

PONTIFICIA UNIVERSIDAD CATÓLICA DEL PERÚ

FACULTAD DE CIENCIAS E INGENIERÍA



PONTIFICIA
UNIVERSIDAD
CATÓLICA
DEL PERÚ

DETERMINACIÓN DE DEFORMACIONES Y TENSIONES RESIDUALES EN TUBERÍAS UNIDAS POR SOLDADURA UTILIZANDO SIMULACIÓN NUMÉRICA PARA SU APLICACIÓN EN GASODUCTOS

Tesis para optar el Título de **Ingeniero Mecánico**, que presenta el bachiller:

Osmar Giordano Adolfo Curi Grados

ASESOR: Dr. Rosendo Franco Rodríguez
CO-ASESOR: Dr. Quino Valverde Guzmán

Lima, febrero del 2016

RESUMEN

El objetivo principal de la presente tesis es presentar un procedimiento que permita calcular las deformaciones y tensiones residuales que se producen en las tuberías en el proceso de soldadura. Este análisis se realiza mediante simulación numérica, basada en el método de los elementos finitos y para ello se utilizan las herramientas del software ANSYS. El procedimiento considera los parámetros del proceso de soldadura, las dimensiones de las tuberías y de la junta, las propiedades físicas, térmicas y mecánicas del material, dependientes de la temperatura y las condiciones de contorno, tanto térmicas como estructurales. Se aplicó la técnica del *birth and death* o técnica del elemento quieto para modelar la deposición del material de aporte. Asimismo, se empleó el modelo del doble elipsoide de Goldak para simular el efecto de la fuente de calor. En primer lugar, se resuelve el problema térmico y se obtiene un campo de temperaturas para cada paso de tiempo. Los resultados obtenidos son los datos de entrada para la solución del problema estructural, es decir, para determinar las tensiones residuales y deformaciones, ya que éstas se producen debido a los cambios de temperatura durante la soldadura. Todos los resultados obtenidos fueron comparados con datos de resultados experimentales disponibles en la literatura para validar el procedimiento. Se observa que los resultados obtenidos por simulación tienen una correlación cercana con los resultados experimentales. Finalmente, se aplicó el procedimiento a un caso de estudio, la soldadura en un gasoducto. Se obtuvieron resultados de temperaturas, de tensiones residuales axiales y circunferenciales y de deformaciones axiales. Los resultados de las tensiones residuales se compararon con los valores estimados según la norma API 579 / ASME FITNESS FOR SERVICE y demuestran que el procedimiento desarrollado en la presente tesis puede ser utilizado como una herramienta alternativa en el diseño y el control de la integridad de uniones soldadas en gasoductos basados en normas.


 PONTIFICIA UNIVERSIDAD CATÓLICA DEL PERÚ
 FACULTAD DE CIENCIAS E INGENIERÍA

TEMA DE TESIS PARA OPTAR EL TÍTULO DE INGENIERO MECÁNICO

TÍTULO : DETERMINACIÓN DE DEFORMACIONES Y TENSIONES RESIDUALES EN TUBERÍAS UNIDAS POR SOLDADURA UTILIZANDO SIMULACIÓN NUMÉRICA PARA SU APLICACIÓN EN GASODUCTOS

ÁREA : Diseño # 333

PROPUESTO POR : Dr. Rosendo Franco Rodríguez

ASESOR : Dr. Rosendo Franco Rodríguez
 Dr. Quino Martín Valverde Guzmán

TESISTA : Osmar Giordano Adolfo Curi Grados

CÓDIGO : 20080322

FECHA : 14 de diciembre de 2015


DESCRIPCIÓN Y OBJETIVOS:

La construcción y explotación de gasoductos en el Perú se ha convertido en una actividad económica de gran importancia, dentro de la cual el control de la integridad de las tuberías juega un papel relevante. Para analizar el comportamiento de las tuberías soldadas es común la utilización de métodos experimentales, tales como: análisis metalográfico; ensayos mecánicos y ensayos no destructivos. El análisis de deformaciones y tensiones residuales producidas por soldadura es particularmente complejo y resulta difícil cuantificar de manera precisa estas variables. Sin embargo, el desarrollo de herramientas computacionales para la solución de problemas de ingeniería que se ha alcanzado en los últimos años, abre otras posibilidades para estudiar estos problemas. En tal sentido, la presente tesis plantea estudiar las uniones soldadas de tuberías mediante simulación numérica, basada en el método de los elementos finitos. El objetivo general de la tesis es presentar un procedimiento que permita determinar las deformaciones y tensiones residuales que se producen en las tuberías, durante el proceso de soldadura, utilizando simulación numérica. El procedimiento se aplicará al caso de estudio de una unión soldada de un gasoducto.






