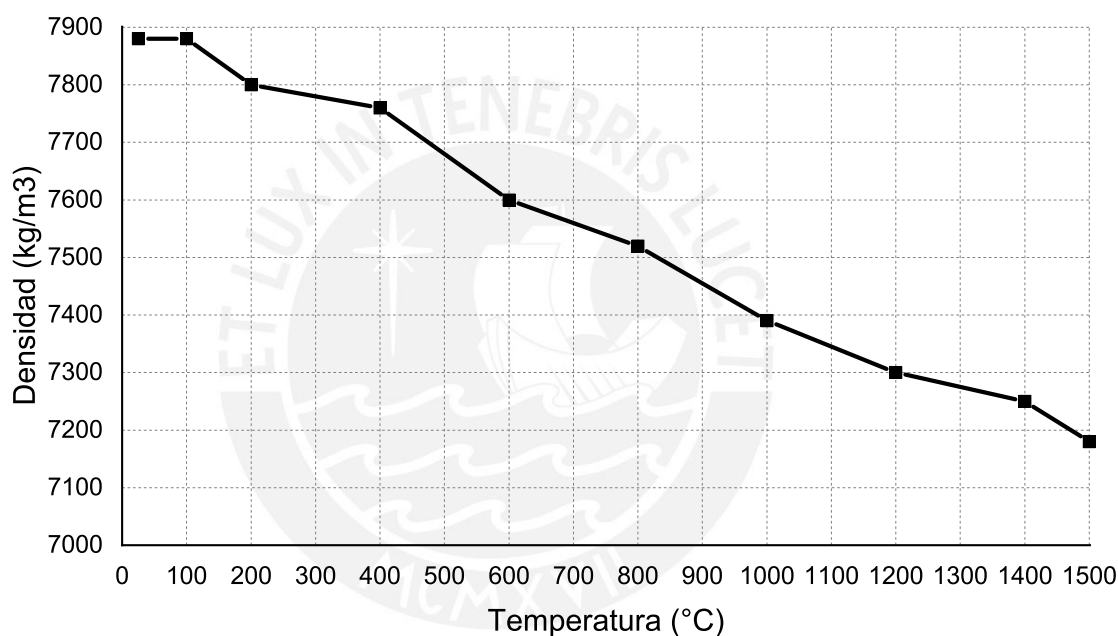


Tabla 2.2: Densidad termo-dependiente del ASTM A36 (Jeyakumar et al., 2013).

Temperatura [°C]	25	100	200	400	600	800	1000	1200	1400	1500
ρ [kg/m³]	7880	7880	7800	7760	7600	7520	7390	7300	7250	7180

2.2.1.2. Conductividad térmica

Cuando un cuerpo sólido presenta un gradiente de temperatura entre el área de superficie y el medio que lo rodea, el único mecanismo posible de transmisión de calor es la conducción. El calor se transmite de la región de mayor temperatura a la de menor temperatura, debido al movimiento cinético o el impacto directo de las moléculas como es el caso de los fluidos en reposo o por arrastre de los electrones como sucede en los metales.

Se puede considerar que la conductividad térmica del acero al pasar a la zona líquida, es de alrededor de dos a cinco veces el valor que presenta cuando está en la fase sólida (Andersson, 1978). Asimismo, se debe considerar un incremento en los valores de esta propiedad al superar la temperatura de fusión para compensar la transferencia de calor por convección, en el charco de soldadura. A continuación, se muestra en la Tabla 2.3 la variación de la conductividad térmica de un acero de bajo contenido carbono, cuando la temperatura del material se incrementa.

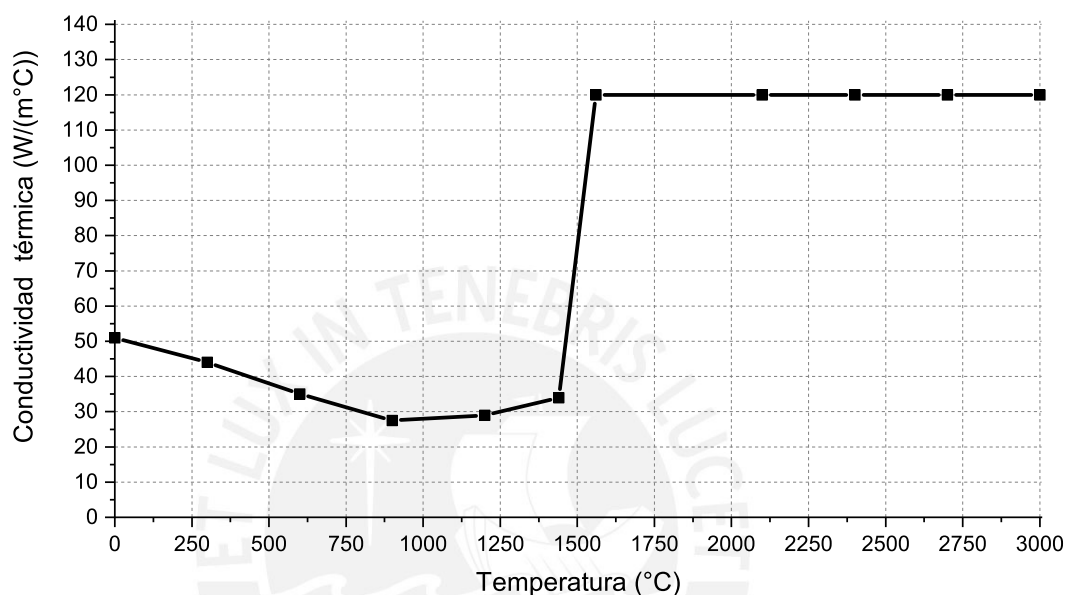


Tabla 2.3: Conductividad térmica (Awang, 2002).

Temperatura [°C]	0	600	900	1200	1440	1560	1800	2100	2400	2700
k [W/m-°C]	51	35	27.5	29	34	120	120	120	120	120

2.2.1.3. Calor específico.

El calor específico está definido como la cantidad de calor requerido, como magnitud física, a la unidad de masa de una sustancia para aumentar la temperatura en una unidad. Además, el calor específico es un parámetro que depende del material y relaciona el calor que se proporciona a una masa determinada de una sustancia con el incremento de temperatura (Davies, 1992) y puede ser expresado por la ecuación 2.5. En la Tabla 2.4, se tabula los valores del calor específico de un acero de bajo contenido de carbono, dependiente de la temperatura.

$$Q = m \int_{t_i}^{t_f} c dT \quad (2.5)$$

Donde: Q es el calor aportado al sistema, m es la masa del sistema, c es el calor específico del sistema, t_i y t_f son temperatura inicial y final del sistema, dT diferencia

de temperaturas.

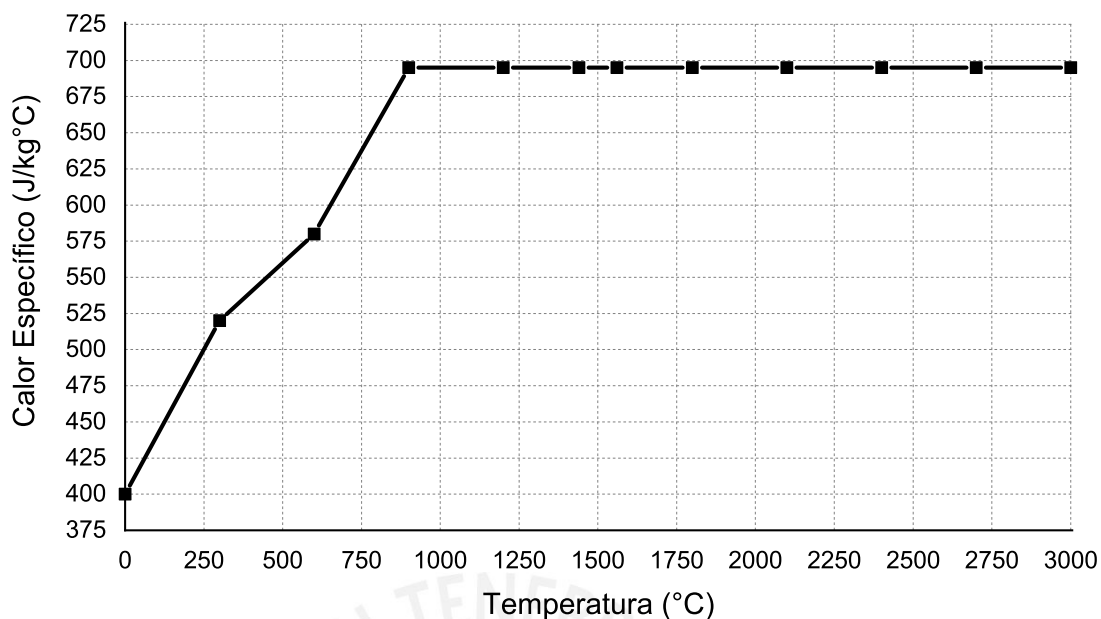


Tabla 2.4: Calor Específico (Awang, 2002).

Temperatura [°C]		0	600	900	1200	1440	1560	1800	2100	2400	2700
Q [J/kg-°C]		400	580	695	695	695	695	695	695	695	695

2.2.2. Cálculo de los parámetros de soldadura

En esta sección del trabajo se determinan los parámetros de soldadura tales como; voltaje, amperaje, eficiencia del proceso, velocidad de soldadura, etc.

Los parámetros de voltaje y amperaje, generalmente son determinados según la experiencia del soldador y las necesidades que se presentan en campo; sin embargo, también es posible determinar estos parámetros según las recomendaciones de fichas técnicas de los electrodos comerciales. El electrodo E7018, por ejemplo, es recomendado para soldaduras de tuberías a vapor, calderas de alta presión, piezas de maquinaria pesada y en las instalaciones de la industria petrolera, petroquímica y minera. La ficha técnica de este electrodo presenta sus principales características como son: el diámetro del electrodo, dependiendo de la sección del cordón de soldadura que se desea cubrir, además de rangos de voltajes y amperajes, propiedades mecánicas y el análisis químico del material depositado. El detalle de la ficha técnica se puede apreciar en el anexo al final del documento.

2.2.3. Determinación de los parámetros de Goldak

El modelo de la doble elipsoide propuesta por John A. Goldak será empleado en el presente trabajo. Como se observa en la Figura 2.6 la geometría esta delimitada por

cuatro variables, a , b , c_1 y c_2 . Con el fin de determinar las cuatro variables se presenta dos alternativas. La primera, realizar mediciones experimentales de un charco de soldadura, para un determinado *heat input*, y tomar registro de los valores indicados. La segunda, es determinar los parámetros de la doble elipsoide de manera analítica, aplicando el método propuesto por Christensen. Relacionando el *heat input* con parámetros operativos como son: la velocidad de soldadura, la difusividad térmica media del acero, el voltaje, la corriente, la capacidad térmica volumétrica del material, etc (Christensen et al., 1965).

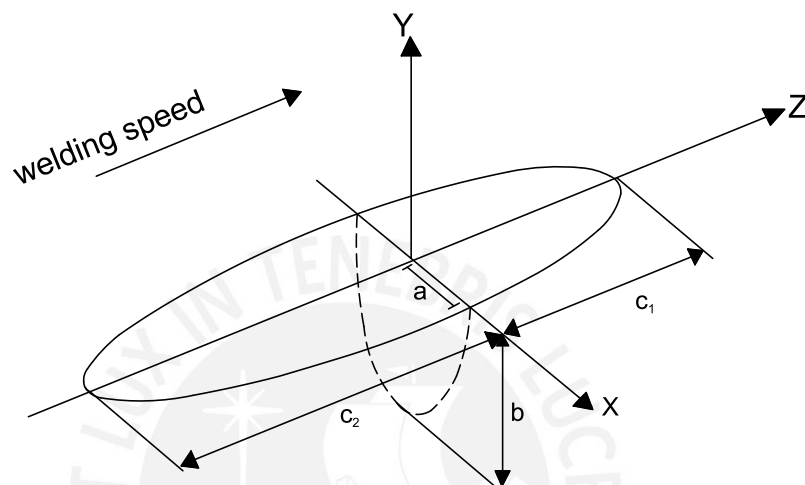


Figura 2.6: Modelo de doble elipsoide propuesto por John Goldak (Lindgren, 2014).

2.2.3.1. Método Experimental

En caso se cuente con una geometría definida del charco de soldadura, de un determinado *heat input* en un acero al carbono, se pueden realizar las mediciones de forma directa mediante fotografías. La Figura 2.7 ilustra las mediciones tomadas de los experimentos de Azar en la zona de fusión para poder obtener las variables c_1 y c_2 que se mostró en la Figura 2.6 (Azar et al., 2012).

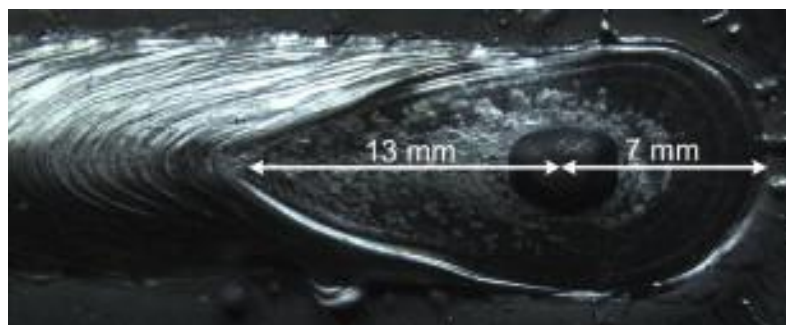


Figura 2.7: Calibración de la parte frontal y posterior en base de la geometría de un cráter final de soldadura (Azar et al., 2012)

Por otra parte, también, se puede tomar las medidas del ancho y la profundidad del charco de soldadura mediante un registro fotográfico. La Figura 2.8 se tomó como

referencia del trabajo realizado por Nguyen, donde calibra los parámetros del modelo de la doble elipsoide experimentalmente (Nguyen et al., 2004).

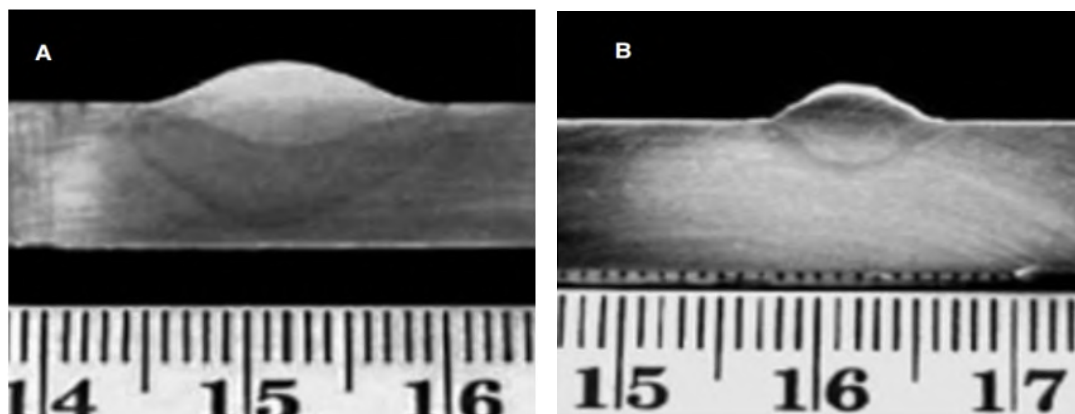


Figura 2.8: Macrografías de una muestra de soldadura A y B : Secciones transversales del cordón de soldadura (Nguyen et al., 2004).

2.2.3.2. Método Christensen

A carencia de datos experimentales, una alternativa para poder determinar los parámetros del modelo de la doble elipsoide, es calcular las variables mostradas en la Figura 2.6 de forma analítica. El método de Christensen básicamente define un parámetro operativo no dimensional y sistemas de coordenadas no dimensionales para relacionarlas entre ellas y estimar las dimensiones del charco de soldadura. El procedimiento propuesto por el autor se detalla a continuación (Christensen et al., 1965):

Primero: Se debe calcular un parámetro operativo constante η con la ecuación 2.6.

$$\eta = \frac{Q \cdot V_{av}}{4 \cdot \pi \cdot \alpha^2 \cdot \rho \cdot C_p \cdot (T_f - T_p)} \quad (2.6)$$

donde:

Q : Potencia Efectiva del arco $Q = \eta \cdot V \cdot I$ (J/s)

I : Intensidad de corriente (I).

V : Voltaje (V).

V_{av} : Velocidad de avance (m/s).

T_p : Temperatura inicial del acero (K).

T_f : Temperatura de fusión del acero (K).

$\rho * C_p$: Capacidad térmica volumétrica del material (J/m³K).

α : Difusividad térmica media del acero (m²/s).

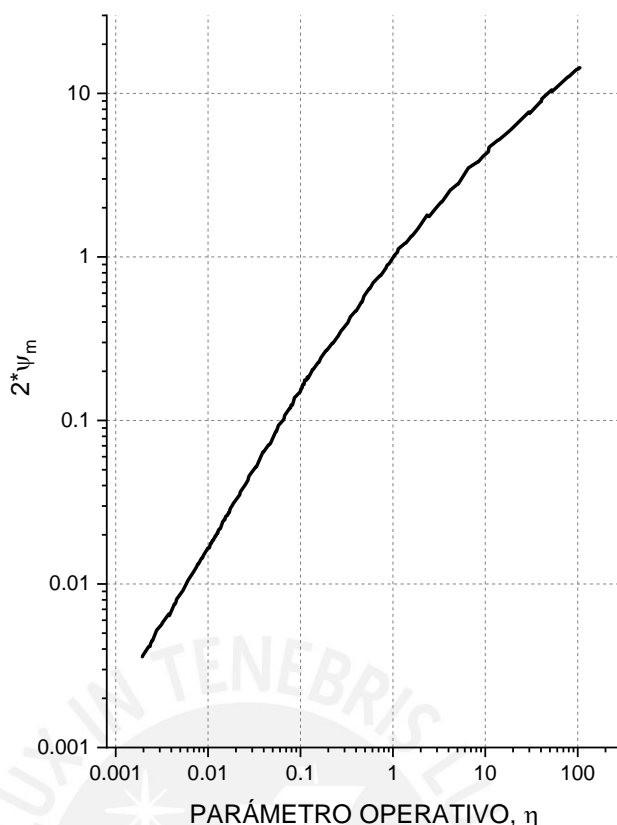


Figura 2.9: Gráfica η vs $2 \cdot \Psi_m$ (Christensen et al., 1965)

Segundo: Con el valor del parámetro operativo η y con la ayuda de la gráfica de la Figura 2.9 se procede a determinar $2 \cdot \Psi_m$. Posteriormente, se reemplaza $2 \cdot \Psi_m$ en la ecuación 2.7 y se halla el valor de b . Siendo b la profundidad de la doble elipsoide (ver Figura 2.6).

$$b = \frac{2 \cdot \Psi_m \cdot \alpha}{V_{av}} \quad (2.7)$$

Tercero: De forma análoga, con el parámetro operativo η y con la ayuda de la gráfica de la Figura 2.10 se procede a determinar ζ . A continuación, se reemplaza el valor de ζ en la ecuación 2.8 y se halla el valor de c . Siendo c el ancho de la doble elipsoide (ver Figura 2.6).

$$c = \frac{2 \cdot \zeta \cdot \alpha}{V_{av}} \quad (2.8)$$

Cuarto: Finalmente, utilizando un vez más el parámetro operativo η y con la ayuda de la gráfica de la Figura 2.11 se estiman los valores de λ'_1 y λ''_1 que permiten calcular los valores de c_1 y c_2 con ayuda de las ecuaciones 2.9 y 2.10 respectivamente. Siendo c_1 y c_2 la parte frontal y posterior de la doble elipsoide (ver Figura 2.6).

$$c_1 = \frac{2 \cdot \lambda'_1 \cdot \alpha}{V_{av}} \quad (2.9)$$

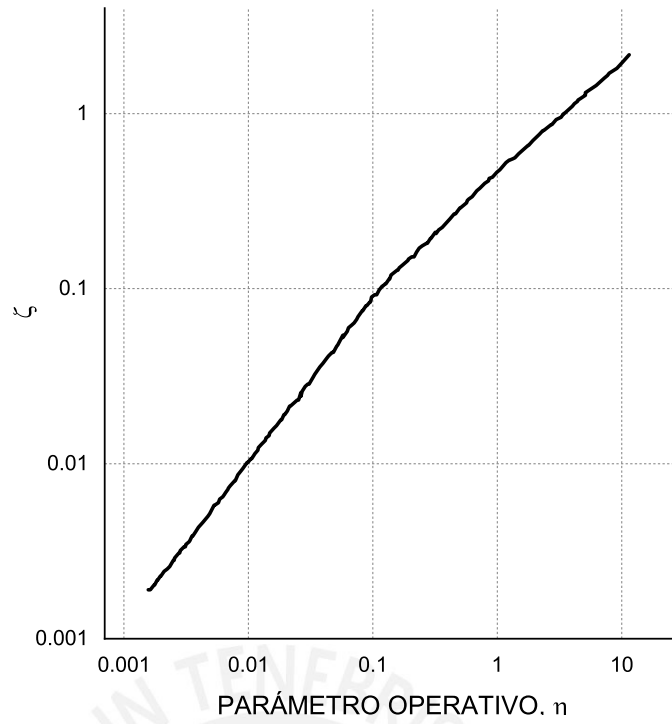


Figura 2.10: Gráfica η vs ζ (Christensen et al., 1965)

$$c_2 = \frac{2 \cdot \lambda_1'' \cdot \alpha}{V_{av}}$$

(2.10)

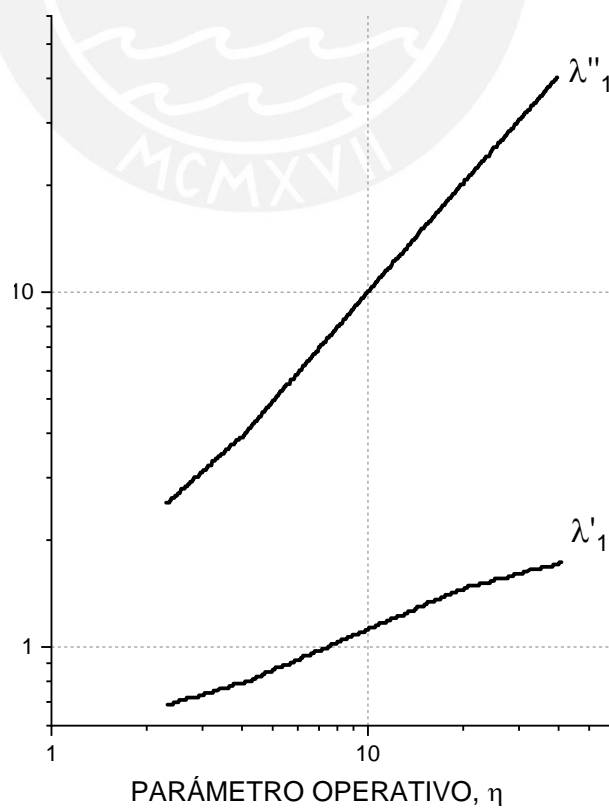


Figura 2.11: Gráfica η vs λ_1' y λ_1'' (Christensen et al., 1965)

2.2.4. Condiciones de frontera del problema térmico

La convección es el modo de transferencia de energía entre la superficie sólida y líquida o gas (el aire) que está en movimiento y comprende los efectos combinados de la conducción y el movimiento de fluidos. La transferencia de calor por enfriamiento se puede expresar como muestra la ecuación 2.11 (Cengel et al., 2011).

$$Q_{conv} = hA_s(T_s - T_\infty) \quad (2.11)$$

donde:

Q_{conv} : Calor por convección.

h : Coeficiente de transferencia de calor por convección.

A_s : Área superficial donde tiene lugar la transferencia de calor.

T_s : Temperatura de la superficie.

T_∞ : Temperatura del fluido suficientemente alejado de esta superficie.

La radiación es la energía emitida por la materia en ondas electromagnéticas (o fotones) y es el resultado de los cambios en las configuraciones electrónicas de los átomos o moléculas. A diferencia de la conducción y la convección, la transferencia de calor por radiación no requiere la presencia de un medio. La radiación es un fenómeno volumétrico y todos los sólidos, líquidos y gases emiten, absorben o transmiten radiación en diversos grados. La razón máxima de la radiación que se puede emitir desde una superficie a una temperatura termodinámica T_s puede ser expresada por la ley propuesta por Stefan-Boltzmann, como se muestra en la ecuación 2.12 (Cengel et al., 2011).

$$Q_{rad} = \varepsilon\sigma A_s T_s^4 \quad (2.12)$$

donde:

Q_{rad} : Calor emitido por radiación.

ε : Emisividad de la superficie .

σ : Coeficiente de Stefan-Boltzmann $5,67 \times 10^{-8} \quad [W/m^2 \cdot K^4]$

T_s : Temperatura de la superficie.

A_s : Área superficial donde tiene lugar la transferencia de calor.

La transferencia de calor por radiación hacia una superficie, rodeada por un gas como el aire, ocurre de manera paralela a la conducción o convección. Por lo tanto, la transferencia total de calor se determina con la suma de las contribuciones de ambos mecanismos, convección y radiación, en donde el resultado de esta suma se define por

sencillez como el coeficiente combinado de transferencia de calor, $h_{combinado}$, y puede ser relacionada como se muestra en la ecuación 2.13 (Cengel et al., 2011).

$$Q_{total} = Q_{conv} + Q_{rad} = h_{combinado} A_s (T_s - T_{\infty}) \quad (2.13)$$

$$h_{combinado} = h_{conv} + \varepsilon \sigma (T_s + T_{\infty})(T_s^2 + T_{\infty}^2) \quad (2.14)$$

La Tabla 2.5 muestra la variación de los valores de coeficiente combinado de convección y radiación termo dependientes de la temperatura de un acero al carbono.