PONTIFICIA UNIVERSIDAD CATÓLICA DEL PERÚ
FACULTAD DE CIENCIAS E INGENIERÍA

TEMA DE TESIS PARA OPTAR EL TÍTULO DE INGENIERO MECÁNICO

DETERMINACIÓN DE DEFORMACIONES Y TENSIONES RESIDUALES EN
TUBERÍAS UNIDAS POR SOLDADURA UTILIZANDO SIMULACIÓN NUMÉRICA
PARA SU APLICACIÓN EN GASODUCTOS

Introducción

1. Estado del arte.
2. Consideraciones para la simulación de soldadura en tuberías.
3. Procedimiento para la simulación de soldadura en tuberías utilizando el software ANSYS.
4. Aplicación del procedimiento a la soldadura de un gasoducto.

Conclusiones y Recomendaciones

Bibliografía

Máximo : 100 paginas



Dr. Rosendo Franco Rodríguez
Asesor



Dr. Quino Martín Valverde Guzmán
Co-Asesor





DEDICATORIA

A mi madre, por su amor, su ejemplo y sacrificio. Con mucho amor,
admiración y un eterno agradecimiento.

AGRADECMIENTOS

A mi madre, por todo el amor, por todas las enseñanzas y por hacer todo en la vida para que pueda cumplir mis sueños.

A mi hermano, por ser un gran compañero y amigo en todo momento.

A Martha, por acompañarme y apoyarme durante este tiempo.

Al profesor Rosendo Franco, por su guía, apoyo y su amistad durante el desarrollo de la presente tesis.

Al profesor Quino Valverde, por ser un gran profesor, por su amistad y por ser una excelente persona.

A la Pontificia Universidad Católica, a todos los profesores y amigos que conocí en este tiempo y que me han brindado la oportunidad de desarrollarme y crecer no sólo como profesional, sino también como persona.

ÍNDICE

INTRODUCCIÓN.....	1
1. ESTADO DEL ARTE.....	3
1.1 La soldadura y la interacción entre sus diferentes campos.....	3
1.2 Tensiones residuales y deformaciones en la soldadura.....	5
1.2.1 Problema térmico.....	5
1.2.2 Problema estructural.....	6
1.3 La soldadura en los gasoductos según norma.....	10
1.3.1 ASME B31.8 Sistemas de tubería para transporte y distribución de gas.....	10
1.3.2 API 1104 Soldadura de tuberías e instalaciones relacionadas.....	11
1.3.3 API 579-1 / ASME FFS-1 Fitness for Service.....	11
1.4 Antecedentes de análisis de soldadura mediante el método de elementos finitos.....	11
1.4.1 Progreso de la simulación numérica del proceso de soldadura.....	12
1.4.2 Modelos para simular la fuente de calor.....	13
1.4.2.1 Distribución de flujo de superficie gaussiana.....	13
1.4.2.2 Distribución semiesférica de densidad de calor.....	14
1.4.2.3 Distribución elipsoidal de la densidad de calor.....	15
1.4.2.4 Distribución de doble elipsoide de la densidad de calor.....	16
2. CONSIDERACIONES PARA LA SIMULACIÓN DE SOLDADURA EN TUBERÍAS.....	18
2.1 Proceso de soldadura.....	18
2.2 Geometría.....	20
2.3 Modelos de los materiales.....	22
2.4 Modelo de la fuente de calor.....	30
2.5 Condiciones de contorno térmicas y estructurales.....	36
2.6 Modelo de la deposición del material de aporte.....	37
2.7 Cálculo de las dimensiones y material de la tubería según ASME B31.8...38	
3. PROCEDIMIENTO PARA LA SIMULACIÓN DE SOLDADURA EN TUBERIAS UTILIZANDO EL SOFTWARE ANSYS.....	40
3.1 Consideraciones preliminares.....	40
3.2 Procedimiento para la simulación del proceso de soldadura.....	41

3.2.1	Propiedades del material.....	42
3.2.2	Tipos de elementos finitos.....	45
3.2.3	Geometría.....	46
3.2.4	Mallado.....	49
3.2.5	Condiciones de borde térmicas	51
3.2.6	Solución del problema térmico.....	52
3.2.7.	Resultados térmicos	54
3.2.8	Condiciones de contorno estructurales	56
3.2.9	Solución del problema estructural.....	57
3.2.10	Resultados estructurales.....	57
3.3	Validación del procedimiento.....	57
3.3.1	Resultados térmicos	60
3.3.2	Tensiones residuales y deformaciones.....	66
3.4	Diagrama de flujo del procedimiento para la simulación de la soldadura en tuberías.....	74
4.	APLICACIÓN DEL PROCEDIMIENTO A LA SOLDADURA DE UN GASODUCTO.....	75
4.1	Consideraciones preliminares.....	75
4.2	Propiedades del material.....	75
4.3	Geometría.....	77
4.4	Modelo.....	79
4.5	Resultados.....	82
4.5.1	Resultados térmicos	82
4.5.2	Tensiones residuales y deformaciones.....	85
4.5.3	Comparación de los resultados con la norma API 579 / ASME FFS-1.....	92
	RECOMENDACIONES Y OBSERVACIONES.....	94
	CONCLUSIONES.....	95
	BIBLIOGRAFIA.....	97