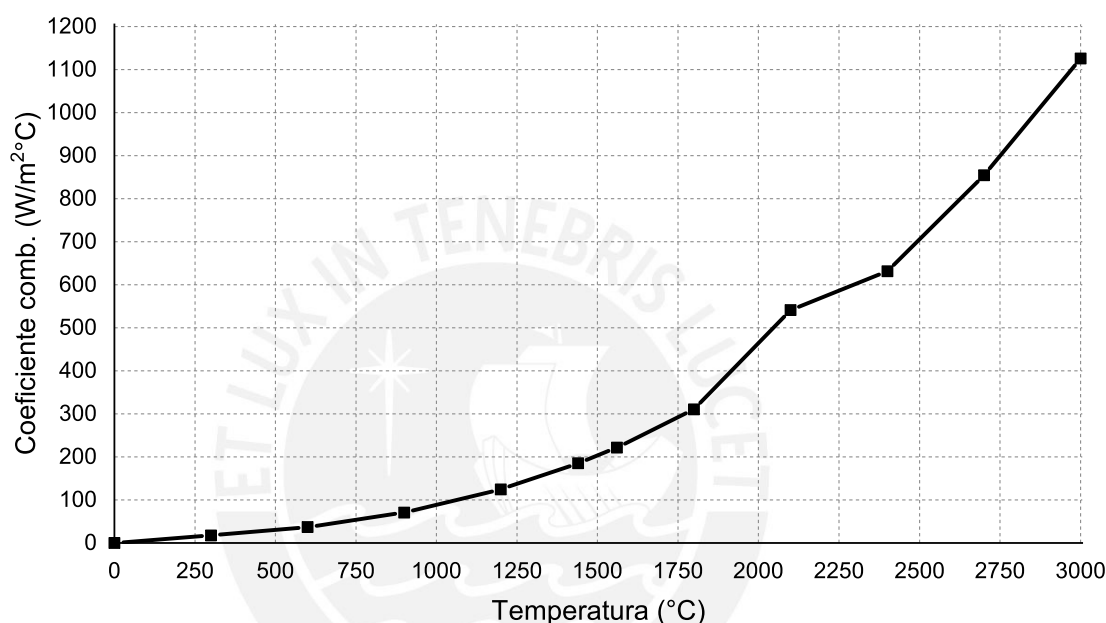


Tabla 2.5: Coeficiente combinado de convección y radiación.

Temperatura [°C]		0	600	900	1200	1440	1560	1800	2100	2400	2700
h_{Comb} [J/kg-°C]		0	36	70	124	185	222	310	541	631	854

Finalmente, se debe considerar una convección natural entre la superficie y el ambiente para las condiciones antes mencionadas. Esta condición de frontera puede ser expresada con la ecuación 2.13. En donde, la radiación y la transferencia de calor por convección son dependientes de la temperatura. Esta condición de contorno, en donde las propiedades térmicas del material varían respecto a la temperatura, se transforma a una condición de frontera no lineal (Goldak and Akhlaghi, 2006).

2.2.5. Técnica para la deposición del material de aporte

La técnica de *birth and death*, es aplicada generalmente cuando se realiza estudios donde el material es añadido y quitado del sistema, como en los procesos de excavación, etapas de construcción, etc. En el presente trabajo, se depositará un material de aporte

para unir diferentes elementos. Por tal motivo, se recomienda el uso de la técnica como buena practica en la simulación de procesos de soldadura.

La técnica de *birth and death* consiste en asignar a las propiedades del material valores muy cercanos al cero; esto con el fin, de simular la no presencia de los elementos en el sistema. Este proceso se le denomina muerte o desactivación de elementos. En contraste, al proceso de re-asignar las propiedades térmicas del material, se denomina vida o activación de los elementos.

2.3. Análisis estructural de la junta soldada

En el análisis del problema estructural, al igual que en el análisis del problema térmico, se desarrollan en una serie de etapas con el fin de obtener los desplazamientos y tensiones residuales. El análisis comienza con el pre-procesamiento, continua con el proceso de calculo y finaliza con la visualización de los resultados en el post-procesamiento. En la Figura 2.12, se ilustra el diagrama de flujo con la secuencia lógica que permite la solución del problema estructural e involucra, además, la información compartida con el problema térmico.

Como se mencionó en la primera parte del capitulo, existe información compartida para el análisis térmico y para el análisis estructural. Al igual que en el análisis térmico, el pre-procesamiento es el punto de partida para el inicio del análisis estructural. Primero, se reanuda el ultimo paso de tiempo del problema térmico, para luego cambiar los grados de libertad térmicos sin modificar la distribución de los elementos. Se definen, además, las propiedades mecánicas del material, estas dependientes de la temperatura, de manera análoga que en el análisis térmico. Adicionalmente, se estudia y se selecciona un modelo reológico⁶ para conferir un comportamiento acorde con el proceso de soldadura, que sea capaz de asemejar un comportamiento termo-elasto-plástico. Por otro lado, se define condiciones iniciales o condiciones de contorno estructurales, que por lo general restringen el movimiento en alguno o varios de sus ejes coordenados. Los perfiles de temperatura hallados en el análisis térmico son definidos en el análisis estructural como carga térmica. La historia térmica, donde se presentan los cambios de temperaturas, contribuye a la distorsión del elemento a través de la expansión y contracción volumétrica a la que está sometida el modelo. Adicionalmente, se emplea la técnica de *birth and death* para la activación de los elementos cuando estos se encuentren cercanos a la temperatura de fusión del material.

⁶La reología es la parte de la física que estudia la relación entre el esfuerzo y la deformación en los materiales que son capaces de fluir.

ANÁLISIS ESTRUCTURAL

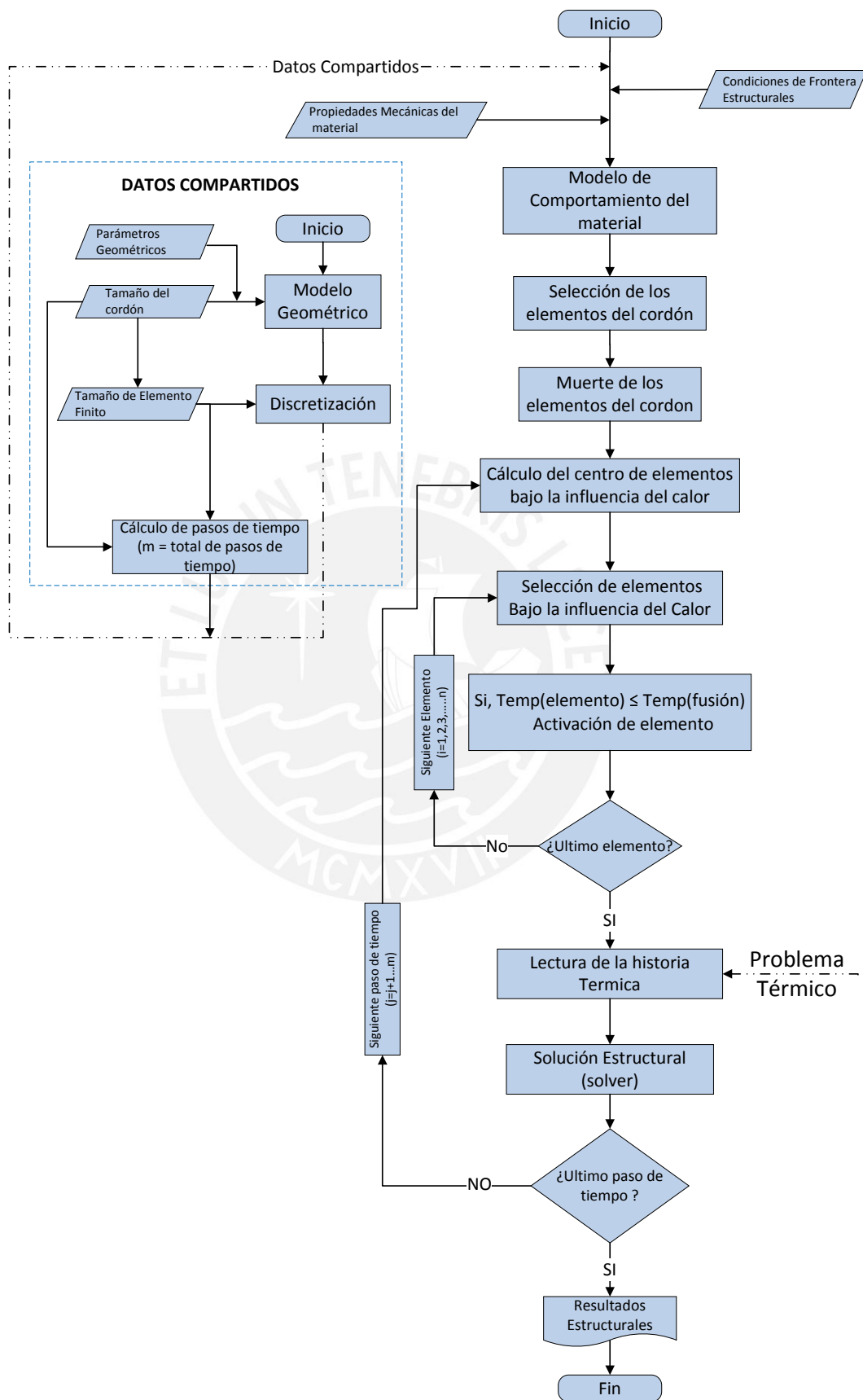


Figura 2.12: Estrategia de simulación para el análisis estructural.

En la etapa de calculo, se hace uso de las ecuaciones de equilibrio estático, las ecuaciones constitutivas de esfuerzo-deformación y las ecuaciones que relacionan la compatibilidad de la geometría. Dichas ecuaciones son aplicables solo en el rango elástico del material tal como se ilustra en la Figura 2.13, donde se define claramente, una rama elástica y la otra elasto-plástica.

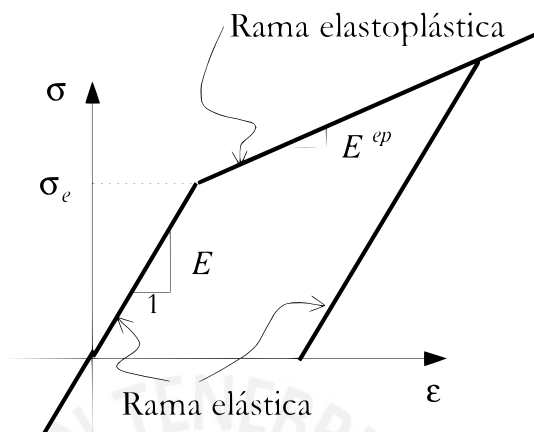


Figura 2.13: Diagrama σ vs ε para un modelo elasto-plástico (Malik et al., 2008).

Finalmente, los resultados son mostrados en un mapa de colores, donde se puede visualizar los resultados estructurales de tensiones y desplazamientos residuales. Las tensiones residuales en la soldadura son el resultado del calentamiento y posterior enfriamiento no homogéneo del material durante el proceso de soldadura. El calentamiento y enfriamiento involucra deformaciones suficientemente grandes que ya no se consideran dentro del rango elástico, por este motivo estas deformaciones que superan el rango elástico se consideran deformaciones dentro del rango plástico.

2.3.1. Propiedades mecánicas del material

Las propiedades mecánicas son características inherentes, que permiten diferenciar un material de otro. Describen el comportamiento de un material ante las fuerzas aplicadas sobre él. A continuación se describen las más importantes para una correcta simulación del proceso de soldadura.

2.3.1.1. Módulo de elasticidad

La ley de Hooke establece que el alargamiento unitario que experimenta un material elástico es directamente proporcional a la fuerza aplicada sobre el mismo. Siguiendo este enfoque, en los problemas uniaxiales se postula que existe una proporcionalidad entre el esfuerzo σ y deformación ε , a través de una constante de proporcionalidad denominada módulo de elasticidad E . La ecuación que relaciona el esfuerzo y

deformación con el modulo de *Young* se puede expresar como se muestra en la ecuación 2.15 (Olivella and de Saracíbar Bosch, 2002).

$$\sigma = E \cdot \varepsilon \quad (2.15)$$

La proporción que existe entre el esfuerzo y la deformación, a una temperatura constante, es el modulo de *Young*; sin embargo, en un proceso de soldadura las temperaturas cambian radicalmente generando una disminución del modulo de *Young*. En el gráfico de la Tabla 2.6 se observa como el modulo de elasticidad de un acero al carbono, tiene una disminución significativa de su valor, entre el rango de temperaturas de 1000 °C y 1500 °C. Por otra parte, Hansen reporta dificultades para la medición de esta propiedad a elevadas temperaturas (Hansen, 2003).

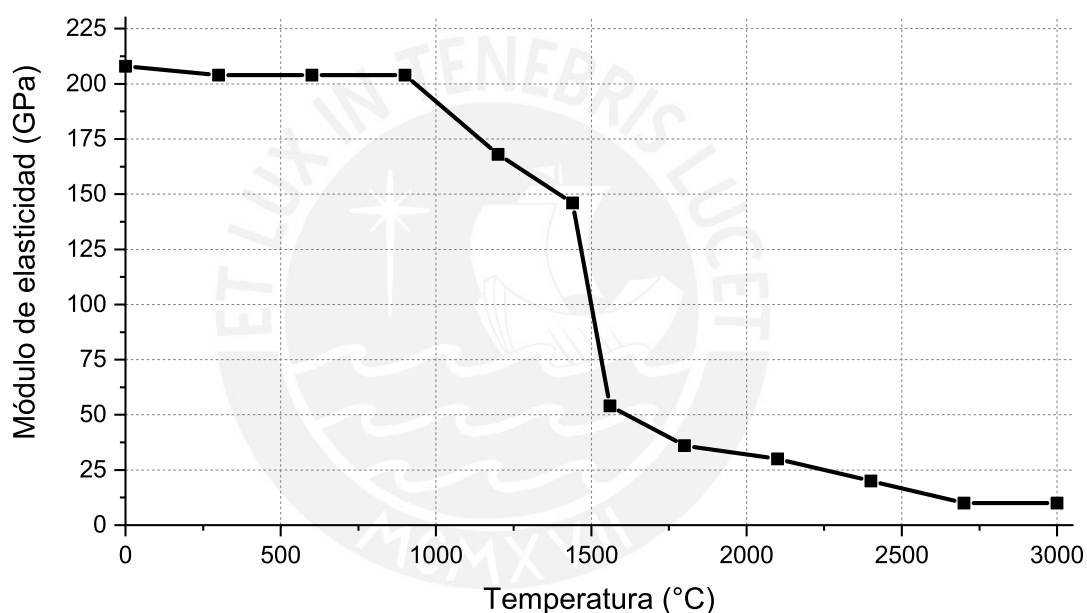


Tabla 2.6: Modulo de Young (Awang, 2002).

Temperatura [°C]	0	600	900	1200	1440	1560	1800	2100	2400	2700
E [GPa]	208	204	204	168	146	54	36	30	20	10

2.3.1.2. Coeficiente de Poisson

En la mayoría de los metales se produce una elongación debido a la tensión aplicada de forma transversal o longitudinal. Se generan contracciones volumétricas y varían su forma respecto a sus dimensiones originales. La mayoría de los metales tiene un rango del coeficiente de Poisson entre 0.26-0.28 a temperatura ambiente; sin embargo, este comportamiento varía cuando se incrementa la temperatura del material. La gráfica de la Tabla 2.7, ilustra el incremento aproximado del 0.02 desde la temperatura ambiente hasta los 3000 °C (Hansen, 2003).

En resumen, el valor del coeficiente de Poisson es una relación de la magnitud de la deformación lineal elástica en una dirección determinada y contraria a la dirección de la carga, que puede ser expresada según la ecuación 2.16.

$$\nu = -\frac{\varepsilon_{trans}}{\varepsilon_{long}} \quad (2.16)$$

Donde, ν : Coeficiente de Poisson, $-\varepsilon_{trans}/\varepsilon_{long}$: Relación entre la deformación transversal y longitudinal.

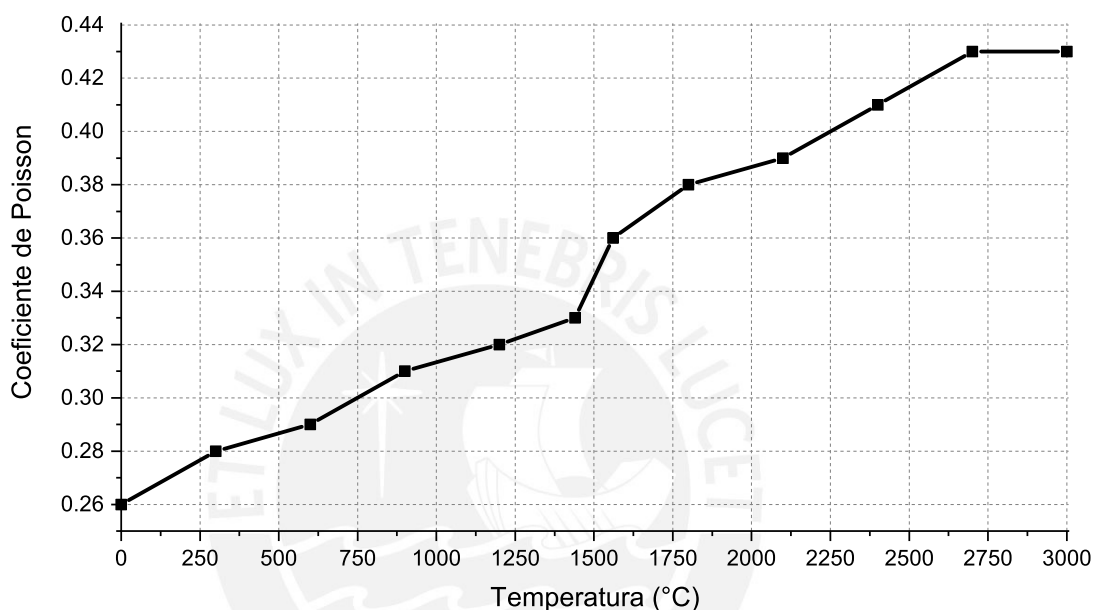


Tabla 2.7: Coeficiente de Poisson (Awang, 2002).

Temperatura [°C]	0	600	900	1200	1440	1560	1800	2100	2400	2700
ν	0.26	0.29	0.31	0.32	0.33	0.36	0.38	0.39	0.41	0.43

2.3.1.3. Coeficiente de expansión térmica

Cuando existe una diferencia de temperaturas entre la superficie de un cuerpo y el medio ambiente, y esta diferencia es muy grande, el cuerpo puede presentar cambios en su volumen. Este fenómeno es conocido como la expansión o contracción volumétrica. Si la temperatura aumenta, el cuerpo sufre una expansión volumétrica; por el contrario, cuando se presenta una disminución abrupta de temperatura, se produce una contracción volumétrica. Adicionalmente, la proporcionalidad entre la variación de temperatura y la variación del volumen se le conoce como coeficiente de expansión térmica α y la expresión que relaciona esta variación de volumen respecto a la temperatura se muestra en la ecuación 2.17 (Hansen, 2003).

$$\frac{\Delta V}{V} = 3 \cdot \alpha \cdot \Delta T = \beta \cdot \Delta T \quad (2.17)$$

Donde: ΔV : Variación volumétrica, α : Coeficiente de dilatación lineal, ΔT : Variación de la temperatura, β : Coeficiente de dilatación volumétrica.

El coeficiente de expansión térmica y, en cierta medida, el calor específico por unidad de volumen, desempeñan los papeles más importantes de las propiedades térmicas del material. Al momento de determinar la contribución térmica al vector de carga en el sistema mecánico (Hansen, 2003).

Como se observa en la gráfica de la Tabla 2.8 el coeficiente de expansión térmica de un acero al carbono, incrementa su valor con la temperatura. Este comportamiento será de utilidad al momento de predecir las deformaciones residuales al final del proceso de soldadura.

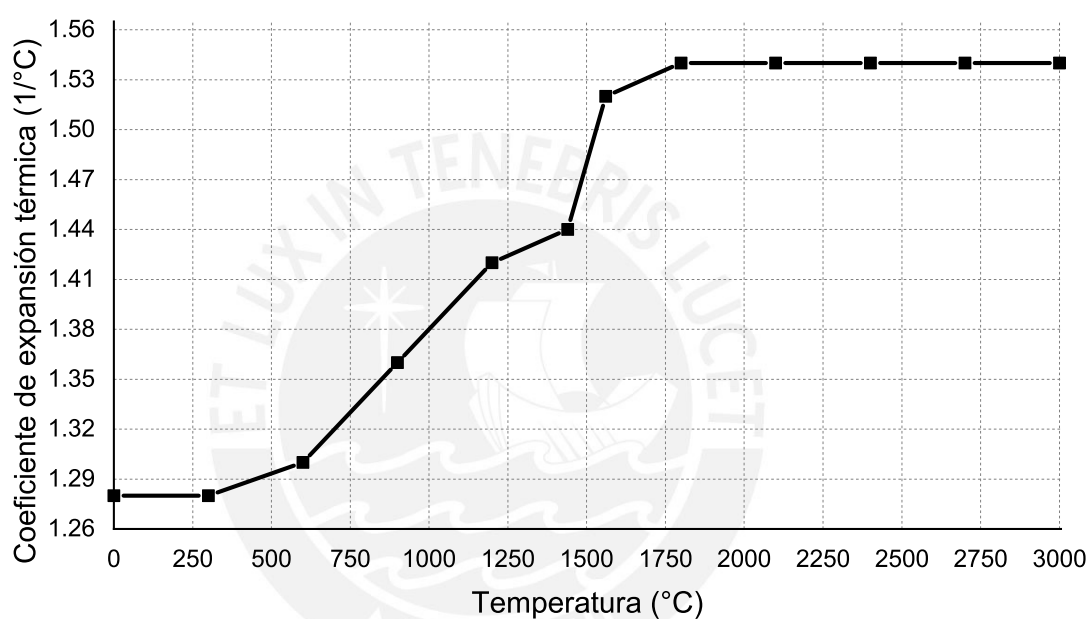


Tabla 2.8: Coeficiente de expansión térmica (Awang, 2002).

Temperatura [°C]		0	600	900	1200	1440	1560	1800	2100	2400	2700
α [1/°C]		0.26	0.29	0.31	0.32	0.33	0.36	0.38	0.39	0.41	0.43

2.3.1.4. Esfuerzo de fluencia

El límite de fluencia, también conocido como límite elástico, es el límite máximo de esfuerzo que se puede aplicar a un material sin causar deformación plástica. En el diseño estructural de ingeniería, el límite elástico es muy importante, por ejemplo, al diseñar un componente, este debe soportar la fuerza incurrida durante su uso, y el componente no debe deformarse. En aplicaciones de diseño, el límite elástico se usa a menudo como un límite superior para la tensión permisible que se puede aplicar.

El límite elástico es inversamente proporcional a la temperatura, la relación se aproxima razonablemente por una línea recta. La dependencia de la temperatura varía con la composición química del material. Así se puede observar en el gráfico de la Tabla 2.9,

que para un acero de bajo contenido de carbono, el esfuerzo de fluencia disminuye al ser sometido a un incremento de temperatura. El esfuerzo de fluencia decrece de forma considerable alrededor de los los 800-1000 °C (Hansen, 2003).

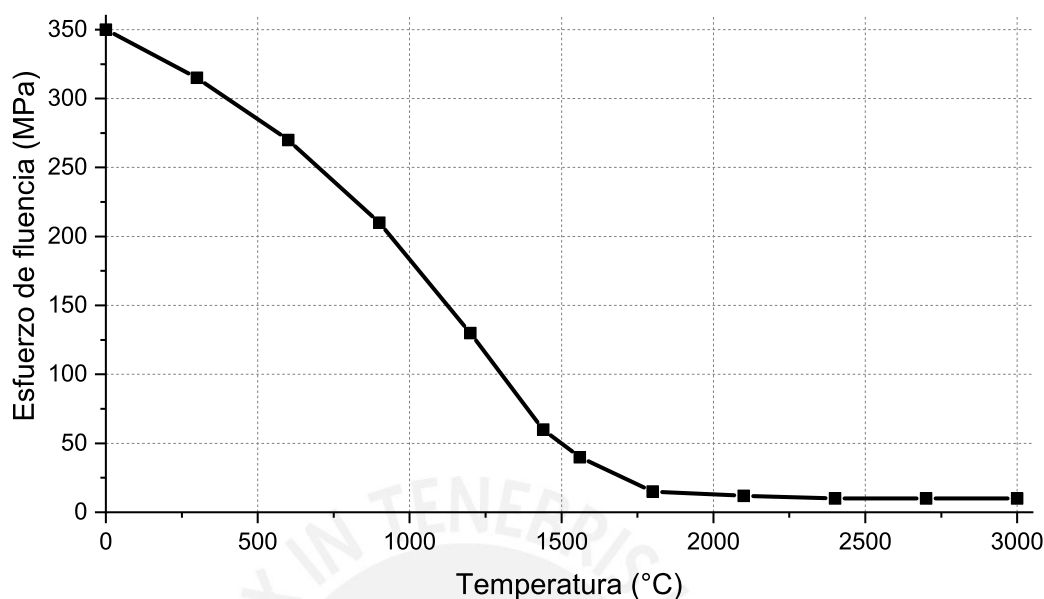


Tabla 2.9: Esfuerzo de fluencia (Awang, 2002).

Temperatura [°C]		0	600	900	1200	1440	1560	1800	2100	2400	2700
σ [MPa]		350	270	210	130	60	40	15	12	10	10

Por otro lado, el límite de fluencia es un punto bisagra donde se puede apreciar dos comportamientos claramente marcados: un elástico y el otro plástico. Modelar el comportamiento del material, dividiéndolo en una zona de comportamiento elástico y en otra de comportamiento plástico, es una buena práctica que se recomienda en la literatura especializada; sin embargo, la división del comportamiento, en una zona elástica y en otra plástica, genera dos pendientes diferentes. La primera, una recta que obedece al valor del módulo de *Young*. La segunda, otra recta que además de obedecer al valor del módulo de *Young*, se le agrega una variable conocida como el parámetro de endurecimiento. Esta no linealidad en los tramos elástico y plástico genera un costo computacional alto.

Adicionalmente, las curvas de esfuerzo deformación para el modelo bilineal elasto-plástico perfectamente plástico, son también, dependientes de la temperatura y se pueden graficar como se muestra en la Figura 2.14. Las cinco curvas que se muestran en la figura se componen por dos rectas, una con pendiente positiva y la otra con pendiente igual a cero. Cada una de las rectas representa el comportamiento del esfuerzo de fluencia para diferentes temperaturas.

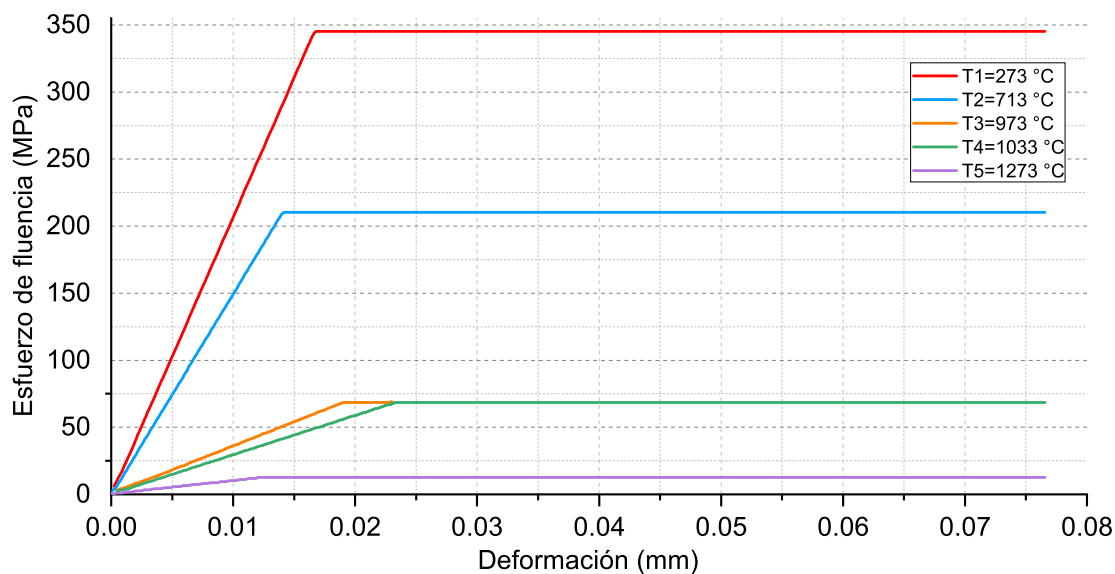


Figura 2.14: Esfuerzo-deformación para diferentes temperaturas.

2.3.2. Condiciones de frontera del problema estructural

Las condiciones de frontera para la solución del problema estructural, consiste en establecer las restricciones de movimiento de los nodos asociados a las superficies, vértices o aristas del sólido en estudio. Cabe resaltar, que las condiciones de frontera usadas con frecuencia en este tipo de análisis son: la restricción de desplazamiento y de rotación de nodos. En la primera, se limita el movimiento de los nodos en los ejes de coordenadas cartesianas. En la segunda, se limita el movimiento angular de los nodos sobre un sistema de coordenadas polares. Adicionalmente, en el caso particular del proceso de soldadura, los apuntalamientos y el embridamiento de las juntas, se realizan para darle una mayor estabilidad y/o reforzar la estructura. Estos arreglos también son considerados como condiciones de frontera. Finalmente, establecer adecuadas condiciones de frontera son de vital importancia para poder calcular los desplazamientos producidos por el aporte de calor.

La Figura 2.15 ilustra las representaciones gráficas de las condiciones de frontera en una junta en T (ver Figura 2.15 (a)) y de una carcasa de caja reductora (ver Figura 2.15 (b)). En el primer caso se restringe el movimiento en los ejes coordenados y en el segundo, se embrida la base de la carcasa reductora con el fin de evitar desplazamientos excesivos. Para el primer caso, de la junta en T, los vértices de la base se restringen en el eje y , esta condición asegura que el sólido no quede flotando y tenga un nivel de referencia. Por otra parte, la Figura 2.15 (b) muestra las condiciones iniciales de sostén de una carcasa de caja reductora antes de iniciar con el proceso de soldadura. Este tipo de arreglo se utiliza para evitar grandes desplazamientos de los elementos de la estructura. La idea de restringir el movimiento embridando la estructura, es asegurar que no exista

desplazamientos excesivos. Además de asegurar la unión de la juntas en todo el proceso de simulación. El desplazamiento excesivo se traduce en defectos de soldadura como son: la falta de fusión, penetración incompleta, etc. Por otra parte, asegurar la unión de la junta, restringiendo el movimiento en los tres ejes, es de gran ayuda para evitar las no convergencias por excesivas distorsiones en los elementos que constituyen el modelo geométrico.

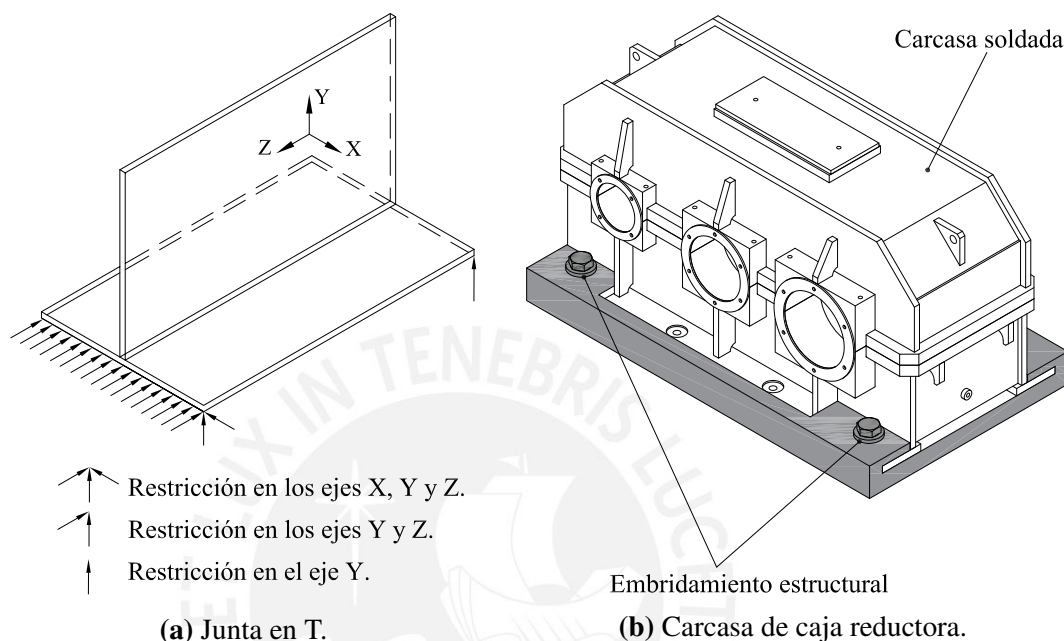


Figura 2.15: Condiciones de frontera estructurales.

2.3.3. Técnica para la deposición del material de aporte

La técnica de deposición de material, al igual que en el análisis térmico, consiste en multiplicar las propiedades mecánicas por un valor muy cercano a cero o “darles muerte” de forma temporal y “activarlas” según sea conveniente. Respecto a este punto, no existe mucha información relevante, de cuando es un buen momento para “activar” los elementos y realizar el calculo estructural. Algunos investigadores advierten que existen dificultades con la técnica de *birth and death* y reportan sobre la posibilidad de problemas de excesiva distorsión en el análisis mecánico y dan algunas recomendaciones para la activación de los elementos (Malik et al., 2008) y (Qureshi et al., 2009).

Capítulo 3

VALIDACIÓN DEL MODELO

3.1. Ejemplos de validación

Para validar el procedimiento propuesto en el capítulo anterior, se plantea emplear una estrategia de simulación en dos juntas soldadas típicas: una junta a tope y una junta en T. Para el primer tipo de junta, se calcularán los perfiles de temperatura del campo térmico, y los desplazamientos residuales (distorsión) del campo estructural. Los resultados numéricos del campo estructural se verificarán con los ensayos experimentales medidos en el taller de manufactura.

Para el segundo tipo de junta, se cotejarán los resultados numéricos obtenidos del modelo propuesto, en el presente trabajo de tesis, con los resultados experimentales evaluados por Tonković en su artículo *"Numerical and Experimental Modeling of a T-joint Fillet Welding Process"* (Tonković et al., 2012). En primer lugar se compararán los perfiles de temperaturas obtenidos de la medición del arreglo de termocuplas con los resultados calculados en el presente trabajo. Para luego comprar las desplazamientos y tensiones residuales de la junta en T, con los datos disponibles en la literatura.

3.2. Junta a tope

El modelo numérico de elementos finitos, descrito en la sección anterior, se empleó para simular la soldadura a gas y arco metálico (GMAW) de dos placas de acero ASTM A36. El objetivo es calcular el campo estructural de tensiones y desplazamientos residuales de la junta soldada y comprar los resultados numéricos con los experimentales tomados

en taller. Las propiedades del material dependientes de la temperatura considerados en este caso de estudio se muestran en la Tabla 3.1. Cabe acotar, que los parámetros de soldadura considerados para la prueba experimental, son los mismos que se emplearon para el análisis numérico. Además, las dimensiones de la doble elipsoide de Goldak se estimaron usando el procedimiento de Christensen, descrito en el capítulo anterior.

Tabla 3.1: Propiedades del acero ASTM A36 (Jeyakumar et al., 2013).

Temp (K)	Densidad (kg/m^3)	Conductividad Térmica ($W/m \cdot K$)	Calor Específico ($J/kg \cdot K$)	Modulo Elástico (GPa)	Coefficiente de Poisson	Coefficiente expansión térmica ($1/K \cdot 10^5$)	Esfuerzo de Fluencia (MPa)
298	7880	60	480	210	0.3	1.2	380
373	7880	50	500	200	0.3	1.2	340
473	7800	45	520	200	0.3	1.3	315
673	7760	38	650	170	0.3	1.4	230
873	7600	30	750	80	0.3	1.5	110
1073	7520	25	1000	35	0.3	1.5	30
1273	7390	26	1200	20	0.3	1.5	25
1473	7300	28	1400	15	0.3	1.5	20
1673	7250	37	1600	10	0.3	1.5	18
1773	7180	37	1700	10	0.3	1.5	15

3.2.1. Modelo geométrico y discretización

El modelo geométrico del cupón de soldadura esta compuesto por dos placas y un cordón de soldadura en el extremo común de las placas (ver Figura 3.1). Las medidas de la junta a tope son: 140 mm de ancho, 3 mm de espesor y 300 mm de largo.

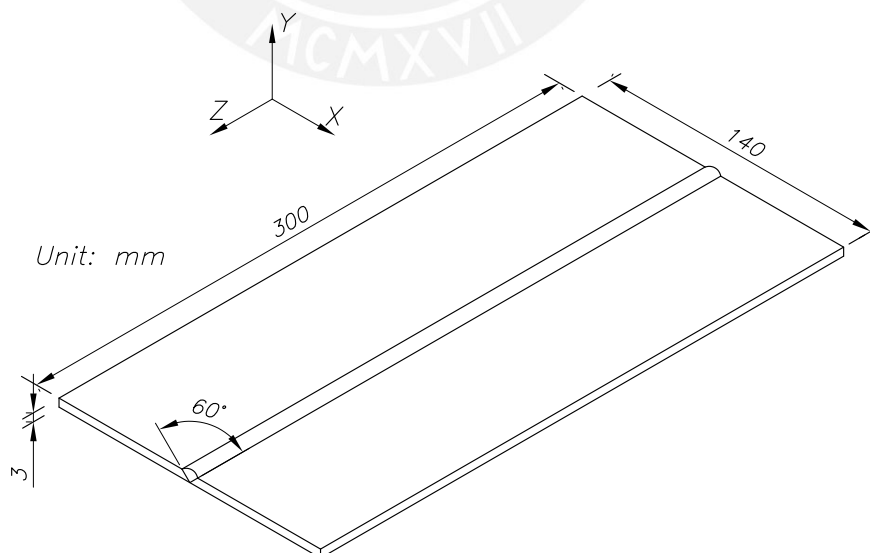


Figura 3.1: Dimensiones generales de la junta a tope.

La discretización del modelo geométrico se realizó con elementos de segundo orden tipo hexaedro (*brick*), disponibles en la librería del software comercial *Ansys Mechanical*

APDL. En el análisis térmico se empleó el elemento *Solid279*, mientras que para el análisis estructural, el elemento *Solid186*. Ambos elementos poseen como característica ser compatibles para problemas secuencialmente acoplados. Además de mantener una misma distribución de elementos y nodos en todas las etapas de la solución global del problema. De esta manera, la malla puede ser empleada tanto en el análisis del problema térmico como en el el análisis del problema estructural. Por otro lado, basado en la temperatura máxima alcanzada en la simulación se realizó un análisis de sensibilidad de malla. La malla final del modelo cuenta con 58,560 elementos y 146,287 nodos y se eligió con el fin de asegurar que los resultados sean independientes de esta. La Figura 3.2 ilustra la distribución de los elementos en la junta soldada y, además, el detalle de la densidad de elementos en el cordón de soldadura.

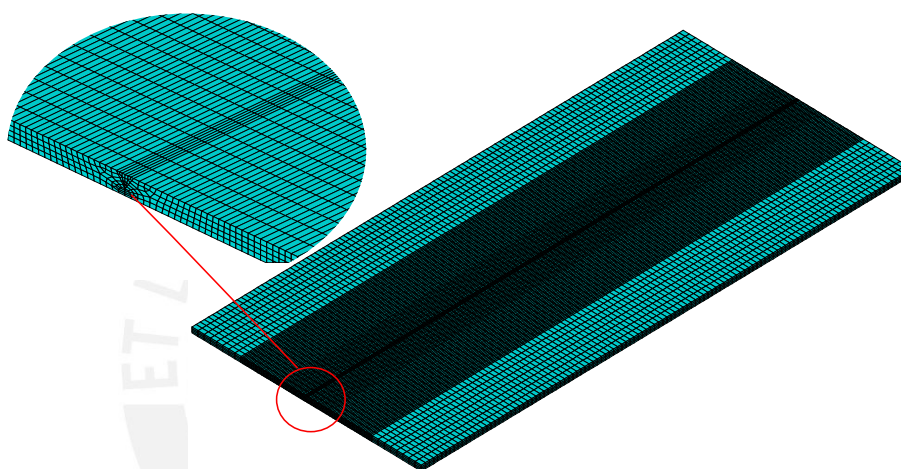


Figura 3.2: Discretización de una junta a tope.

3.2.2. Condiciones de soldadura

Los parámetros del proceso de soldadura son los mismos, tanto para el análisis numérico como para las pruebas experimentales de taller. La Figura 3.3 ilustra el arreglo utilizado para el cupón de soldadura y se detalla los parámetros de soldadura.



Figura 3.3: Arreglo del cupón de soldadura en el ensayo experimental.

- Proceso de Soldadura: GMAW
- Tipo de junta: Junta a Tope
- Material base: Acero estructural ASTM A36.
- Diámetro del electrodo: 1.6 *mm*.
- Espesor de las planchas: 3 *mm*
- Voltaje Promedio: 21.1 (*V*)
- Amperaje Promedio: 133 (*A*)
- Velocidad Promedio: 570 (*mm/min*)
- Rendimiento del proceso: 75-80 %

3.2.3. Condiciones de simulación

Los parámetros de la fuente de calor de Goldak se estimaron utilizando el método de Crisithensen y se determinaron las dimensiones de la doble elipsoide; tal como se muestra en la Tabla 3.2.

Tabla 3.2: Parámetros de Goldak para la junta a tope.

Parámetros de la geométrica de la doble elipsoide de Goldak	
Longitud frontal (C1)	2.02 (<i>mm</i>)
Longitud posterior (C2)	6.41 (<i>mm</i>)
Ancho de la fuente de calor (a)	2.13 (<i>mm</i>)
Profundidad de la fuente de calor (b)	1.92 (<i>mm</i>)

El coeficiente de transferencia de calor combinado, determinado por la ecuación 2.14, se aplicó como condición de frontera térmica en todas las superficies en contacto con el medio ambiente, incluyendo la superficie del cordón de soldadura. La emisividad $\epsilon = 0,51$ y $T_{amb} = 300 K$ fueron considerados para la simulación. El perfil de temperaturas calculado en el análisis térmico, es empleado como carga térmica en el análisis estructural en cada paso de tiempo.

También, se tomó en cuenta las condiciones de frontera estructurales para evitar que el movimiento excesivo del cuerpo rígido. El desplazamiento normal del plano de simetría, el desplazamiento de dos puntos extremos en la dirección vertical (y) y el desplazamiento de un punto extremo longitudinal en la dirección (z), fueron empleados como condiciones de frontera en el modelo y se muestran en la Figura 3.4.

El tiempo de soldadura fue determinado utilizando los parámetros del proceso, obteniendo un tiempo total de soldadura de 31,58 segundos. Adicionalmente, se estimó un tiempo de 2000 segundos para la etapa de enfriamiento. Finalmente, para la solución del problema acoplado se utilizó el método iterativo de *Newton-Raphson* con el *direct*

sparse matrix como *solver*, según las recomendaciones recopiladas de la literatura especializada.

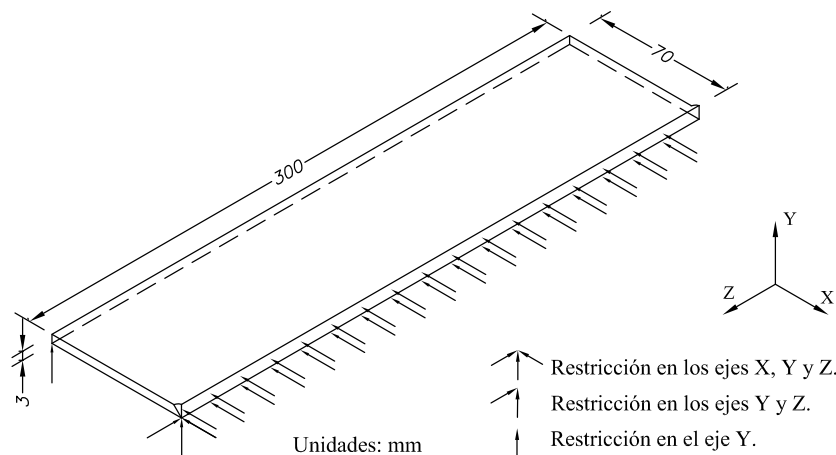


Figura 3.4: Condiciones de frontera para la junta a tope.

3.2.4. Resultados térmicos

La Figura 3.5 (a) muestra la distribución de temperatura al final del proceso de soldadura: 31.58 segundos. La Figura 3.5 (b) ilustra los ciclos térmicos en cinco puntos diferentes, hasta un tiempo de 100 segundos. En el punto 1 se encuentra en la línea de dirección del cordón de soldadura y alcanza un pico de temperatura por encima de los 2,240 K.

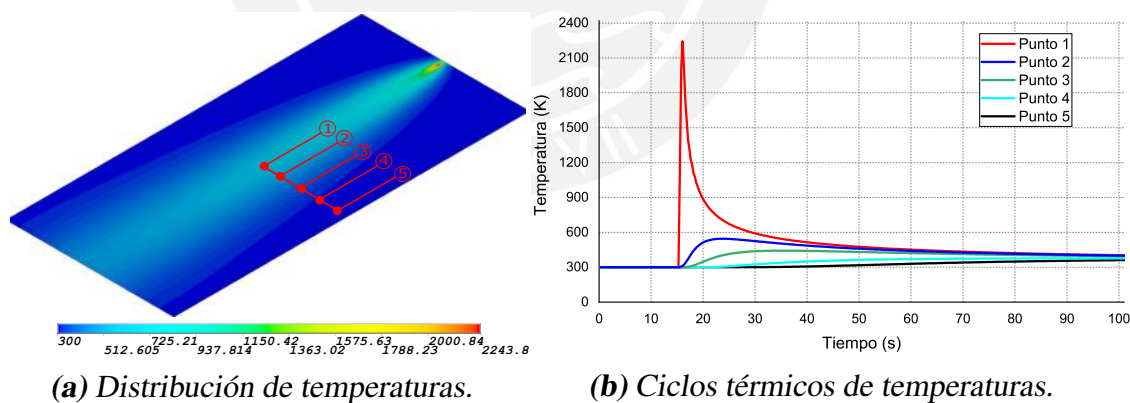


Figura 3.5: Resultados térmicos de una junta a tope.

3.2.5. Resultados estructurales

Los desplazamientos residuales se muestran en la Figura 3.6 (a). El desplazamiento máximo se alcanza en el punto medio del borde exterior de la placa soldada con un valor de 2,76 mm. La Figura 3.6 (b) muestra las tensiones residuales equivalentes y alcanzan un valor máximo de 324 MPa en la zona donde se aloja el cordón. La simulación del problema mecánico se realizó con tres temperaturas de activación diferentes (60 %, 80 % y 100 % de la temperatura de solidificación del material). Los resultados mostrados en

la Figura 3.6 corresponden a una temperatura de activación de 80 % de la temperatura de solidificación. Esta configuración ofrece los mejores resultados.

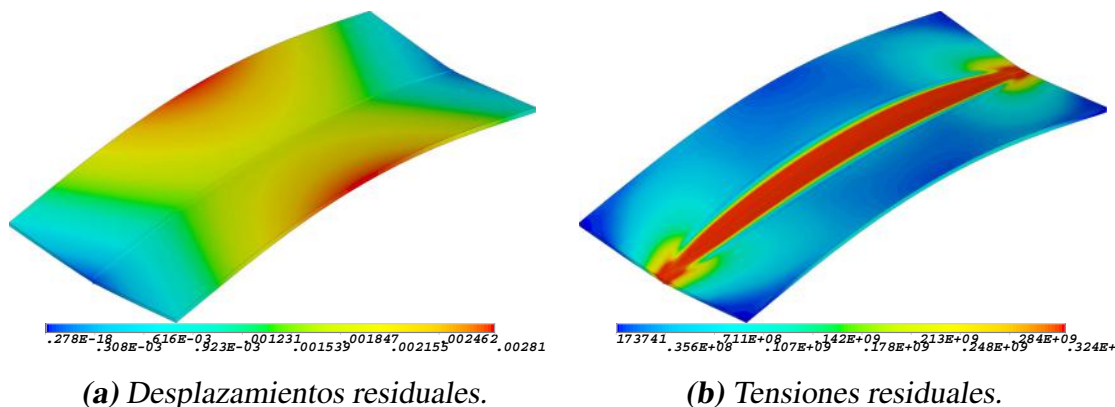


Figura 3.6: Resultados estructurales de una junta a tope.

Con el fin de validar los resultados obtenidos mediante la simulación numérica, se comparó dichos resultados con las mediciones tomadas en campo. Con la ayuda de un reloj comparador se obtuvieron los desplazamientos residuales en los bordes de las dos placas, para luego calcular un desplazamiento medio de la junta. En la gráfico de la Figura 3.7 se compara los resultados experimentales con los resultados numéricos correspondientes a las tres temperaturas de activación propuestas. Se puede observar que el resultado de la temperatura de activación al 60 % de la temperatura de solidificación difiere significativamente de los resultados experimentales. A pesar de que a primera vista los resultados para las temperaturas de activación del 80 % y del 100 % son muy similares y coinciden de mejor manera con el resultado experimental, los resultados para el 80 % de la temperatura de activación muestran una desviación estándar menor. En este caso el error máximo absoluto es de aproximadamente 9,6 %.

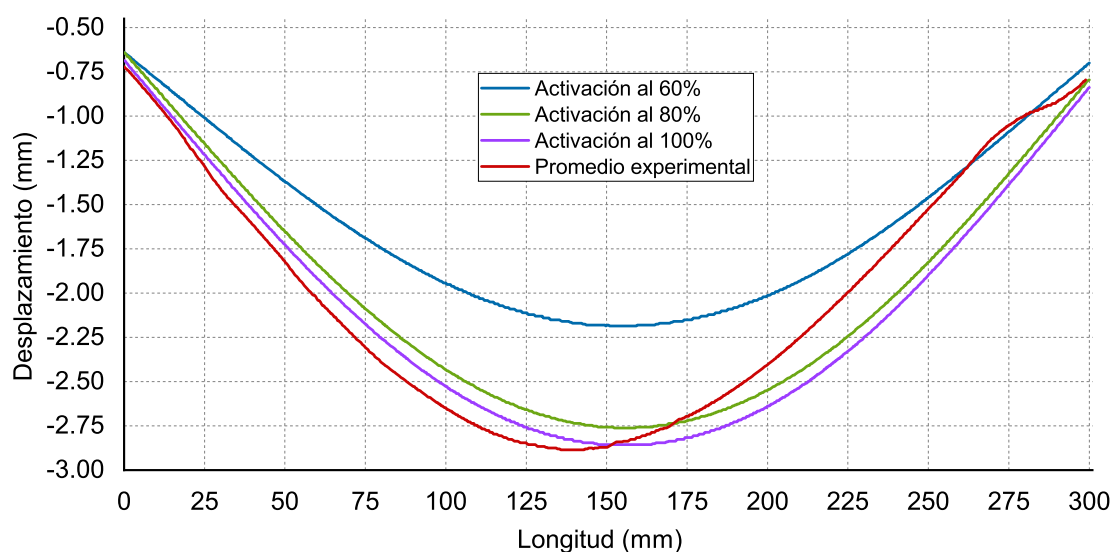


Figura 3.7: Comparación entre los resultados numéricos y experimentales.

3.3. Junta en T

De forma similar, con el cupón de soldadura de la junta en T se implementó el procedimiento descrito en el capítulo anterior, con las recomendaciones recogidas de la literatura especializada. El material base es un acero estructural no aleado (DIN St.52-3). El arreglo de la junta soldada es adecuada para una soldadura de empalme de doble cara con penetración parcial. El ángulo de posicionamiento entre la placa horizontal y vertical es de 90° . Se utilizó el proceso de soldadura MAG (135) (Tonković et al., 2012). Los resultados numéricos desarrollados en el presente trabajo se compararon con el estudio realizado por Tonković en su artículo "*Numerical and Experimental Modeling of a T-joint Fillet Welding Process*" (Tonković et al., 2012). Las propiedades del material base que se emplearán en la simulación del presente caso de estudio, se muestran en la Tabla 3.3.

Tabla 3.3: Propiedades del material Din St. 52-3 (Tonković et al., 2012).

Temp (K)	Densidad (kg/m^3)	Conductividad Térmica ($W/m \cdot K$)	Calor Específico ($J/kg \cdot K$)	Modulo Elástico (GPa)	Coefficiente de Poisson	Coefficiente expansión térmica ($1/K \cdot 10^5$)	Esfuerzo de Fluencia (MPa)
273	7815	55	375	208	0.30	1.19	345
473	7760	48	540	201	0.33	1.22	300
673	7700	40	680	165	0.35	1.25	235
873	7650	35	825	62	0.40	1.27	125
1073	7615	26	915	21	0.45	1.30	65
1273	7560	27	655	11	0.46	1.33	15
1473	7500	28	725	10	0.47	1.36	12
1673	7450	110	800	10	0.48	1.38	12
1873	7450	110	800	10	0.48	1.38	12

3.3.1. Modelo geométrico y discretización

La geometría del modelo consta de dos placas soldadas en forma de T, en la Figura 3.8 se presenta el arreglo del cupón como sus dimensiones generales, además del detalle de las dimensiones de la garganta del cordón de soldadura 7 mm .

La discretización del modelo 3D se realizó con el elemento *Solid70* para el análisis del problema térmico y el *Solid185* para el análisis del problema estructural. La estrategia de mallado consiste en diferenciar los volúmenes del cordón del resto del material base, con el fin de emplear elementos regulares (ver detalle de la Figura 3.9). Por otro lado, para el material base se empleará elementos irregulares, esto con la intención de que se acomoden mejor a su geometría. La estrategia de mallado expuesta podrá ser usada de forma general para cualquier geometría sometida a un proceso de soldadura.

ubicadas en la parte central de la junta soldada. El proceso de soldadura en campo se realizó con pausas en tres etapas del experimento, la primera y la segunda con el paso del electrodo por el primer y segundo cordón y la última pausa, en la etapa de enfriamiento.

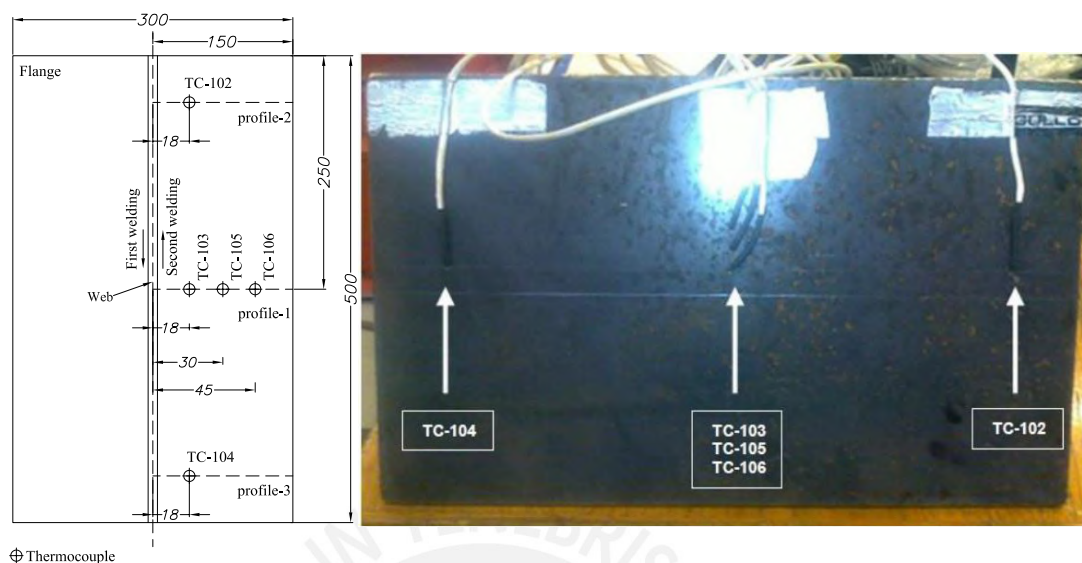


Figura 3.10: Ubicación de las termocoplas (Tonković et al., 2012)

- Proceso de soldadura: MAG 135
- Tipo de junta: en T
- Material Base: Acero estructural DIN St.52-3.
- Diámetro del electrodo: 6.3 mm.
- Espesor de las planchas: 10 mm
- Voltaje Promedio: 29 (V)
- Amperaje Promedio: 270 (A)
- Velocidad Promedio: 400 (mm/min)
- Rendimiento del proceso: 80-85 %

3.3.3. Condiciones de simulación

El modelo de la fuente de calor y del comportamiento del material desempeñan un papel importante al momento de realizar el cálculo numérico del proceso de soldadura. Para el modelo térmico, se empleó la doble elipsoide de Goldak para simular la fuente de calor y sus dimensiones se estiman mediante el método de Chishitensen, como se muestra en la Tabla 4.2. En el modelo estructural, se empleará un comportamiento perfectamente plástico bi-lineal idealizado y un endurecimiento cinemático, con el fin de simular el comportamiento termo-elasto-plástico propio de un proceso de soldadura.

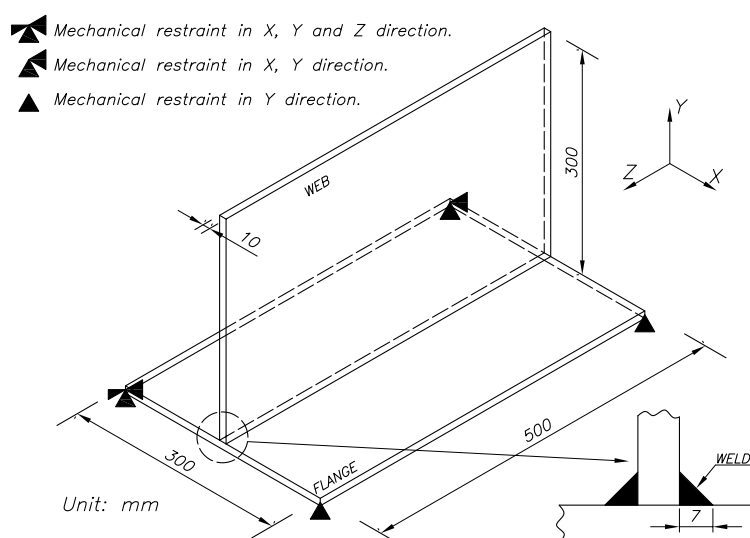
Tabla 3.4: Parámetros de Goldak para una junta en T

Parámetros de la geométrica de la doble elipsoide de Goldak	
Longitud frontal (C1)	6.50 (mm)
Longitud posterior (C2)	20.08 (mm)
Ancho de la fuente de calor (a)	6.07 (mm)
Profundidad de la fuente de calor (b)	5.50 (mm)

Las condiciones de frontera que se consideraron para este caso de estudio son las siguientes: el coeficiente de transferencia de calor combinado (en el análisis del problema térmico) y la restricción de movimiento de los nodos (en el análisis del problema estructural).

Las condiciones de frontera térmicas están dadas por la ecuación 2.14, con el coeficiente de transferencia de calor por convección de $h_{conv} = 10(W/m^2 \cdot K)$ en todas las superficies de contacto con el medio ambiente y emisividad $\varepsilon = 0,9$. Por otro lado, como condición de frontera estructural, se consideró cuatro restricciones de movimiento en las esquinas de la base del cupón de soldadura, tal como se ilustra la Figura 3.11. En uno de los extremos se restringe el desplazamiento en las tres direcciones x , y y z . Los otros dos extremos del cupón son restringidos en la dirección y y el ultimo extremo, en las direcciones x e y (ver Figura 3.11).

Como se expuso en la sección anterior, la temperatura de activación de los elementos, juega un papel importante al momento de realizar la simulación numérica. Para validar el procedimiento expuesto, se propone activar los elementos en el momento que alcancen una temperatura de solidificación alrededor del 80 % de la temperatura de fusión ($T_{f.Acero} \approx 1350 - 1400$ °C).

**Figura 3.11:** Condiciones de frontera de una junta en T (Tonković et al., 2012).

3.3.4. Resultados térmicos

Los resultados térmicos son producto del aporte de calor propio del proceso de soldadura. Los resultados que se presentan en la Figura 4.8 (a) ilustran la distribución de temperaturas en el tiempo de 150 segundos. Análogamente, la Figura 4.8 (b) ilustra la distribución de temperaturas en el final de la etapa de enfriamiento. Para esta etapa se estimó 2000 segundos, asegurando que los resultados estructurales sean los residuales.

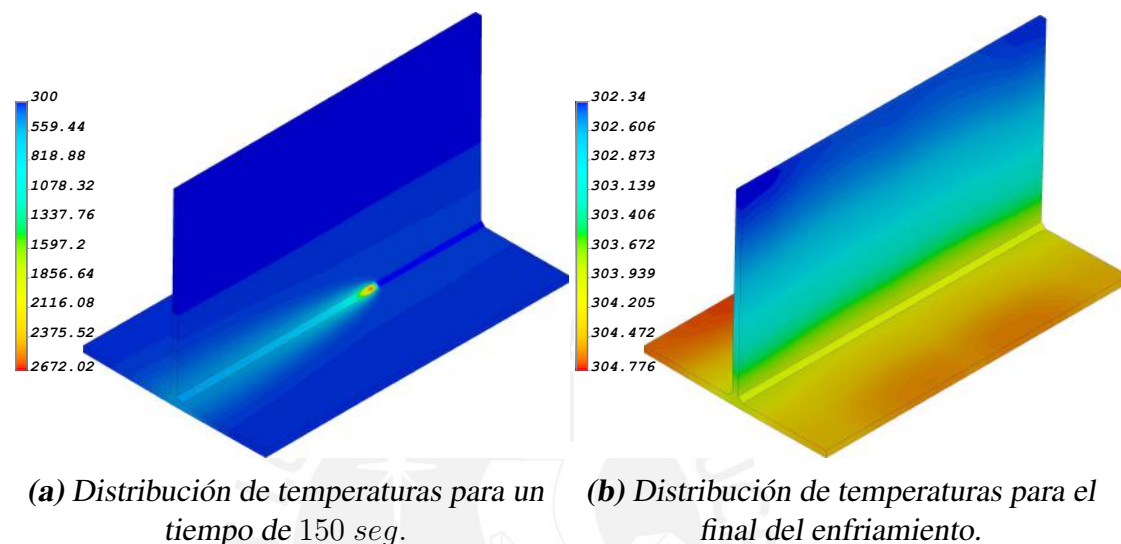


Figura 3.12: Resultados térmicos de una junta en T.

La historia térmica nodal, resulta ser de gran utilidad para validar el procedimiento propuesto en el presente capítulo. Los perfiles de temperatura pueden ser presentados en una gráfica de temperatura vs tiempo, con el fin de analizar su comportamiento en todo instante del tiempo.

En la Figura 3.13 se ilustran seis gráficas con perfiles de temperatura correspondientes a las termocuplas ubicadas en la parte posterior del cupón de soldadura. Los resultados numéricos calculados en el presente trabajo, son emparejados con los resultados experimentales obtenidos por Tonković. Por ejemplo TC-102 y GL-102.

Si se compara los resultados experimentales con los numéricos se puede observar que las tendencias de los ciclos térmicos, obtenidos mediante la simulación numérica, están acorde a los resultados experimentales y guardan una relación cercana. Por otro lado, al comparar ambos resultados, experimental y numérico, es evidente que las temperaturas obtenidas por simulación son ligeramente elevadas a comparación de las obtenidas por los ensayos experimentales realizados por Tonković; debido a que, las pérdidas por transferencia de calor en ese instante de tiempo son ideales en la simulación.

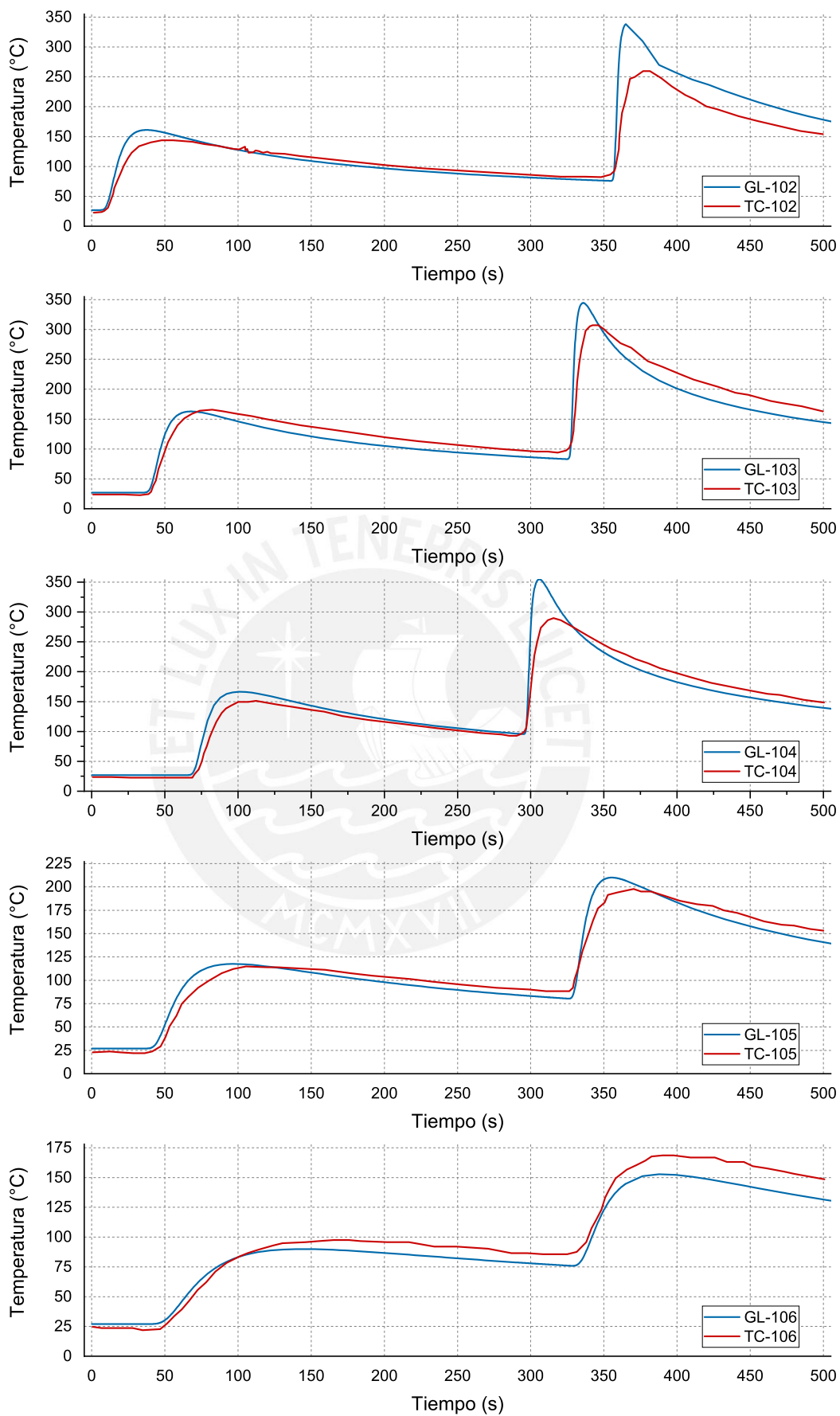


Figura 3.13: Comparación de los ciclos térmicos: numérico (GL) y experimental (TC).

Por último se compraron los perfiles de temperatura a lo largo del eje x en dos instantes de tiempo: 290 y 403 segundos. En el proceso de soldadura el instante de tiempo de 290 segundos representa la ejecución del primer cordón y el instante de tiempo de 403 segundos la ejecución del segundo cordón.

En la gráfica de la Figura 3.14 se muestra los resultados para el instante de tiempo de 290 segundos. En la gráfica se muestra tres perfiles de temperatura que representan la toma de datos experimentales, los resultados numéricos realizado por Tonković y los resultados del procedimiento propuesto en el presente trabajo. Se evidencia que el ciclo térmico calculado por el modelo propuesto, se asemeja y posee una tendencia similar al ciclo térmico obtenido del ensayo experimental.

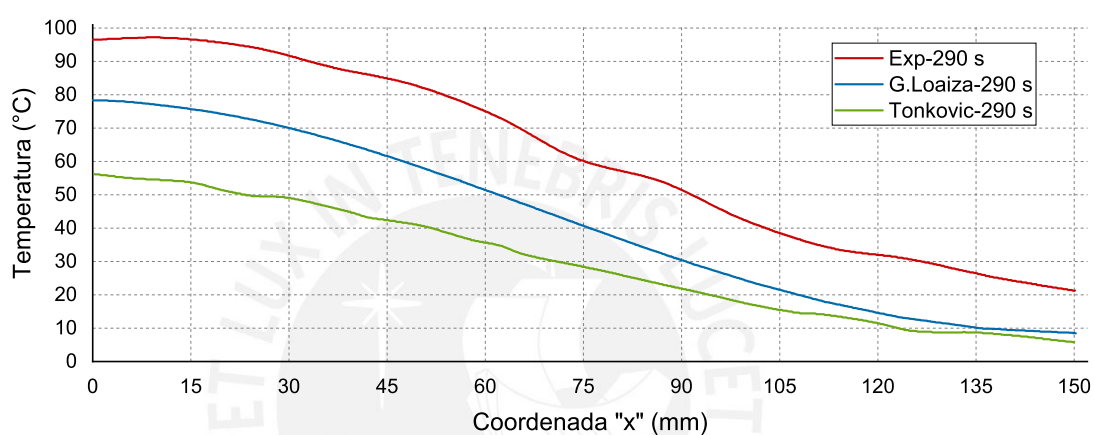


Figura 3.14: Comparación de los perfiles de temperatura. $t = 290$ segundos.

De forma análoga, la gráfica de la Figura 3.15 muestra los resultados para el instante de tiempo de 403 segundos. En ambas gráficas se puede apreciar que la tendencia de los tres perfiles mostrados guardan semejanza. Sin embargo, los perfiles de temperatura calculados mediante el procedimiento propuesto, evidencian que los resultados numéricos son más cercanos a los valores registrados por las termocuplas en el ensayo experimental realizado por Tonković.

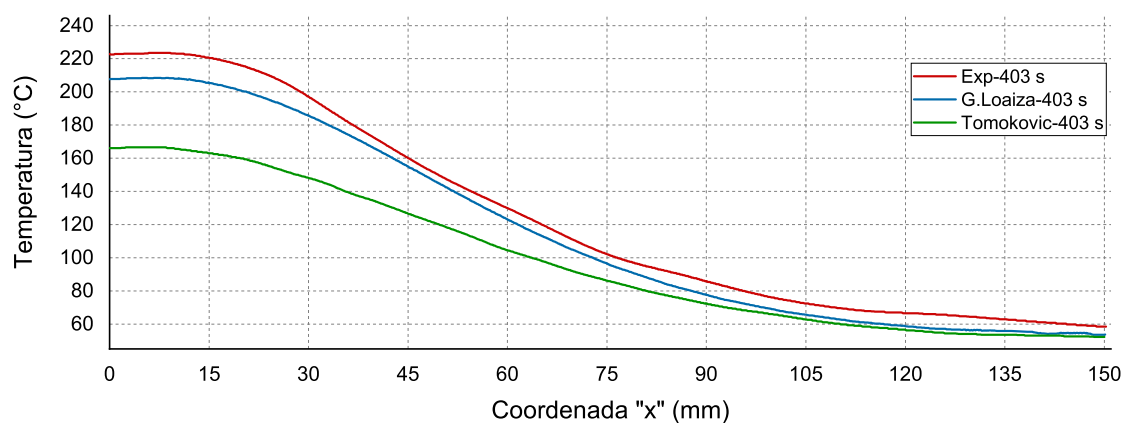


Figura 3.15: Comparación de los perfiles de temperatura. $t = 403$ segundos.

3.3.5. Resultados estructurales

El campo de tensiones y desplazamientos residuales se genera a causa de la expansión y contracción volumétrica no uniforme en el proceso de soldadura. Los resultados que se presentan en esta sección se obtuvieron mediante el procedimiento propuesto en las secciones anteriores. En primer lugar, se muestra los resultados de tensiones y desplazamientos residuales en un mapa de colores en el modelo geométrico. En segundo lugar, se comparó las distorsiones residuales medidas experimentalmente con los resultados numéricos. Finalmente, se comparó las tensiones residuales entre los dos modelos numéricos propuestos por Tonković y el expuesto en el presente trabajo. Los resultados de tensiones y desplazamientos residuales que se muestran en la Figura 3.16 corresponden al ultimo instante de tiempo del proceso, incluyendo el enfriamiento. Los resultados estructurales son considerados como residuales en esta etapa del proceso. En la Figura 3.16 (a) se observa que el mayor desplazamiento de la junta se ubica en un extremo superior del cupón, y es aproximadamente 8 mm . Por otro lado, la Figura 3.6 (b) muestra las tensiones residuales equivalentes del cupón. Su valor máximo se encuentran alrededor de los 330 MPa . Como es de esperarse, la zona que aloja al cordón de soldadura es la que sufre mayores cambios en los campos térmicos, mecánicos y microestructural. Por ello, es donde se presentará las mayores tensiones residuales.

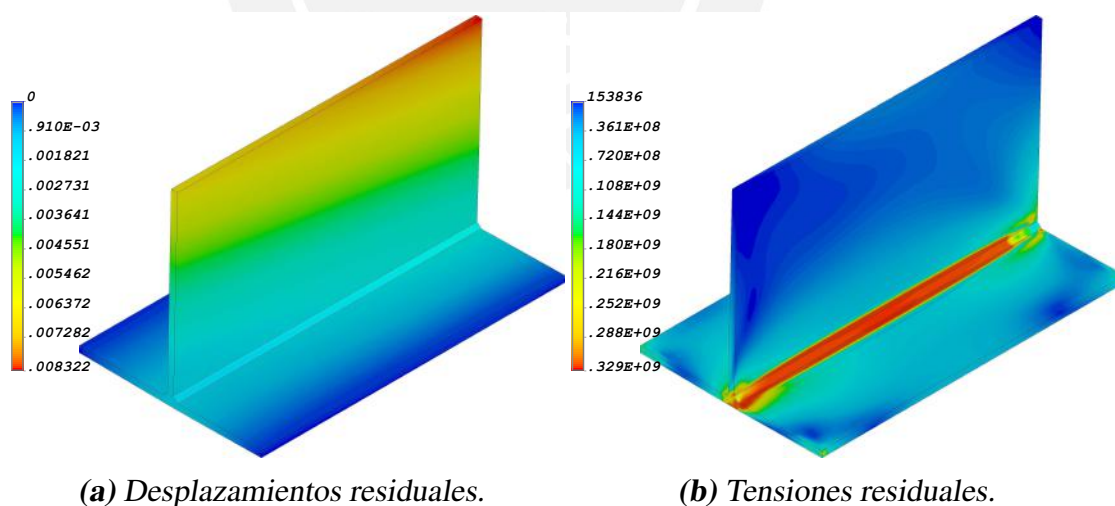


Figura 3.16: Resultados estructurales de la junta en T.

La Figura 3.17 muestra los desplazamientos de la junta en T en la dirección y (a lo largo de la línea B-B (ver Figura 3.8)). Las marcas de color morado y la curva de color azul representan las tomas experimentales y el modelo desarrollado por Tonković, respectivamente. La curva de color rojo, representa los resultados desarrollados en el modelo propuesto.

Los resultados obtenidos, en el presente trabajo de tesis, muestran valores similares en magnitud con respecto a los resultados experimentales. Las desviación estándar es menor respecto a los resultados calculados por Tonković en su ensayo experimental. En este caso el error máximo absoluto es de aproximadamente del 19 %, en la zona central de la junta en T, y el 5 % en los extremos de la base de la junta.

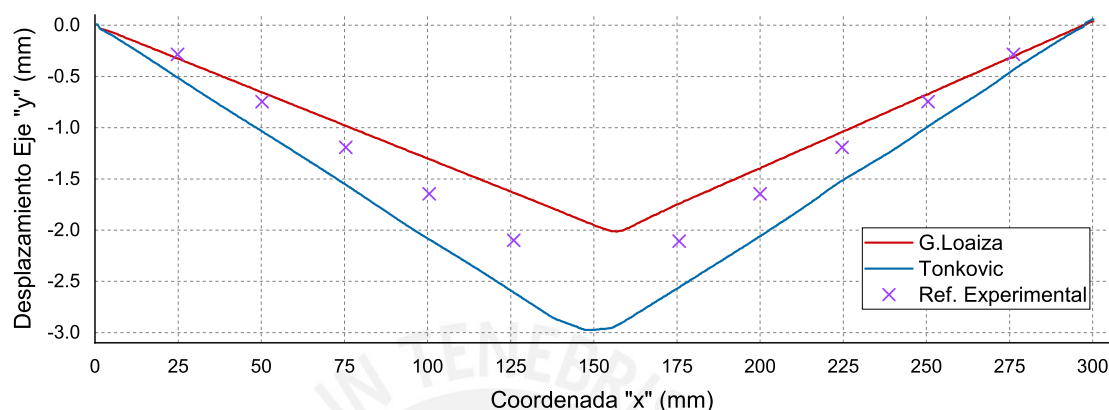


Figura 3.17: Comparación entre los desplazamientos residuales.

Finalmente, la Figura 3.18 compara las tensiones residuales longitudinales del cupón de soldadura entre el modelo numérico presentado por Tonković y los calculados en el presente trabajo. Se puede observar que las trayectorias de las dos curvas guardan semejanza tanto en tendencia como en magnitud; sin embargo, en la parte central del cupón existe una diferencia que puede obedecer a las deformaciones plásticas propias del proceso y el efecto inverso de la dilatación térmica.

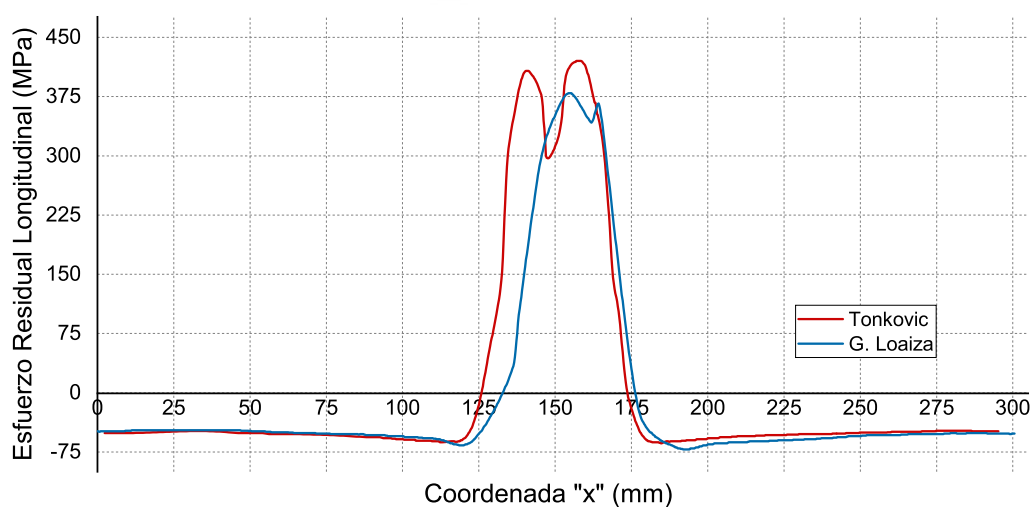


Figura 3.18: Comparación entre de las tensiones residuales.

Capítulo 4

APLICACIÓN DEL MODELO EN LA CARCASA SOLDADA

La finalidad del presente capítulo es la aplicación del modelo de elementos finitos definido y validado en los capítulos anteriores, a un caso de estudio de aplicación industrial. La carcasa de caja reductora será objeto de estudio del presente capítulo.

La manufactura de la carcasa de una caja reductora, como se mencionó anteriormente, se puede realizar mediante el proceso de soldadura. La fabricación consiste en la unión de los diversos elementos que componen la carcasa. Los cordones se depositan tanto en el interior como exterior de la carcasa, con el fin de asegurar la hermeticidad y la unión de todos los elementos. La complejidad geométrica y considerables dimensiones de la carcasa, requieren una cierta cantidad de cordones para asegurar la unión de la totalidad de los elementos.

Para tal efecto primero se planteará, en base al juicio de expertos y recomendaciones de buenas prácticas de *welding handbooks*, secuencias de soldadura en la tapa y el base de la carcasa. Segundo, se empleará el procedimiento de simulación numérica, expuesto en los capítulos anteriores. Tercero, se complementará los resultados estándar del post-procesamiento, con resultados de interés tecnológico, como son: las desviaciones de planitud y cilindridad en las superficies de trabajo de la carcasa. Finalmente, se comparará los resultados de las tres secuencias de soldadura propuestas y se recomendará la secuencia de soldadura más adecuada.

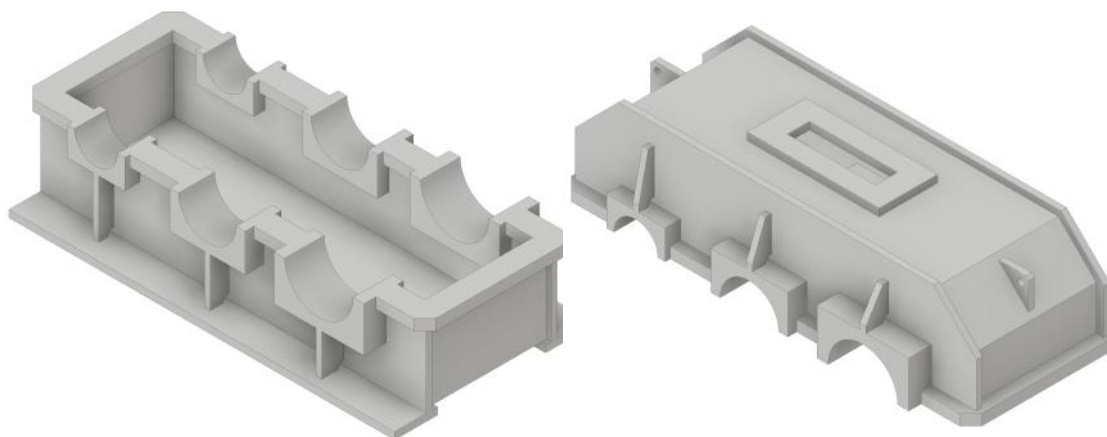
El material que se considerará para la solución del problema secuencialmente acoplado será el ASTM A36. Las propiedades termo-dependientes fueron presentadas en el capítulo anterior y se muestra en la Tabla 4.1.

Tabla 4.1: Propiedades del acero ASTM A36 (Jeyakumar et al., 2013).

Temp (K)	Densidad (kg/m ³)	Conductividad Térmica (W/m · K)	Calor Específico (J/kg · K)	Modulo Elástico (GPa)	Coefficiente de Poisson	Coefficiente expansión térmica (1/K · 10 ⁵)	Esfuerzo de Fluencia (MPa)
298	7880	60	480	210	0.3	1.2	380
373	7880	50	500	200	0.3	1.2	340
473	7800	45	520	200	0.3	1.3	315
673	7760	38	650	170	0.3	1.4	230
873	7600	30	750	80	0.3	1.5	110
1073	7520	25	1000	35	0.3	1.5	30
1273	7390	26	1200	20	0.3	1.5	25
1473	7300	28	1400	15	0.3	1.5	20
1673	7250	37	1600	10	0.3	1.5	18
1773	7180	37	1700	10	0.3	1.5	15

4.1. Modelos geométricos y discretización

Los modelos 3D que se aprecian en la Figura 4.1 se desarrollaron por medio de un algoritmo para el diseño de carcasas soldadas. La Figura 4.1 (a) muestra la base de la carcasa y la Figura 4.1 (b) la tapa. El estudio para el diseño de la carcasa se realizó en función de la geometría de los componentes que aloja y de las cargas que soporta. El cálculo que desarrolló el autor permite dimensionar el espesor de pared de la carcasa y los nervios rigidizadores. Este procedimiento se basó en expresiones analíticas y en resultados de simulación numérica. El procedimiento permite calcular el espesor de la plancha lateral y determinar el tipo de nervio rigidizador a emplearse, considerando un factor de seguridad igual a dos (Blas Cajas, 2015).



(a) Base de la Carcasa.

(b) Tapa de la Carcasa.

Figura 4.1: Modelos 3D de la carcasa soldada (Blas Cajas, 2015).

Por otro lado, los elementos *Solid70* y *Solid185* fueron presentados en el capítulo anterior y serán empleados para análisis térmico y estructural respectivamente. La estrategia para la discretización consiste en crear una malla estructurada en el cordón, utilizando elementos hexaédricos lineales de 8 nodos. Esto es posible aplicando técnicas de mallado por barrido, gracias a que el cordón posee una sección constante.

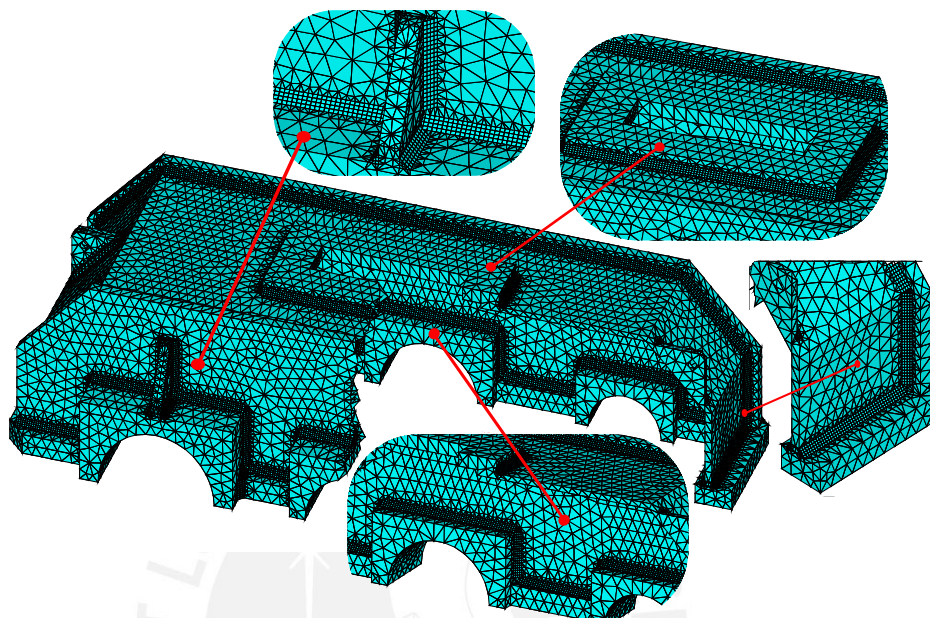


Figura 4.2: Discretización de la tapa de la carcasa.

Por el contrario, en el resto de la carcasa se creará una malla no estructurada, utilizando elementos tetraédricos lineales de 4 nodos, pues la complejidad geométrica de la carcasa es un inconveniente para generar mallas estructuradas (ver Figura 4.2 y 4.3). El número de elementos en la base y la tapa de la carcasa son de 575914 y 479395 respectivamente.

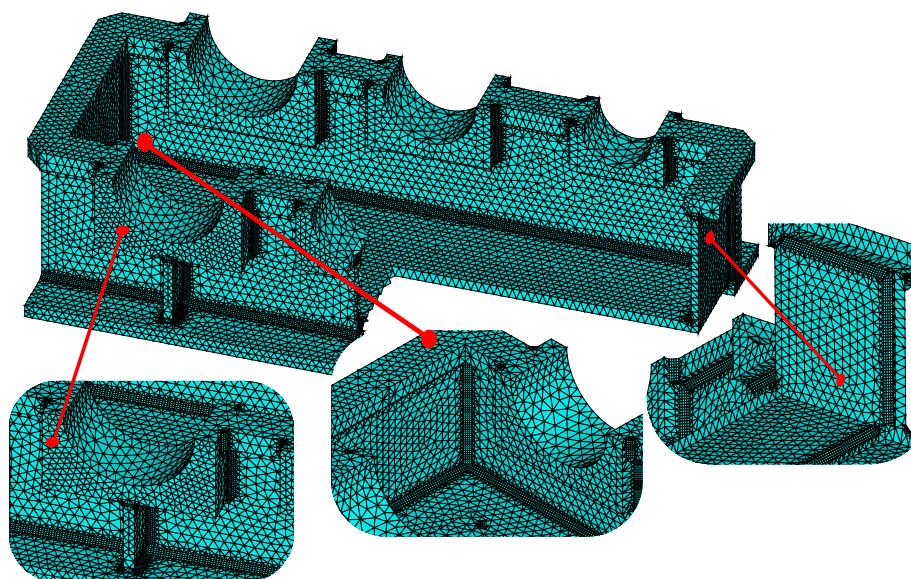


Figura 4.3: Discretización de la base de la carcasa.

Adicionalmente, cuando se presenta el caso donde los elementos a soldar se intersectan perpendicularmente. Se recomienda evitar el efecto de tracción triaxial y su consecuente peligro a la rotura frágil. Bajo este escenario, donde existe el cruce de tres cordones, se sugiere que la ejecución sea como la recomendación propuesta en la Figura 1.18, del primer capítulo. Una variación en la geométrica denominada “agujero de ratón”, será tomada en consideración, con el fin de evitar el efecto de tracción triaxial.

4.2. Parámetros de soldadura

Los parámetros de soldadura que se consideraron en esta sección son recomendaciones que se encuentran en las fichas técnicas de los electrodos para aceros al carbono (ver anexo). Los valores que se pueden encontrar como parámetros de soldadura son: voltaje, amperaje, velocidad de avance, etc. Los parámetros de soldadura que se emplearán para la simulación del caso de estudio se detallan a continuación:

- Tipo de unión: en T
- Material Base: Acero estructural ASTM A36.
- Diámetro del electrodo: 3.25 *mm*.
- Espesor de las planchas: 8 *mm*
- Voltaje Promedio: 25 (*V*)
- Amperaje Promedio: 200 (*A*)
- Velocidad Promedio: 480 (*mm/min*)
- Rendimiento del proceso: 80 %

4.3. Consideraciones para la simulación de las secuencias de soldadura

Los aspectos más importantes para la solución del problema térmico-estructural ya fueron expuestas en los capítulos anteriores; sin embargo, para la carcasa objeto de estudio, se deben agregar las secuencias de soldadura para la ejecución de los cordones. En resumen, se debe desacoplar la simulación del proceso de soldadura, en una primera etapa de análisis térmico y, en una segunda etapa, de análisis estructural. Otro aspecto importante del que se hizo hincapié, es la desactivación de todos los elementos que representan el material de aporte (cordones de soldadura). En el análisis térmico se le asigna un valor muy bajo de conductividad y en el análisis estructural un valor muy bajo de rigidez

Durante la solución del problema térmico, todos los nodos de los elementos desactivados (excepto los compartidos con el metal base) se fijan a temperatura ambiente, hasta la activación de cada uno de ellos. Los elementos desactivados se reactivan secuencialmente cuando están bajo la influencia de la fuente de calor.

Las dimensiones de la doble elipsoide de Goldak (fuente de calor) se calculan por el método de Crishitensen y se muestran en la Tabla 4.2.

Tabla 4.2: *Parámetros de Goldak para la carcasa soldada.*

Parámetros de la geométrica de la doble elipsoide de Goldak	
Longitud frontal (C1)	5.5 (mm)
Longitud posterior (C2)	16.0 (mm)
Ancho de la fuente de calor (a)	6.5 (mm)
Profundidad de la fuente de calor (b)	8.2 (mm)

De forma análoga, en el inicio del análisis estructural, a los nodos asociados al cordón de soldadura se le asignan tensiones y deformaciones iniciales con un valor muy cercano a cero. Además se restringen sus desplazamientos con el fin de otorgarles condiciones iniciales de apoyo. Al igual que lo expuesto en el análisis térmico, se produce el nacimiento secuencial de los elementos cuando estos alcanzan un porcentaje de la temperatura de fusión del material.

Con el fin de obtener mejores resultados computacionales, se propone que la fuente de calor permanezca al menos una vez en cada elemento a lo largo del cordón de soldadura, de modo que el algoritmo que simula el aporte de calor no pierda elementos durante el incremento en los pasos de tiempo.

El paso de tiempo durante la soldadura es uno de los pilares para una correcta simulación y se determina como el tiempo total de soldadura entre el número de elementos a lo largo del cordón. De esta manera se asegura que el aporte de calor en cada elemento sea gradual y uniforme, en la solución térmica y la búsqueda de la temperatura de activación sea en cada uno de los elementos que conforman el cordón, en la solución estructural.

Luego de terminado el proceso de soldadura, se continua con la etapa de enfriamiento. En esta ultima fase del proceso, se utilizó mayores pasos de tiempo. En esta etapa, se recomienda que el incremento del paso de tiempo sea progresiva para evitar comportamientos incorrectos o errores de convergencia en la solución del problema estructural. Como ya se indicó anteriormente, es conveniente que el número y la distribución de elementos (malla); así como, los pasos de tiempo empleados en el problema térmico sean los mismos en el problema estructural. Esta estrategia de simulación se empleó como buena practica para ayudar a minimizar el costo

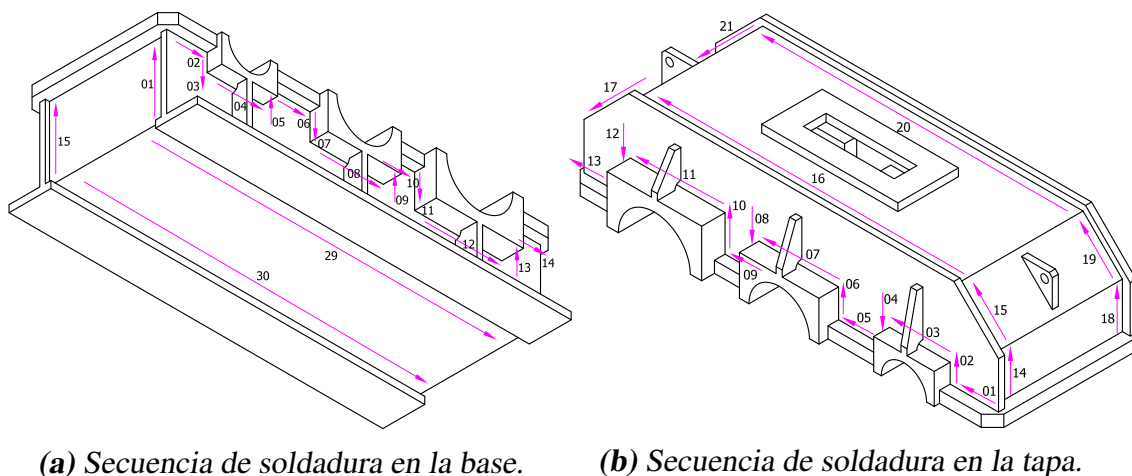
computacional y evitar errores de interpolación.

4.3.1. Secuencias de cordones de soldadura en la carcasa

La secuencia de soldadura es el orden en el que se ejecuta la deposición del material de aporte (los cordones). Este orden es relevante, sobre todo, en aquellas piezas que requieren de un número elevado de cordones para su fabricación. Los numerosos ciclos de temperatura, a los que están expuestos los elementos a soldar, traen consigo la generación de tensiones y distorsiones residuales. Los diferentes métodos utilizados para aminorar las distorsiones producidas por el *heat input* fueron presentados en el primer capítulo. La razón de presentar diferentes secuencias de soldadura es estudiar diversos casos de estudio, donde se emplearán diferentes técnicas de control de distorsión. Estas técnicas están basadas en las recomendaciones de profesionales en soldadura y en las buenas practicas encontradas en la literatura especializada (*welding handbooks*). Por otra parte, el diseño propuesto de la carcasa, de nervios simples y de dos etapas, considera 120 cordones de soldadura para base y 132 para la tapa. A continuación se presentan las tres secuencias de los cordones de soldadura que serán caso de estudio en el presente trabajo de tesis.

4.3.1.1. Primera secuencia de soldadura

La primera secuencia de soldadura, se ilustra en la Figura 4.4 (a) y (b). Muestra la ejecución de los cordones de forma continua asegurando la unión entre los elementos. Esta primera secuencia de soldadura se presenta sin ninguna técnica de control de distorsión establecida. La característica más relevante para esta secuencia, es que la unión entre los elementos de la carcasa, son una a continuación de otra. Obedeciendo a un orden geométrico simple.

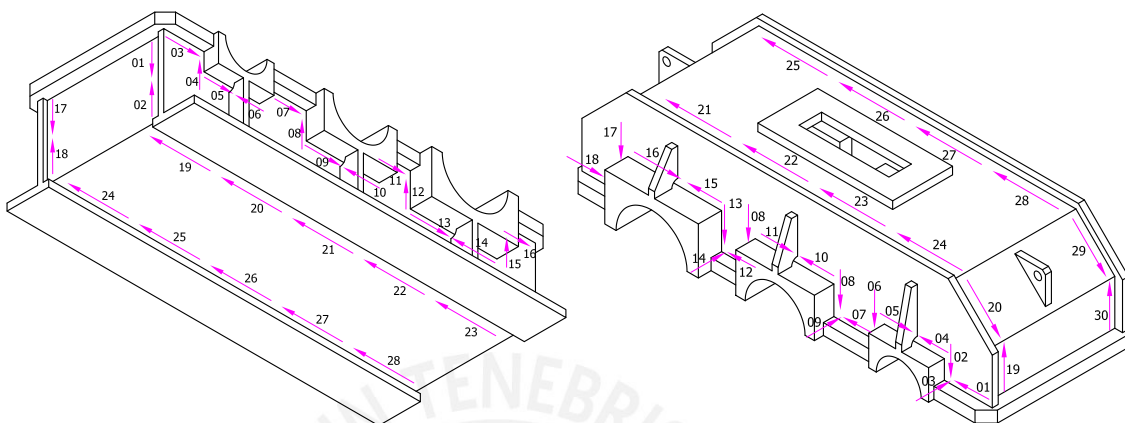


(a) Secuencia de soldadura en la base. (b) Secuencia de soldadura en la tapa.

Figura 4.4: Primera secuencia de soldadura en la carcasa soldada.

4.3.1.2. Segunda secuencia de soldadura

En la segunda secuencia de soldadura se pone en práctica las diferentes técnicas para el control de distorsión. La Figura 4.5 (a) y (b) muestra la técnica del paso peregrino o *back step* en la carcasa. También se puede observar la soldadura por saltos y la sub-división del cordón con el fin de evitar grandes concentraciones de calor en una misma zona.

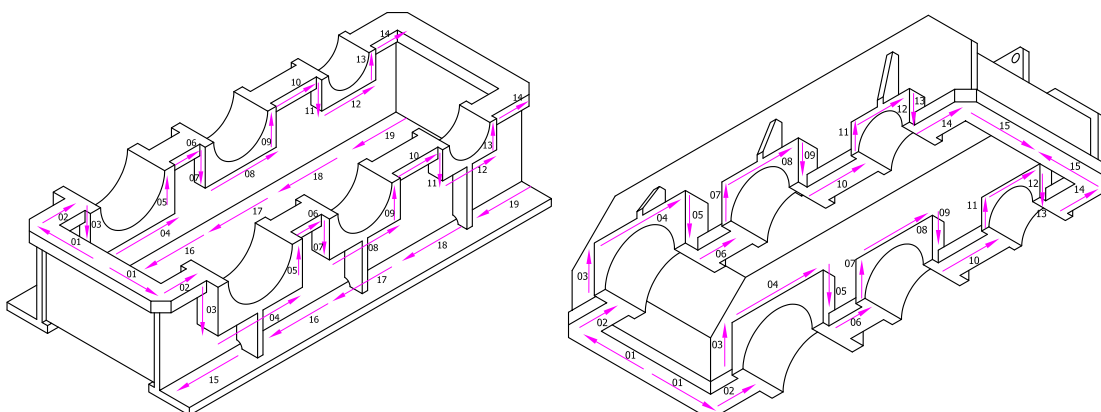


(a) Secuencia de soldadura en la base. (b) Secuencia de soldadura en la tapa.

Figura 4.5: Segunda secuencia de soldadura en la carcasa soldada.

4.3.1.3. Tercera secuencia de soldadura

La tercera secuencia de soldadura recoge todas las recomendaciones expuestas en la sección anterior y adicionalmente, se agrega una fuente de calor que simulan la deposición del material de forma paralela y simétrica (ver Figura 4.6). En una aplicación en campo, este método es de gran ayuda cuando se requiere disminuir el tiempo de soldadura (aproximadamente a la mitad) y el tiempo de exposición del componente o estructura a la fuente de calor.



(a) Secuencia de soldadura en la base. (b) Secuencia de soldadura en la tapa.

Figura 4.6: Tercera Secuencia de soldadura en la carcasa soldada.

Por otra parte, se estima que las distorsiones que se presenten al final del proceso sean

simétricas en los extremos opuestos de la carcasa. Esto debido a que el efecto propio de un proceso de soldadura (expansión y contracción volumétrica) se daría en planos semejantes.

4.3.2. Condiciones de frontera

La mayor parte de las condiciones de frontera para la simulación de soldadura ya fueron abordados en los capítulos previos. En el caso particular de la carcasa, objeto de estudio, se consideraron las siguientes condiciones de frontera: el coeficiente de convección $h = 8 \text{ (W/m}^2 \cdot ^\circ\text{C)}$, aplicado a todas las superficies de contacto con el medio ambiente, la emisividad del material $\varepsilon = 0,51$ y la temperatura ambiente $T_{amb} = 27^\circ\text{C}$, como condiciones de frontera del problema térmico.

Por otro lado, cuando se realiza la simulación numérica de varios cordones de soldadura se requiere que los elementos a unir tengan un sostén, que asegure la estabilidad estructural, hasta que el cordón de soldadura sea depositado por completo. Para dicho fin, se coloca restricciones de movimiento en los tres ejes coordenados, tal como ilustra la Figura 4.7. Las restricciones se ubican en los extremos de los cordones de soldadura para asegurar que no existan desplazamientos excesivos en la solución del problema estructural, y así evitar futuros problemas de no convergencia. Otras restricciones se colocan en la dirección x e y con la intención de fijar un nivel de referencia y evitar que el modelo quede “flotando”. Las restricciones de desplazamiento expuestas son consideradas como condiciones de frontera del problema estructural.

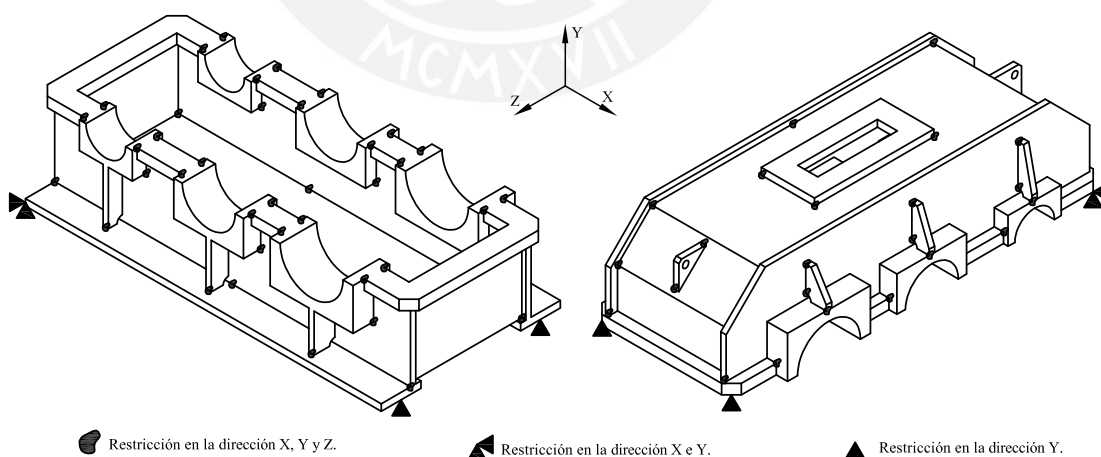


Figura 4.7: Restricciones de movimiento en la base y la tapa de la carcasa soldada.

4.4. Resultados de las secuencias de soldadura

En esta sección, se presenta los resultados obtenidos por simulación numérica de forma gráfica y sus valores en una mapa de colores. Dichos valores se comparan en diversas

zonas del sólido 3D y con la ayuda de los matices de colores se puede identificar gráficamente las zonas de valores máximos y mínimos. Además, de ser de gran utilidad para precisar donde se concentra un mayor o menor foco de calor, en el caso del problema térmico, y mayores o menores distorsiones y tensiones residuales, en el caso del problema estructural.

4.4.1. Resultados térmicos

Los resultados térmicos que se ilustran en la Figura 4.8 (a) y (b) representan la distribución de temperaturas al final de la etapa de enfriamiento del proceso de soldadura. Los valores de temperatura máxima que se muestran en la parte inferior de las imágenes oscilan alrededor de los $T = 300^\circ K$ y $T = 305^\circ K$. Claro está que dicha temperatura corresponde al final de la etapa de enfriamiento. Con las temperaturas mencionadas anteriormente se asegura que los resultados sean los residuales. Los resultados térmicos de las secuencias de soldadura se pueden apreciar al final del documento, en el anexo adjunto.

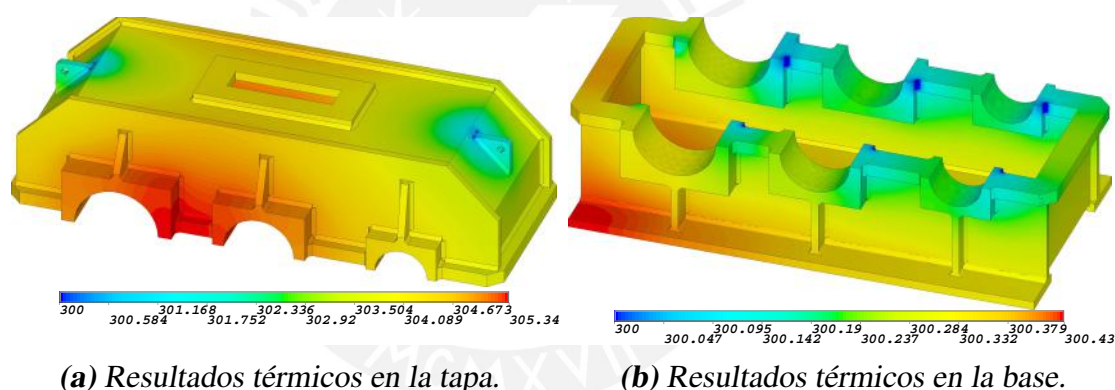


Figura 4.8: Resultados térmicos en la carcasa soldada

4.4.2. Resultados estructurales

En esta sección, se presentan los resultados estructurales, de desplazamientos y esfuerzos residuales. Al igual que en la solución térmica, los resultados que se presentan son de manera gráfica con diferentes matices y escalas de colores. Las zonas de color rojo representan mayores deformaciones y/o tensiones residuales, y las de color azul representan una menor magnitud.

4.4.2.1. Desplazamientos residuales

Los desplazamientos residuales, que se ilustran en la Figura 4.9, son los resultados producto de la ejecución de la tercera secuencia de soldadura presentada en la sección anterior. Los resultados que se observan, en la tapa y en la base de la carcasa, son

al finalizar la etapa del enfriamiento. Por otro lado, dichos resultados se encuentran en el orden de las micras para el campo de desplazamientos. Adicionalmente, los resultados serán evaluados más adelante en conjunto con el resto de las secuencias de soldadura para seleccionar la más adecuada. Finalmente, los resultados del campo de desplazamientos, de cada secuencia, se pueden apreciar al final del documento en los anexos adjuntos.

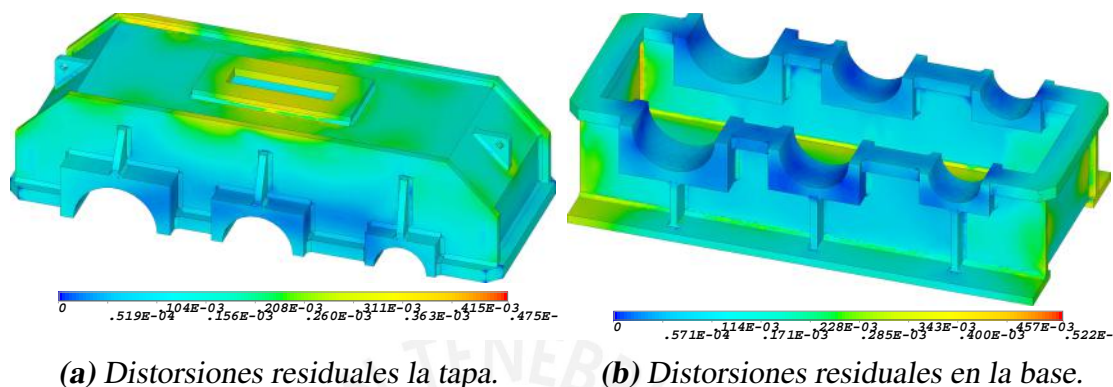


Figura 4.9: Distorsiones residuales en la carcasa soldada.

4.4.2.2. Tensiones residuales

Las tensiones residuales de la tercera secuencia de soldadura, obtenidas mediante el procedimiento propuesto, se muestran en la Figura 4.10 (a) y (b). La magnitud máxima del esfuerzo equivalente que se muestra en la Figura 4.10, se encuentra alrededor de los 337 MPa y es menor al esfuerzo de fluencia del acero, ASTM A36, empleado en la simulación. Por otro lado, es importante acotar que el aumento de volumen localizado debido al aporte de calor propio del proceso de soldadura y el grado de embridamiento (los apuntalamiento, empotramientos y restricciones de movimiento), son factores que juegan un papel importante para el aumento o disminución de las tensiones residuales. Los resultados estructurales de las tres secuencias de soldadura estudiados en el presente trabajo de tesis, se encuentran al final del documento en el anexo adjunto.

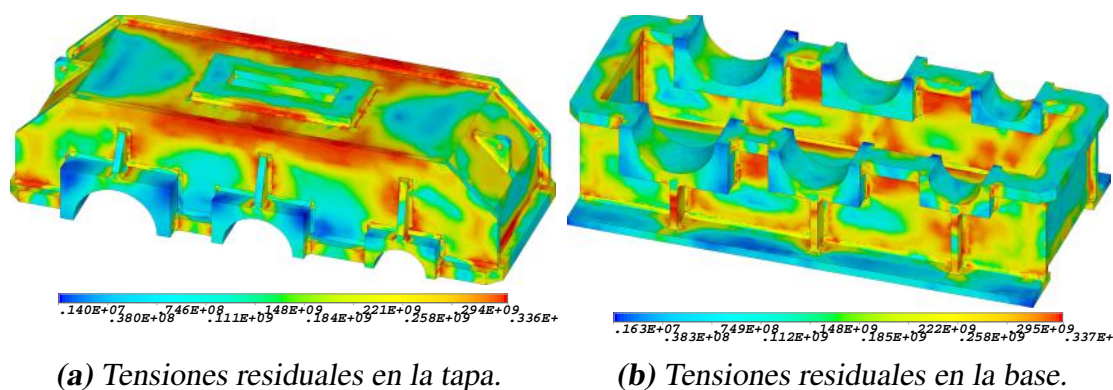


Figura 4.10: Tensiones residuales en la carcasa soldada.

4.5. Evaluación de las secuencias de soldadura

En esta sección se evaluarán las diferentes secuencias de soldadura propuestas en los secciones anteriores. Desde el punto de vista tecnológico los resultados mostrados en las Figuras 4.8, 4.9 y 4.10 no presentan mayor relevancia como resultado gráfico; sin embargo, un post- proceso de los resultados numéricos, resulta de gran utilidad al momento de estimar las sobremedidas iniciales antes de realizar proceso de fabricación. Esto se debe a que, luego de finalizado el proceso de soldadura, las piezas se tienen que volver a mecanizar para lograr las dimensiones y tolerancias finales, necesarias para su correcto funcionamiento. Para el caso de la carcasa objeto de estudio, se identificaron la superficie de apoyo de la base y la superficie de partición, donde entran en contacto la base y la tapa, como las superficies de interés para evaluar la planitud. Mientras que las superficies de los agujeros cilíndricos, que sirven de alojamiento a los rodamientos, se identificaron para evaluar la cilindridad.

4.5.1. Desviación de la planitud en la superficie de apoyo de la base

La base de la carcasa soldada descansa en cimientos que generalmente son de concreto. Los cimientos, donde se apoya o descansa la carcasa, se encuentran en contacto con dos superficies planas de la base de la carcasa. La desviación de planitud se obtiene a partir de los desplazamientos de todos los nodos de la superficie analizada, respecto al plano de referencia, lo que genera una nube de puntos que obedecen a las marcas “+” que se muestran en la Figura 4.11.

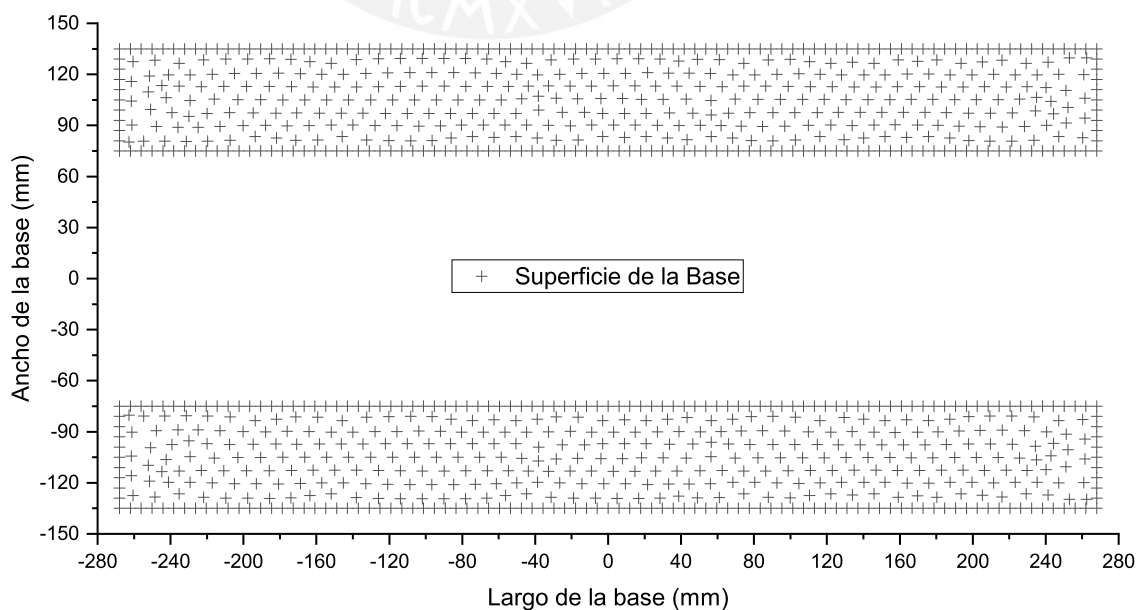


Figura 4.11: Superficies de apoyo de la base de la carcasa.

La Figura 4.12 presenta los resultados de la primera secuencia de soldadura en un gráfico de desplazamiento vertical vs el largo de la base. La figura muestra la variación de la nube de puntos que conforman la superficie de apoyo de la base. Cabe recordar que en esta primera secuencia de soldadura no se hizo hincapié para aplicar los métodos de control de distorsión. La desviación de planitud se encuentra alrededor de los $422,5 \mu m$.

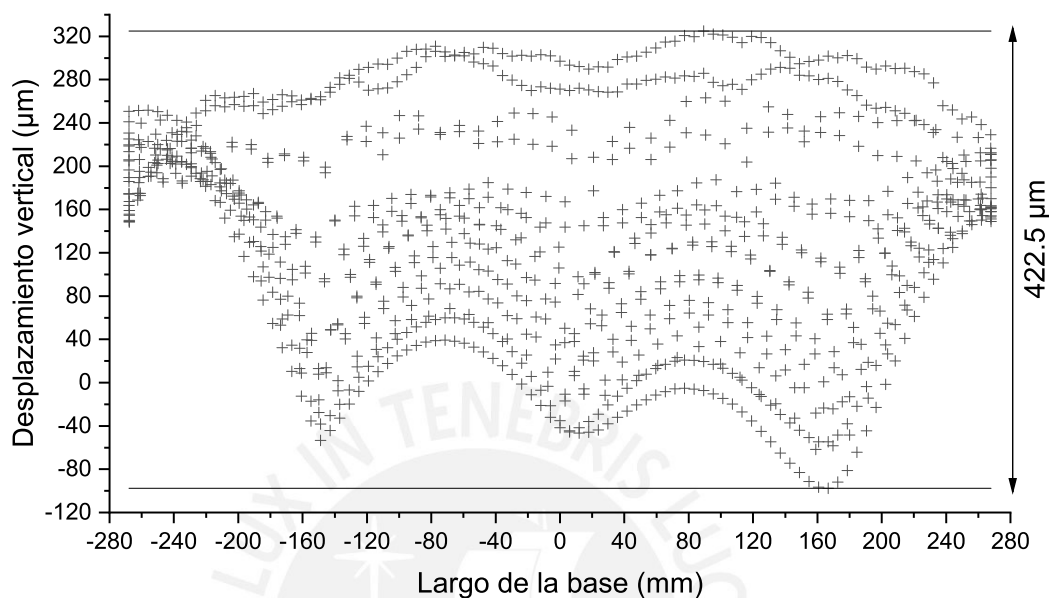


Figura 4.12: Resultados de desviaciones de planitud de la primera secuencia.

Los resultados mostrados en el gráfico de la Figura 4.13 obedecen a los desplazamientos residuales de la segunda secuencia de soldadura. En este caso, se considero el paso peregrino o *back step* con la soldadura intermitente, como método para el control de distorsión. La desviación de planitud máxima en este caso es de $375,9 \mu m$.

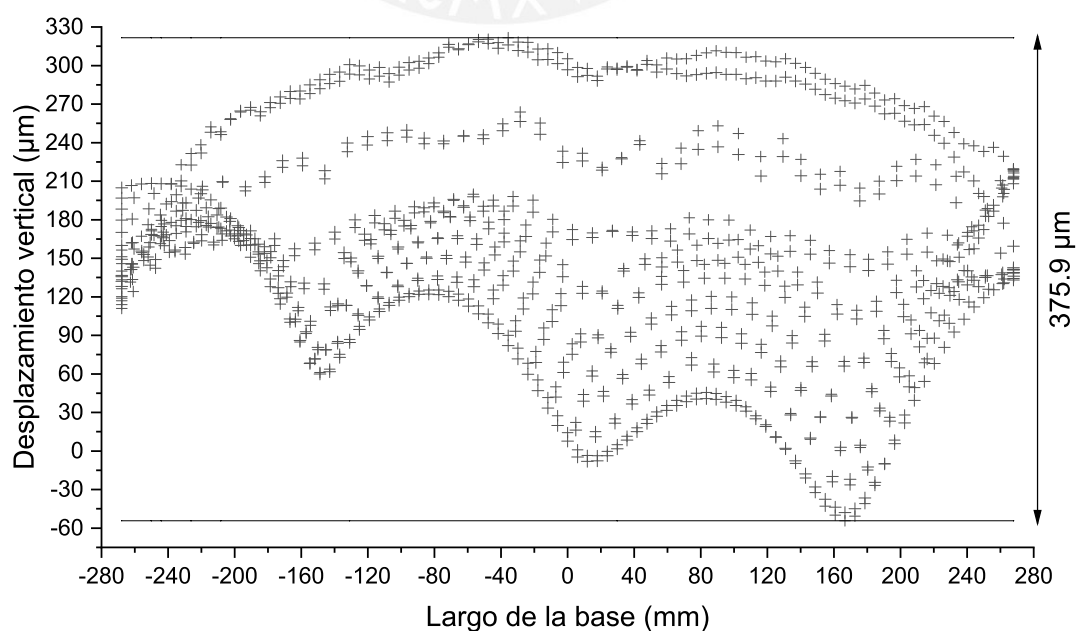


Figura 4.13: Resultados de desviaciones de planitud de la segunda secuencia.

Por ultimo, se presenta la tercera y ultima secuencia de soldadura, además de hacer énfasis en la aplicación de las técnicas para el control de distorsión, se incluyó una segunda fuente de calor, con el fin de disminuir el tiempo del proceso. La desviación de planitud máxima para este caso es de $242,7 \mu m$.

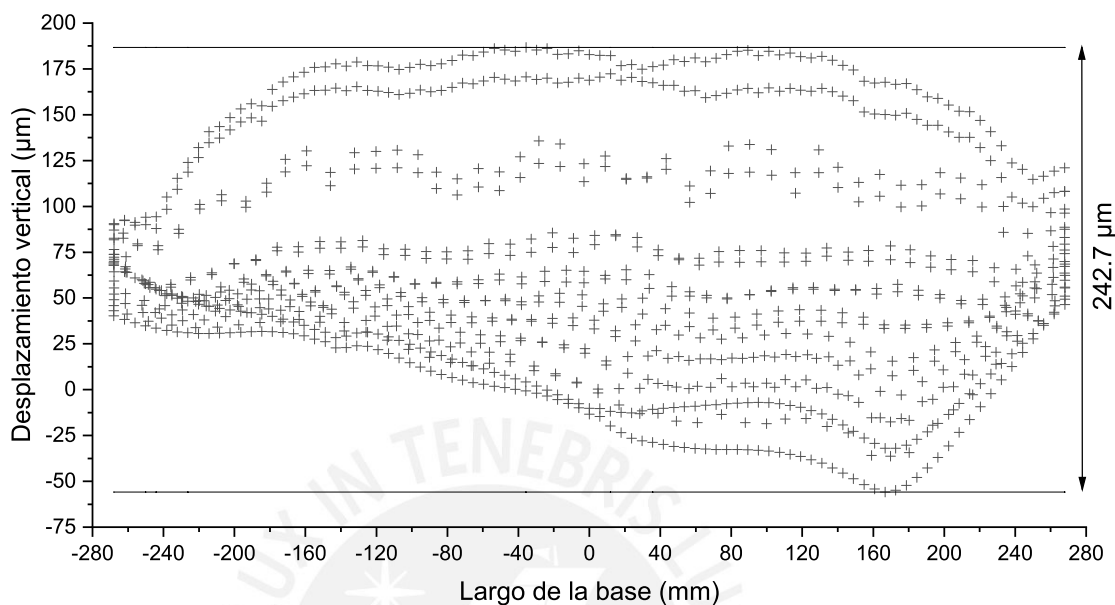


Figura 4.14: Resultados de desviaciones de planitud de la tercera secuencia.

Las nubes de puntos mostradas en las Figuras 4.12, 4.13 y 4.14, están asociadas a la distribución de nodos que se presentó en la Figura 4.11. Para esta distribución de nodos se muestra un resumen de las desviaciones de planitud o planicidad, de las tres secuencias de soldadura (ver Tabla 4.3). Los resultados más favorables, con menores desviaciones de planitud, corresponden a la tercera secuencia de soldadura.

Tabla 4.3: Resultados de desviaciones de planitud en la base de la carcasa.

Superficies de la base de la carcasa		
Primera secuencia	Segunda secuencia	Tercera secuencia
$422.5 \mu m$	$375.9 \mu m$	$242.7 \mu m$

4.5.2. Desviación de la planitud en la superficie de partición

La desviación de planitud que se evaluará en esta sección corresponde a las superficies de partición entre la base y la tapa de la carcasa. La importancia de evaluar la desviación de planitud en dicha superficie, se debe a la hermeticidad que debe poseer la carcasa como una característica propia del diseño. Evitar que el interior de la carcasa entre en contacto con agentes ajenos, como el polvo y el agua, es de suma importancia para un correcto funcionamiento de los componentes mecánicos. Para ello, se debe asegurar el

mayor contacto posible entre ambas superficies (base y tapa). La Figura 4.15 ilustra la superficie de partición entre la tapa y la base de la carcasa soldada. La nube de puntos que se presenta en la gráfica 4.15 representa al ancho vs largo de la carcasa. Dicha distribución de nodos será materia de estudio en la presente sección.

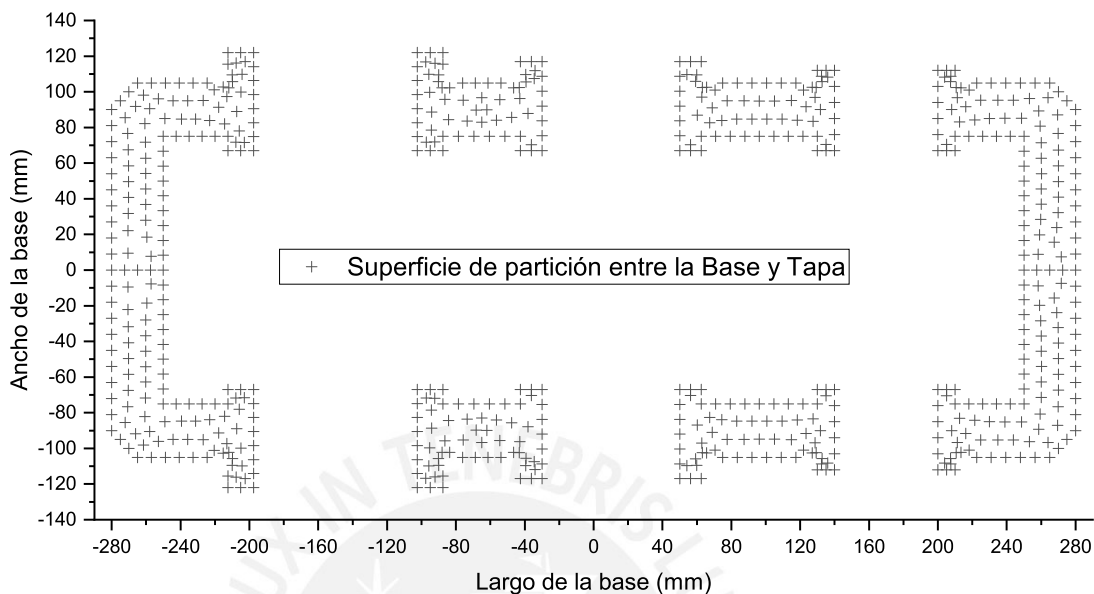


Figura 4.15: Superficie de partición entre la base y la tapa de la carcasa.

Los resultados que se ilustran en la Figura 4.16, muestran los desplazamientos residuales de la primera secuencia de soldadura, tanto para la tapa como para la base de la carcasa. Las marcas de color rojo representan la tapa y las marcas de color gris hacen referencia a la base de la carcasa. Los resultados de la máxima desviación de planicidad son los siguientes: $375,9 \mu m$ para la tapa y $220,1 \mu m$ para la base.

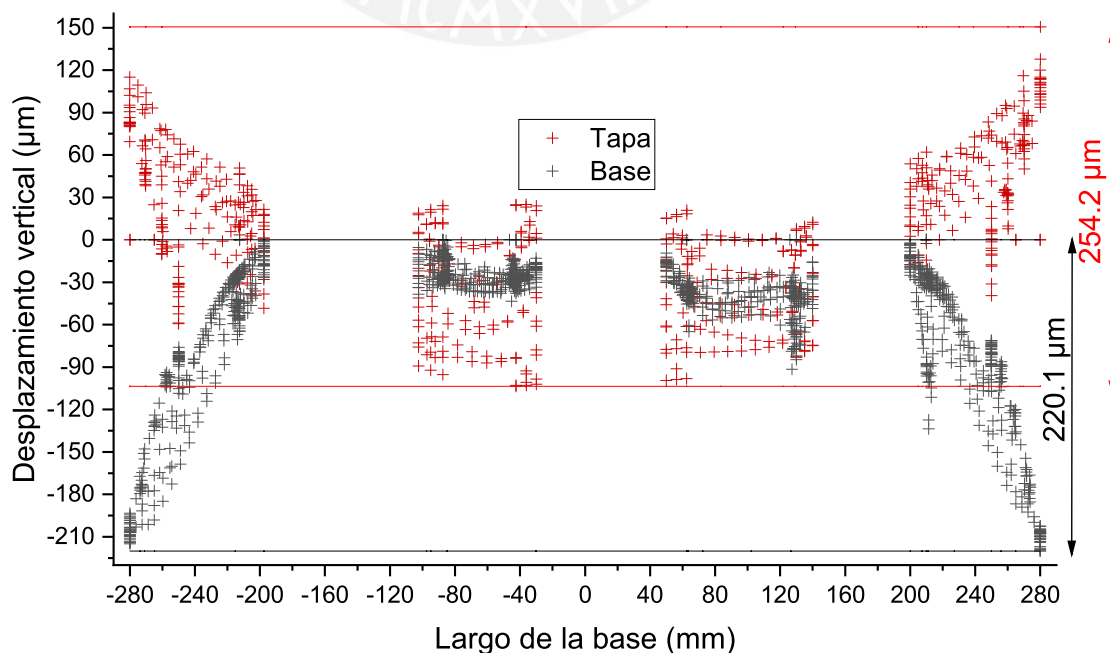


Figura 4.16: Desviaciones de planitud en la superficie de partición. Primera secuencia.

De forma análoga la Figura 4.17 ilustra los desplazamientos al final del proceso de soldadura para la segunda secuencia. Cabe destacar que el método aplicado para el control de distorsión en la segunda secuencia fue el paso peregrino y la soldadura intermitente. Los resultados de máxima desviaciones de planitud son los siguientes: $257,44 \mu m$ para la base y $193,4 \mu m$ para la tapa.

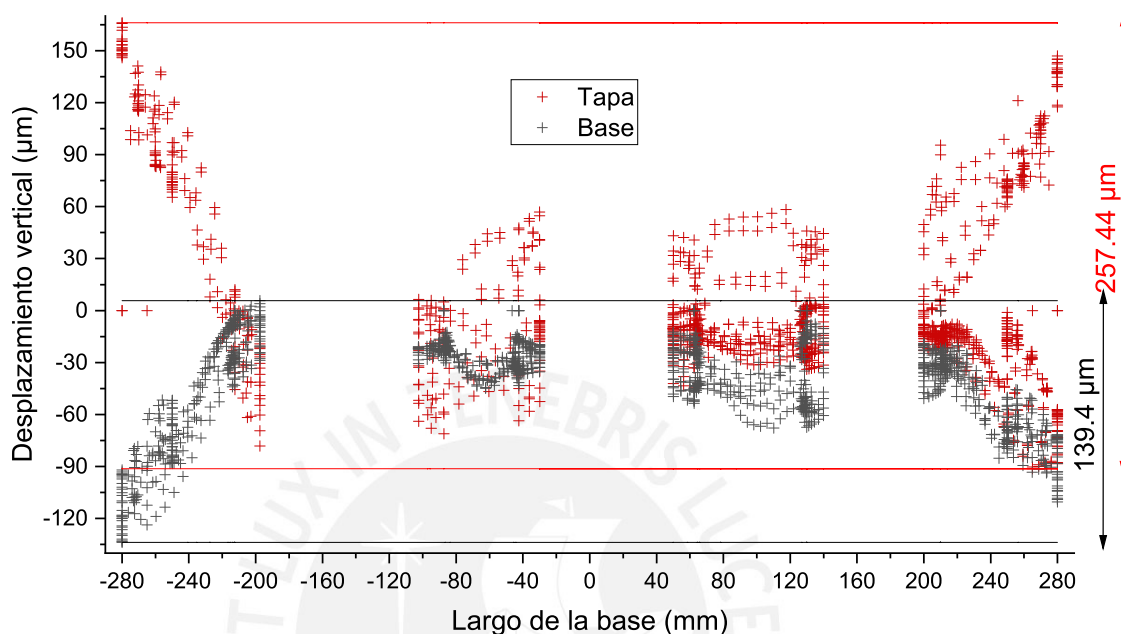


Figura 4.17: Desviaciones de planitud en la superficie de partición. segunda secuencia.

Del mismo modo, la Figura 4.18 muestra los resultados de la superficie de partición de la carcasa soldada. En esta tercera secuencia de soldadura se empleó, además de los métodos de control de distorsión expuestos en la segunda secuencia, la doble fuente de calor. Los resultados obtenidos por simulación numérica son los siguientes: $149,6 \mu m$ para la tapa y $115,4 \mu m$ para la base.

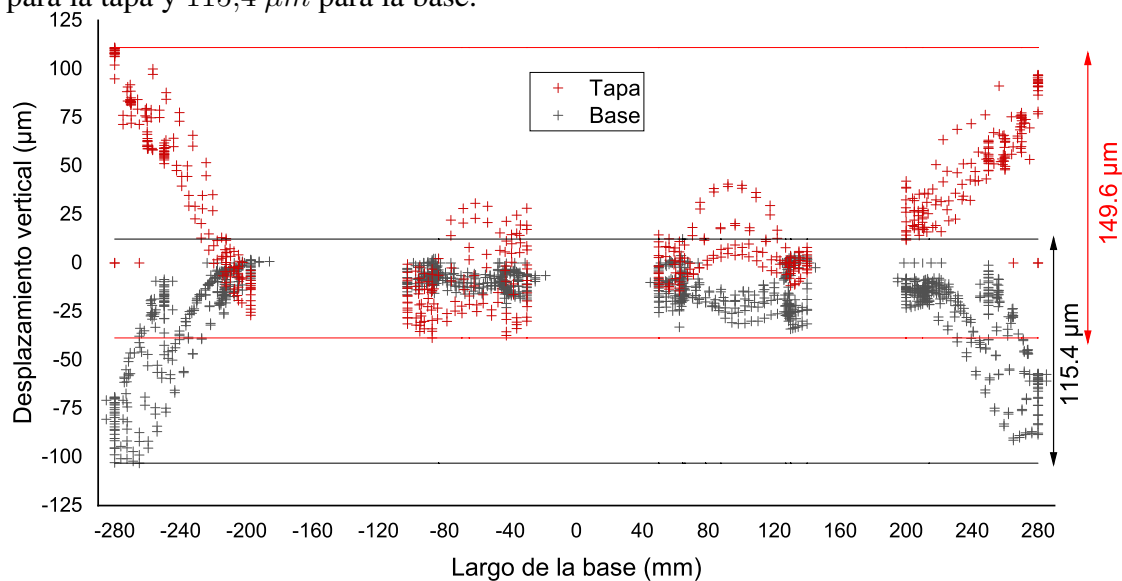


Figura 4.18: Desviaciones de planitud en la superficie de partición. Tercera secuencia.

Por ultimo, la Tabla 4.4 muestra el resumen de los resultados de desviaciones de planitud en la superficie de partición de la carcasa soldada. De igual forma que en la sección anterior se evaluó los resultados de desviaciones de planitud en la superficie de partición de la carcasa. Las Figuras 4.16, 4.17 y 4.18 muestran las nubes de puntos que están asociados a los nodos de la superficie en contacto (ver Figura 4.15). Los mejores resultados, donde la desviación de planitud es menor, las presenta la tercera secuencia de soldadura. En esta secuencia se empleó una doble fuente de calor simétrica y los métodos de control de distorsión expuestos en la secciones pasadas.

Tabla 4.4: Resultados de desviaciones de planitud en la superficie de partición de la carcasa.

Superficies de partición de la carcasa			
	Primera secuencia	Segunda secuencia	Tercera secuencia
Tapa	254.2 μm	257.44 μm	149.6 μm
Base	220.1 μm	139.4 μm	115.4 μm

4.5.3. Desviación de la cilíndricidad en los agujeros de los rodamientos

La desviación de cilíndricidad se define como la diferencia entre los radios de dos cilindros coaxiales cuyo cilindro de referencia debe estar comprendido entre ellos.

La Figura 4.19 ilustra los tres cilindros de referencia que serán evaluados. Las semicircunferencias con marcas de color oscuro corresponden a la tapa de la carcasa y las semicircunferencias con marcas de color rojo corresponde a la base de la carcasa de la caja reductora, objeto de estudio. Los diámetros de los tres cilindros que se muestran en la Figura 4.19 y son: $\varnothing_1 = 95 \text{ mm}$, $\varnothing_2 = 80 \text{ mm}$ y $\varnothing_3 = 60 \text{ mm}$.

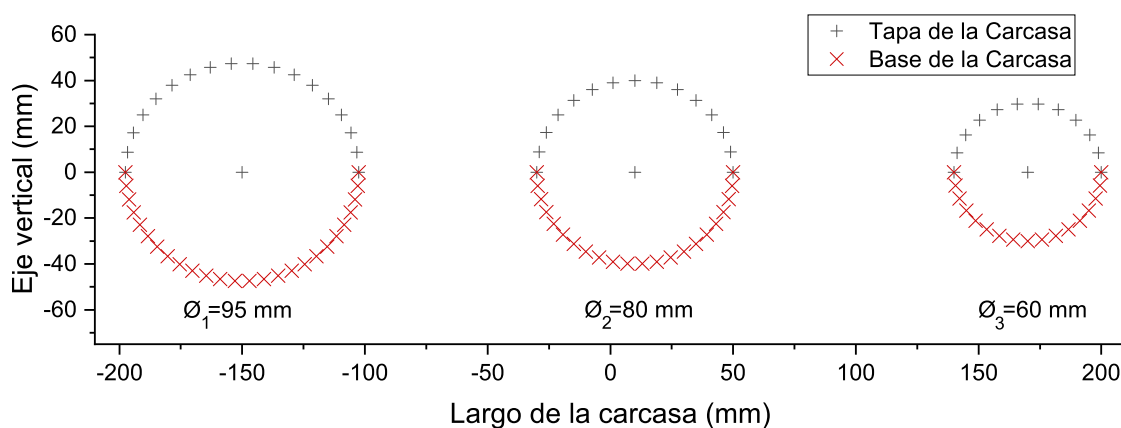


Figura 4.19: Superficies cilíndricas de la carcasa.

El procedimiento para evaluar las desviaciones de cilindridad de los cilindros mostrados en la Figura 4.19 es el siguiente: Primero, se agrupan los semicilindros de diámetros iguales, tanto para la base (marcas rojas) como para la tapa (marcas oscuras). Luego, se toma un conjunto de dos cilindros del mismo diámetro (lado frontal y posterior). Finalmente, se recoge los resultados de las superficies en mención, y sobre estos resultados se escalan cien veces los valores de desplazamientos residuales. Con el fin de apreciar mejor los resultados (ver Figuras 4.20, 4.21 y 4.22).

La Figura 4.20 ilustra los resultados de la desviación de cilindridad de los seis cilindros donde se alojan los rodamientos de la caja reductora. Las dos circunferencias de líneas discontinuas representan los valores máximos y mínimos de desplazamiento. La diferencia entre los radios de dichas circunferencias representa la desviación de cilindridad. Los resultados de esta diferencia se muestran en la Figura 4.20 y se encuentran en el orden de los $303,30 \mu\text{m}$, $163,71 \mu\text{m}$ y $209,52 \mu\text{m}$.

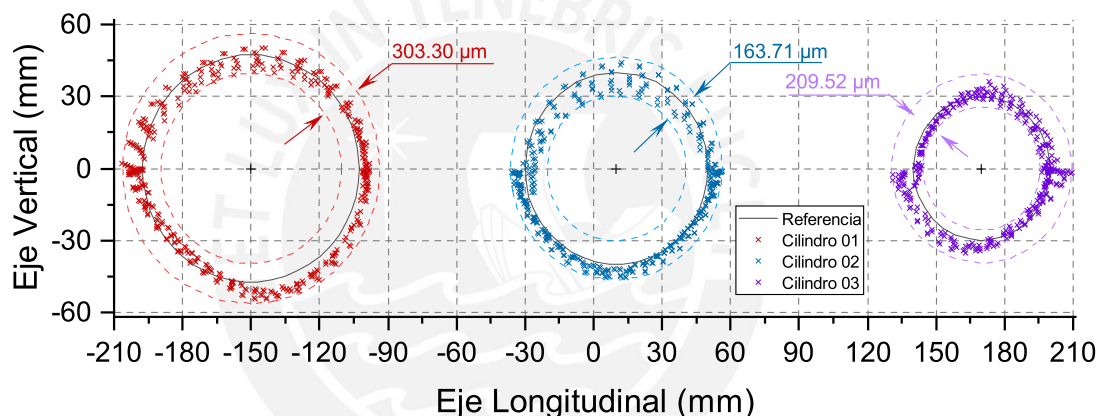


Figura 4.20: Desviaciones de cilindridad de la primera secuencia.

De forma análoga, la Figura 4.21 ilustra los resultados correspondientes a la segunda secuencia de soldadura. En la gráfica se puede observar que los resultados se encuentran en el orden de los $168,56 \mu\text{m}$, $161,29 \mu\text{m}$ y $136,43 \mu\text{m}$, para este caso de estudio.

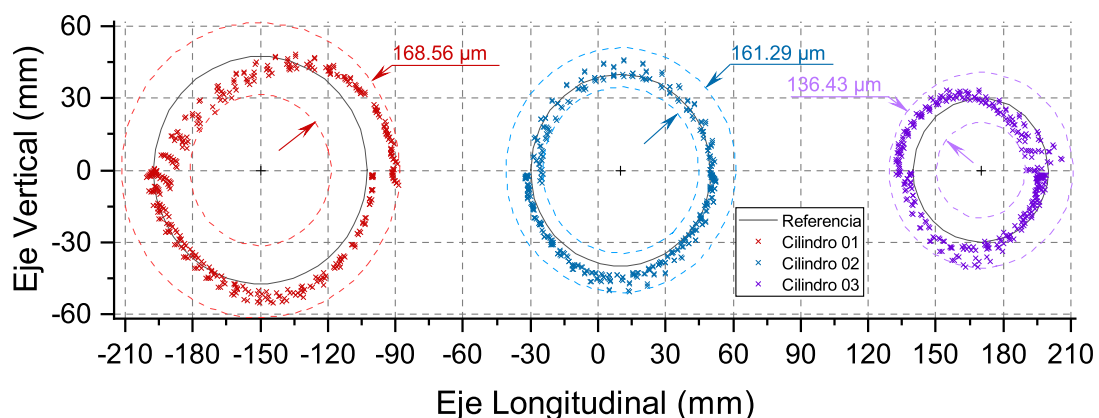


Figura 4.21: Resultados de desviaciones de cilindridad de la segunda secuencia.

La Figura 4.22 muestra los resultados de la ultima secuencia de soldadura. Al igual que en las gráficas de las Figura 4.20 y 4.21, se empleó el mismo criterio para evaluar los resultados. Se tomó como referencia los diámetros de diseño de las cilindros y se acotó los valores máximos y mínimos en cada uno de los cilindros. Los resultados se encuentran en el orden de los $183,41 \mu m$, $94,43 \mu m$ y $143,81 \mu m$, para esta ultima secuencia de soldadura.

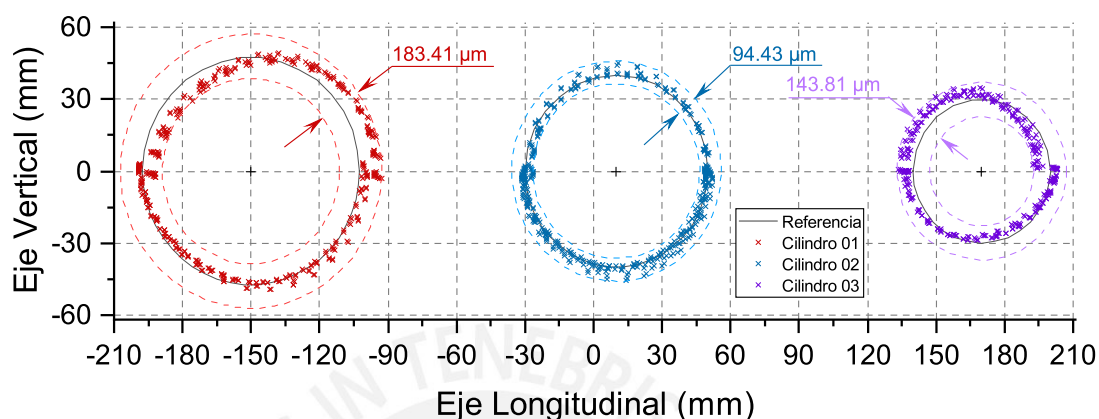


Figura 4.22: Resultados de desviaciones de cilindridad de la tercera secuencia.

Por ultimo, la Tabla 4.5 compara los resultados obtenidos de las tres secuencias de soldadura. Los resultados más favorables, con menores desviaciones de cilindridad, se obtuvieron de la tercera secuencia de soldadura, donde se empleó la doble fuente de calor simétrica y la soldadura de paso peregrino e intermitente. Por otro lado, los resultados con las mayores desviaciones de cilindridad se muestran en la primera secuencia, en donde no se aplicó ningún método para el control de distorsión.

Tabla 4.5: Resultados de desviaciones de cilindridad en la carcasa soldada.

	Superficies de cilindros de la carcasa		
	Primera secuencia	Segunda secuencia	Tercera secuencia
Cilindro $\phi_1 = 95 \text{ mm}$	$303.3 \mu m$	$168.56 \mu m$	$183.41 \mu m$
Cilindro $\phi_2 = 80 \text{ mm}$	$163.71 \mu m$	$161.29 \mu m$	$94.43 \mu m$
Cilindro $\phi_3 = 60 \text{ mm}$	$209.52 \mu m$	$136.43 \mu m$	$143.81 \mu m$

Conclusiones

- El procedimiento propuesto en el presente trabajo de tesis fue implementado satisfactoriamente. Se basó en el análisis por elementos finitos para determinar los campos de temperatura, tensiones y deformaciones residuales en uniones soldadas. El procedimiento se aplicó en dos ejemplos de validación, observándose que los resultados térmicos y estructurales guardan una adecuada correlación con los resultados experimentales. En el análisis de temperaturas, la máxima diferencia promedio entre los resultados numéricos y experimentales oscila alrededor de un 9 %. Mientras que, en el análisis estructural, la diferencia máxima promedio en los desplazamientos calculados por ambos métodos se encuentra alrededor de 5 %.
- El modelo de distribución de calor de Goldak, o de doble elipsoide, fue seleccionado para la solución del problema térmico. Se mostró que el método de Christensen es apropiado para calcular los parámetros geométricos del doble elipsoide. Asimismo, el modelo bilineal elástico-perfectamente plástico, resulta adecuado para representar el comportamiento del material. En el problema estructural, los mejores resultados se obtuvieron cuando la temperatura de activación de los elementos se estableció igual al 90 % de la temperatura de fusión.
- Se verificó numéricamente que la distorsión disminuye cuando se utilizan secuencias de soldadura que contemplan métodos de control de distorsión. Los métodos para controlar la distorsión empleados en la presente investigación fueron recomendados por profesionales especializados en soldadura.
- Se evaluaron tres secuencias de soldadura en la carcasa soldada objeto de estudio. La secuencia de soldadura que emplea la técnica de paso peregrino, en combinación con la soldadura simétrica de dos cordones simultáneos, es la que genera menores tensiones residuales y menores desviaciones de planitud y cilindridad, siendo la más adecuada para fabricación de la carcasa.
- Como criterios de evaluación de la distorsión en la carcasa soldada, se establecieron: la desviación de planitud y de cilindridad de las superficies de trabajo. Para la secuencia de soldadura seleccionada (tercera secuencia), se alcanzó una desviación de planitud de $242.7 \mu m$ en la superficie de apoyo, mientras que, en la superficie de partición entre la base y la tapa de la carcasa

se alcanzó $115.4 \mu m$ y $149.6 \mu m$ respectivamente. Para la misma secuencia de soldadura, la desviación de cilíndricidad en los alojamientos de los rodamientos, alcanzó $168.56 \mu m$, $94.43 \mu m$ y $136.43 \mu m$ en los agujeros correspondientes a los tres ejes.



Recomendaciones y Observaciones.

- Se observa que se cuenta con una limitada información en el campo de la caracterización de las propiedades de los materiales, sobre todo cuando dichas propiedades son dependientes de la temperatura. Se recomienda ahondar más en este campo de las propiedades termo-mecánicas dependientes de la temperatura de los aceros, pues tienen una influencia importante en la precisión de los resultados.
- Se observa que la literatura especializada, sobre la simulación del proceso de soldadura, no cuenta con un modelo del comportamiento de material consolidado para la solución del problema estructural. Se recomienda profundizar más sobre esta limitante y establecer un patrón adecuado que ayude a captar de mejor manera el fenómeno termo-mecánico.
- Se observa que las magnitudes de los esfuerzos residuales equivalentes se encuentran cercanos al esfuerzo de fluencia del material base. Se recomienda un estudio de tratamiento térmico con el fin de aliviar las tensiones residuales.
- Se observa que el recurso computacional para el tipo de análisis desarrollado en la presente investigación (problemas termo-estructurales acoplados) es muy alto y requiere grandes espacios de almacenamiento. En tal sentido, se recomienda contar con computadoras de gran capacidad de procesamiento y almacenamiento.

Bibliografía

- Andersson, B. (1978). Thermal stresses in a submerged-arc welded joint considering phase transformations. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 100(4):356–362.
- Ansys, A. (2019). Programmer's guide release 19.0.
- Aokman (2019). *Catalogue of ZY Series Parallel Shaft Gearboxes*.
- Army, U. (1993). *Operator's Circular, Welding Theory and Application. Training Circular*.
- Awang, M. (2002). *The effects of process parameters on steel welding response in curved plates*. PhD thesis, West Virginia University.
- AWS, D. (2015). *D1. 1/D1. 1M-Structural Welding Code-Steel*.
- Azar, A. S., Ås, S. K., and Akselsen, O. M. (2012). Determination of welding heat source parameters from actual bead shape. *Computational materials science*, 54:176–182.
- Blas Cajas, M. A. (2015). Desarrollo de un algoritmo para el diseño de carcasas soldadas para cajas reductoras de engranajes cilíndricos. *PUCP-Lima*.
- Cengel, Y. A., Ghajar, A. J., and Ma, H. (2011). *Heat and Mass Transfer: Fundamentals & Applications, 4e*. McGraw-Hill.
- Christensen, N., Davies, V. d. L., and Gjermundsen, K. (1965). Distribution of temperatures in arc welding. *British Welding Journal*, 12(2):54–75.
- Curi, O. (2016). Determinación de deformaciones y tensiones residuales en tuberías unidas por soldadura utilizando simulación numérica para su aplicación en gasoductos. *Pontificia Universidad Católica del Perú*.
- Davies, A. (1992). *The Science and Practice of Welding: The Science and Practice of Welding*. Cambridge University Press.
- Dunne, F. and Petrinic, N. (2005). *Introduction to computational plasticity*. Oxford University Press on Demand.
- Fosca, C. (2007). Introducción a la metalurgia de la soldadura.

- Franco, R., Loaiza G., W., Lean, P. P., and Yépez, H. (2017). A one way coupled thermo-mechanical model to determine residual stresses and deformations in butt welding of two astm a36 steel plates. *Coupled Problems in Science and Engineering VII 12 – 14 June 2017, Rhodes Island, Greece*.
- Franco, R., Valverde, Q. M., Yépez, H., Curi, O. G., and Lean, P. (2015). Determinación de tensiones residuales en tuberías soldadas en dirección circunferencial utilizando simulación numérica.
- Friedman, E. (1975). Thermomechanical analysis of the welding process using the finite element method. *Journal of Pressure Vessel Technology*, 97(3):206–213.
- Goldak, J., Chakravarti, A., and Bibby, M. (1984). A new finite element model for welding heat sources. *Metallurgical transactions B*, 15(2):299–305.
- Goldak, J. A. and Akhlaghi, M. (2006). *Computational welding mechanics*. Springer Science & Business Media.
- Groover, M. P. (2012). *Fundamentos de manufactura moderna: materiales, procesos y sistemas*. Pearson Educación.
- Hansen, J. L. (2003). *Numerical modelling of welding induced stresses*. Institut for Produktion og Ledelse, DTU.
- Hernández, G. (2008). Manual del soldador. *Asociación Española de Soldadura y Tecnologías de Unión, CESOL*, 10.
- Jeyakumar, M., Christopher, T., and Rao, B. N. (2013). Residual stress evaluation in butt welded joint of astm a36 steel plates. *International Journal of Electronics Communication and Computer Engineering*, 4(2):581–587.
- Jin, J.-M. (2015). *The finite element method in electromagnetics*. John Wiley & Sons.
- Kobe Steel, L. (2015). The abc's of arc welding and inspection.
- Krutz, G. and Segerlind, L. (1976). *Finited Element Analysis of Welded Structures*. Society of Automotive Engineers.
- Lindgren, L.-E. (2014). *Computational welding mechanics*. Elsevier.
- Malik, A. M., Qureshi, E. M., Dar, N. U., and Khan, I. (2008). Analysis of circumferentially arc welded thin-walled cylinders to investigate the residual stress fields. *Thin-Walled Structures*, 46(12):1391–1401.
- Martínez, S. T. and Pérez, D. H. (2011). *Apuntes de elasticidad y resistencia de materiales*. Universidad Politécnica de Cartagena.
- Mase, G. E. (1977). *Teoría y problemas de mecánica del medio continuo*. México.

- Masubushi, K. (1982). Analysis of welded structures: eir consequences.
- NBE-EA-95 (2003). *NBE-EA-95: Norma Básica de la edificación en Estructuras de acero en edificaciones*. Legran.
- Nguyen, N., Mai, Y., Simpson, S., and Ohta, A. (2004). Analytical approximate solution for double ellipsoidal heat source in finite thick plate. *Welding Journal*, 83(3):82.
- Olivella, X. and de Saracibar Bosch, C. (2002). *Mecánica de medios continuos para ingenieros*. Politext. Universidad Politécnica de Cataluña.
- Pavelic, V., Tanbakuchi, R., Uyehara, O., and Myers, P. (1969). Experimental and computed temperature histories in gas tungsten-arc welding of thin plates. *WELD J*, 48(7):295.
- Pozo Morejón, J., Garcí Jacomino, J., Ramos Morales, E., and Duffus Scott, A. (2009). Metodología de modelació mediante ansys de la historia térmica, tensiones y deformaciones de soldadura. *Revista de la Facultad de Ingeniería Universidad Central de Venezuela*, 24:13 – 26.
- Prat, P. (2014). Ecuaciones constitutivas elasticidad y plasticidad. *Departament d'Enginyeria del*.
- Qureshi, E., Malik, A., and Dar, N. (2009). Residual stress fields due to varying tack welds orientation in circumferentially welded thin-walled cylinders. *Advances in Mechanical Engineering*, 1:351369.
- Radaj, D. (2001). *Welding residual stresses and distortion*. Revised Edition. German.
- Richter, F. (1973). Die wichtigsten physikalischen eigenschaften von 52 eisenwerkstoffen. *Stahleisen-Sonderberichte, Duesseldorf: Verlag Stahleisen, 1973*.
- Tezer, B. A. (2013). *Damage evaluation of civil engineering structures under extreme loadings*. PhD thesis, École normale supérieure de Cachan-ENS Cachan.
- Tonković, Z., Perić, M., Surjak, M., Garašić, I., Boras, I., Rodić, A., and Švaić, S. (2012). Numerical and experimental modeling of a t-joint fillet welding process. In *11th International Conference on Quantitative InfraRed Thermography (QIRT 2012): proceedings*.
- Xavier, C. R., Delgado Junior, H., and Castro, J. d. (2015). An Experimental and Numerical Approach for the Welding Effects on the Duplex Stainless Steel Microstructure. *Materials Research*, 18:489 – 502.

Anexos



A. Resultados térmicos en la junta en T

En la presente sección se comparan los perfiles de temperatura obtenidos por el procedimiento propuesto en el presente trabajo de tesis con los resultados experimentales de (Tonković et al., 2012).

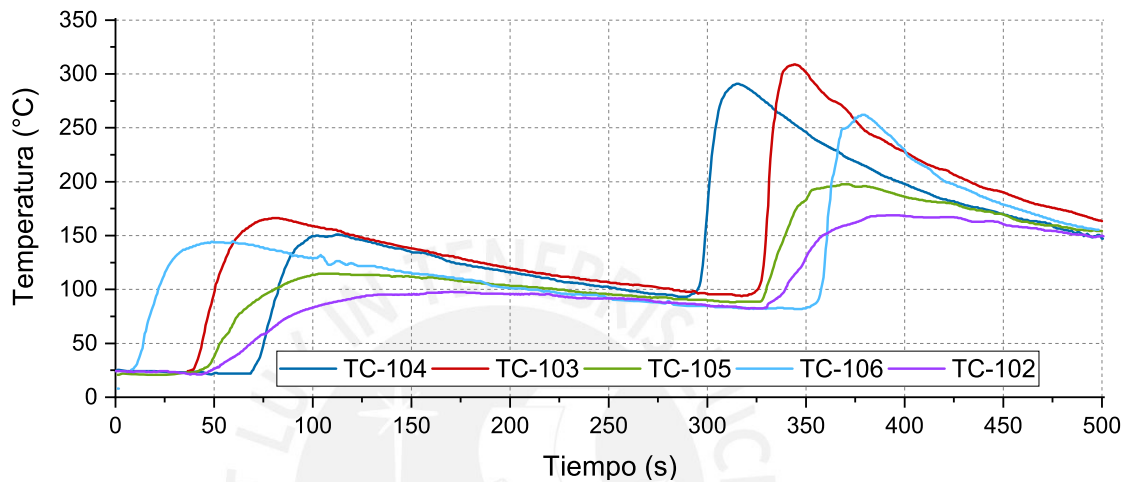


Figura A.1: Perfiles de temperatura medidos por termocuplas tipo K en todo el tiempo del proceso de soldadura (Tonković et al., 2012).

Los gráficos de la Figuras A.1 y A.2 ilustran los perfiles de temperatura obtenidas experimentalmente y por cálculo numérico. Se observa que la tendencia de las curvas guardan una correcta correlación con los datos obtenidos en campo.

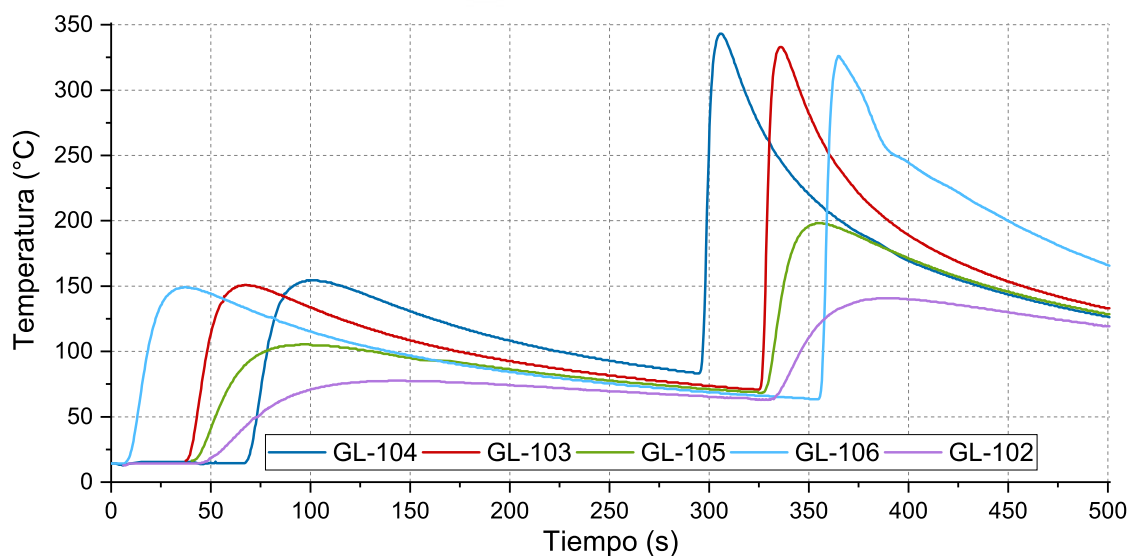


Figura A.2: Perfiles de temperatura hallados con el método de elementos finitos desarrollado en el presente trabajo.

B. Resultados térmicos en la carcasa soldada

Los resultados que se presenta en esta sección representan el final del enfriamiento del proceso de soldadura en la carcasa soldada, objeto de estudio.

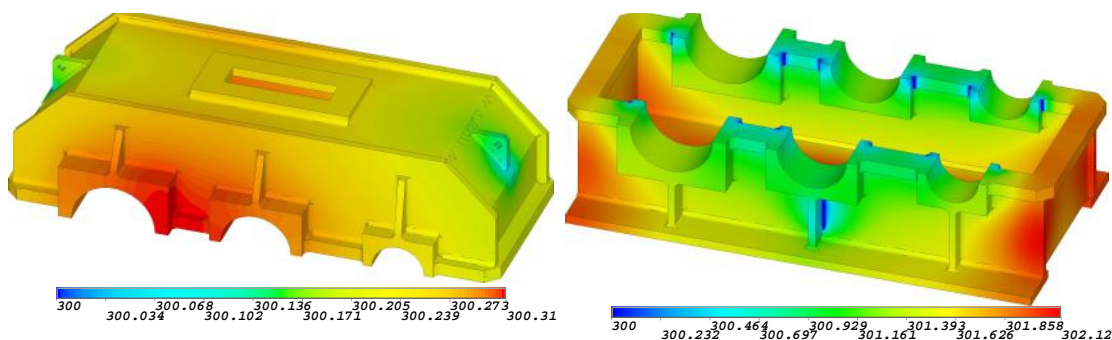


Figura B.3: Resultados de temperaturas en la carcasa soldada. Primera secuencia.

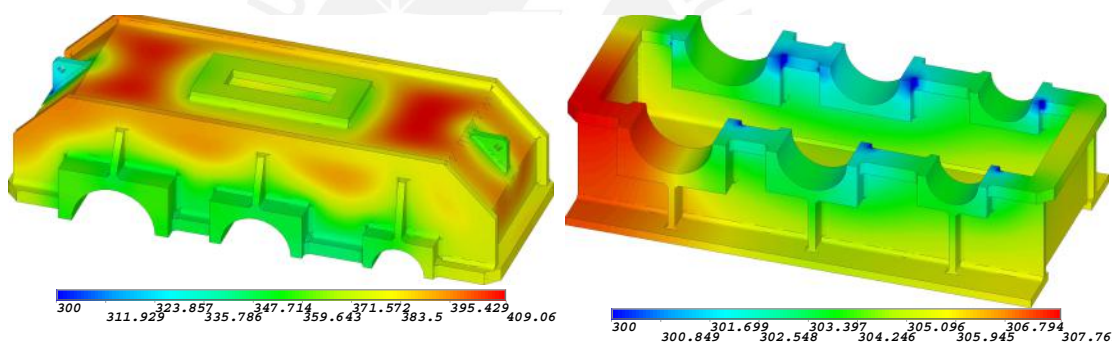


Figura B.4: Resultados de temperaturas en la carcasa soldada. Segunda secuencia.

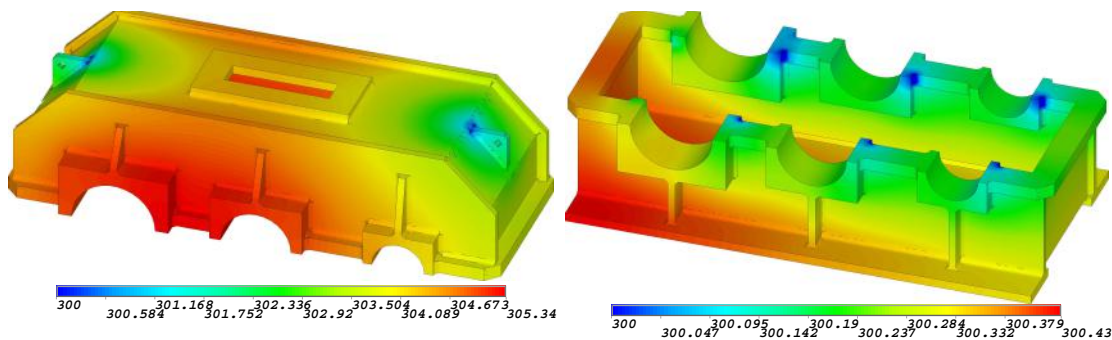


Figura B.5: Resultados de temperaturas en la carcasa soldada. Tercera secuencia.

C. Resultados de desplazamientos residuales en la carcasa soldada

Los resultados que se presenta en esta sección representan los desplazamiento residuales al final del proceso de soldadura en la carcasa soldada, objeto de estudio.

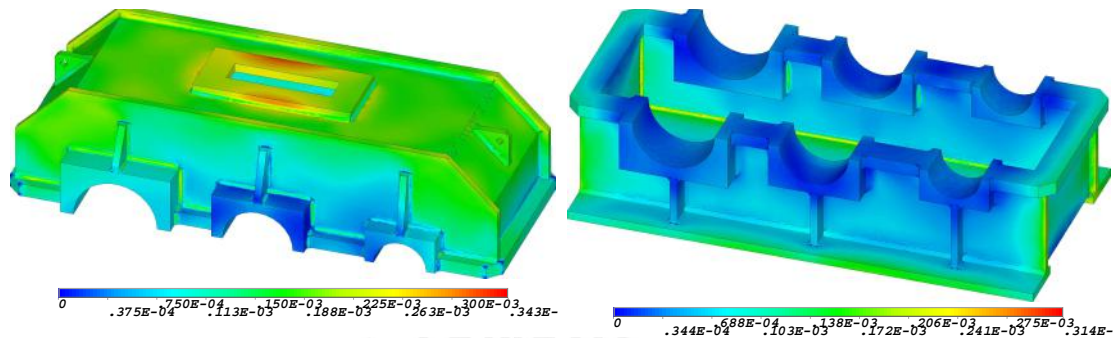


Figura C.6: Resultados de desplazamientos residuales. Primera secuencia.

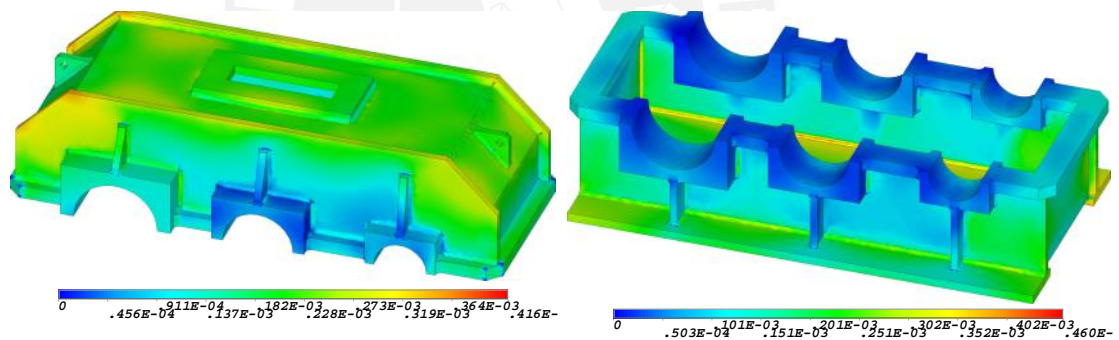


Figura C.7: Resultados de desplazamientos residuales. Segunda secuencia.

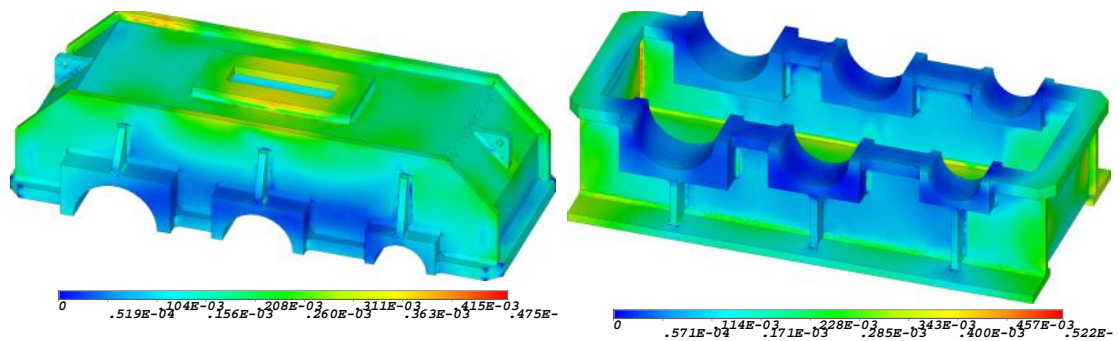


Figura C.8: Resultados de desplazamientos residuales. Tercera secuencia.

D. Resultados de tensiones residuales en la carcasa soldada

Los resultados que se presenta en esta sección representan las tensiones residuales al final del proceso de soldadura en la carcasa soldada, objeto de estudio.

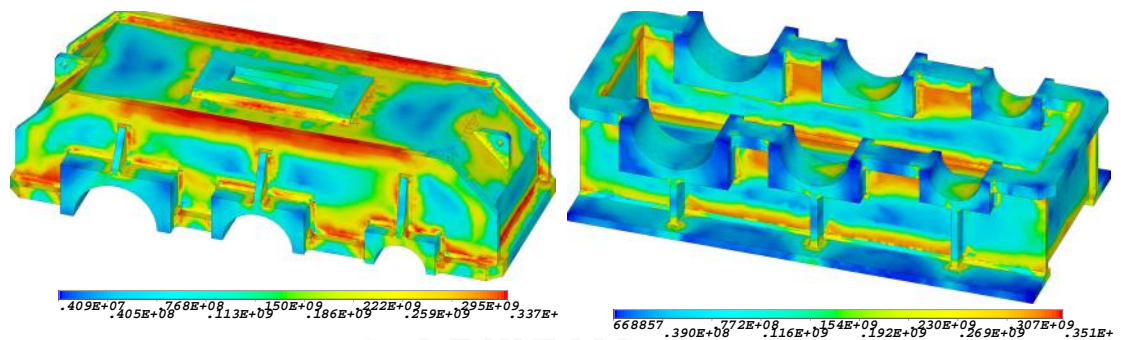


Figura D.9: Resultados de tensiones residuales. Primera secuencia.

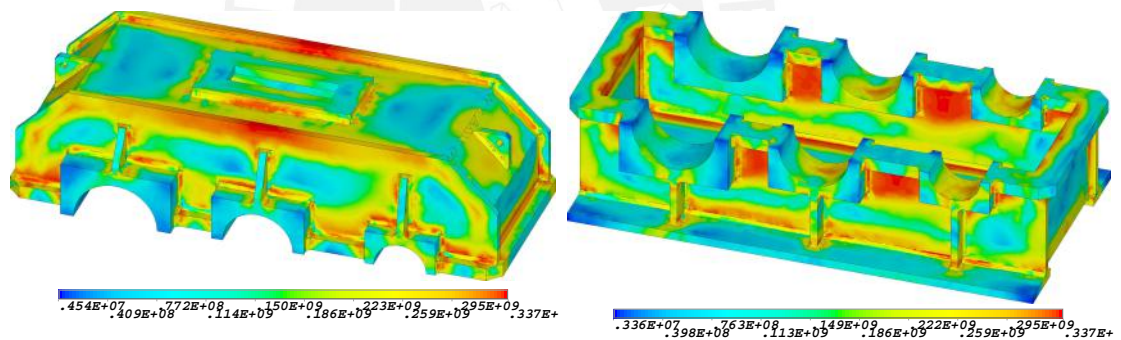


Figura D.10: Resultados de tensiones residuales. Segunda secuencia.

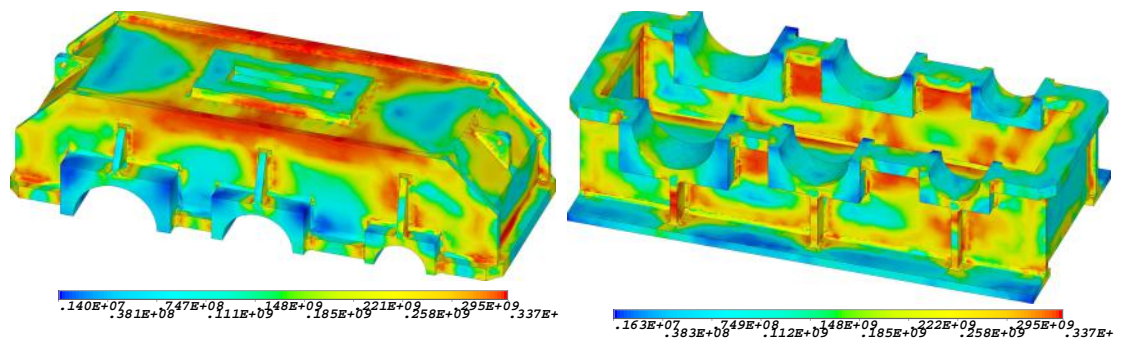


Figura D.11: Resultados de tensiones residuales. Tercera secuencia.

Electrodo revestido de tipo básico, de bajo hidrógeno con extraordinarias características mecánicas y de soldabilidad. Presenta un arco muy suave, bajo nivel de salpicaduras y la escoria es de muy fácil remoción. El contenido de hierro en polvo mejora su tasa de depósito. Dentro de su categoría es el producto que presenta los mejores niveles de resistencia a la tracción.


Clasificación		Aprobaciones	Grados
AWS A5.1 / ASME-SFA 5.1	E7018	ABS LR GL	3H15,3Y 3m,3ym 3Y

Análisis Químico de Metal Depositado (valores típicos) [%]

C	Mn	Si	P	S	Mo	Ni	Cr	Cu	Otros
0,05	1,00	0,60	máx. 0,020	máx. 0,020	-	-	-	-	-

Propiedades Mecánicas del Metal Depositado

Tratamiento Térmico	Resistencia a la Tracción [MPa (psi)]	Límite de Fluencia [MPa (psi)]	Elongación en 2" [%]	Energía Absorbida ISO-V [°C (°F)] [J (Ft-Lbf)]
Sin tratamiento	520 - 610 (75 400 - 88 450)	mín. 400 (58 000)	mín.23	[-30 °C (-22 °F)] min. 70 (57)

Conservación del Producto	Posiciones de Soldadura
<ul style="list-style-type: none"> Mantener en un lugar seco y evitar humedad. Almacenamiento en horno: 125 - 150°C. Resecado de 300°C a 350 °C por 2 horas. 	P, H, Va, Sc. 

Parámetros de Soldeo Recomendados

Para corriente alterna (AC) o continua (DC): Electrodo al polo positivo DCEP							
Diámetro	[mm]	1,60	2,50	3,25	4,00	5,00	6,30
	[pulgadas]	1/16	3/32	1/8	5/32	3/16	1/4
Amperaje mínimo	-	60	90	120	170	210	
Amperaje máximo	-	90	140	190	240	280	

Aplicaciones

- Para aceros de mediano a alto contenido de carbono, alta resistencia y baja aleación.
- Para aceros de alto contenido de azufre y fácil fresado.
- Para aceros laminados al frío.
- Por sus características de resistencia y su fácil manejo, especialmente adecuado para: Soldaduras de tuberías de vapor, calderas de alta presión, piezas de maquinaria pesada, instalaciones de la industria petrolera, petroquímica y minera.

Nota: El precalentamiento está en función al tipo y espesor del material a soldar.

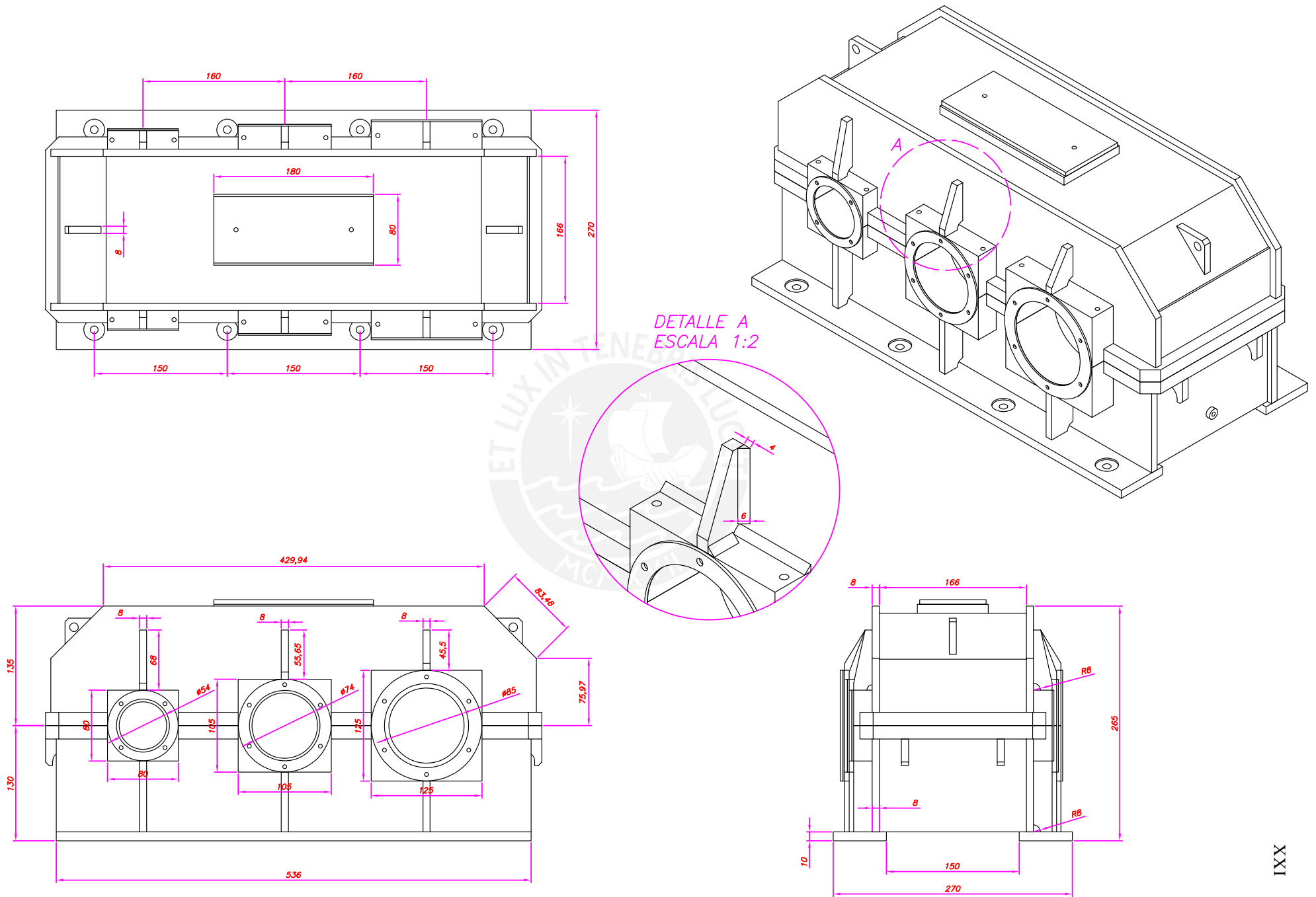


Fig. Cotas generales de la carcasa soldada.