INTRODUCCIÓN

El camino del hombre en la búsqueda de mejorar sus condiciones de vida mediante el desarrollo tecnológico ha sido un camino de retos constantes. Ya sea mediante el fuego como fuente de abrigo, la rueda como medio de transporte o un cohete aeroespacial para surcar el infinito, el hombre ha sabido sortear con éxito muchos de estos retos. Hace ya varios siglos, en la edad de hierro y del bronce surgió la necesidad de unir metales en las construcciones y ante este nuevo reto, el hombre, en su incansable afán de buscar una solución a cada problema, fue artífice de los inicios de lo que hoy se ha convertido en uno de los procesos de manufactura más importantes en la ingeniería: La soldadura.

La soldadura tiene aplicaciones en casi todas las ramas de la ingeniería, desde la construcción hasta el transporte de gas, atravesando por escenarios tan desafiantes como el subacuático en los yacimientos petroleros marinos hasta el vacío en el espacio. El escenario ingenieril peruano no es ajeno a las aplicaciones de la soldadura en diversos sectores de la industria. Siendo el Perú un país tan rico en recursos energéticos y teniendo la necesidad de aprovechar de manera eficiente, segura y sostenible dichos recursos, los retos son mayores. Por ejemplo, se puede mencionar el caso del transporte del gas natural. Con el descubrimiento de reservorios de gas natural en la zona de Camisea – Cusco, nació la inherente necesidad de transportar dicho recurso para su aprovechamiento por la industria.

Una de las operaciones más críticas e importantes en este proceso es el de unir por un proceso de soldadura las tuberías que transportan dicho gas natural. Esta unión debe ser sumamente confiable y segura para evitar accidentes como fracturas ya que éstas podrían traer consecuencias perjudiciales: ambientales por los daños al ecosistema, sociales por las comunidades circundantes que se verían afectadas y asimismo cuantiosas pérdidas económicas.

Uno de los puntos que muestran la relevancia y la aplicación directa de esta tesis radica en que forma parte de un proyecto que se desarrolla en el grupo INACOM de la sección de Ingeniería Mecánica de la PUCP cuyo objetivo es estudiar la integridad en gasoductos y de esa manera generar conocimiento y herramientas que permitan evitar fallas y lograr que el diseño y la operación de los gasoductos sean seguras y confiables. Este proyecto fue dividido en tres proyectos específicos, cada uno de los cuales será desarrollado en un trabajo de investigación. Se

investigarán el efecto de las cargas que se producen en el gasoducto producto del deslizamiento del terreno sobre el que éste se asienta, los mecanismos de fractura y, lo que será el objetivo de esta tesis, el estudio de las tensiones residuales y deformaciones resultantes del proceso de soldadura.

Actualmente, los métodos más usados para el estudio de las tensiones residuales y por ende para controlar la integridad de la unión soldada y verificar la ausencia de defectos en la misma, son los métodos experimentales tales como el análisis metalográfico de la microestructura resultante, ensayos mecánicos y ensayos no destructivos. Sin embargo, debido al vertiginoso desarrollo de software que sirve de herramienta para la solución de problemas de ingeniería, se han abierto otras posibilidades para estudiar estos problemas: análisis de las uniones soldadas mediante simulación numérica por el método de elementos finitos. El análisis con estas herramientas implicaría un impacto económico positivo ya que se reducirían drásticamente el número de ensayos físicos y pruebas de campo convencionales, además de aumentar la confiabilidad y de tener la posibilidad de evaluar la unión soldada en las etapas de diseño, de fabricación e inclusive en el servicio. Se realizará el análisis de soldadura en las tuberías utilizando el método de los elementos finitos a través de las herramientas del software ANSYS.

OBJETIVO GENERAL

Presentar un procedimiento que permita calcular las deformaciones y tensiones residuales que se producen en las tuberías durante el proceso de soldadura utilizando simulación numérica con aplicación a la soldadura de un gasoducto.

OBJETIVOS ESPECÍFICOS

- Obtener y analizar los resultados térmicos (campo de temperatura) del proceso de soldadura en tuberías.
- Obtener y analizar los resultados estructurales (tensiones residuales y deformaciones) del proceso de soldadura en tuberías a partir de los resultados térmicos.
- Validar los resultados obtenidos en la simulación comparándolos con resultados experimentales publicados en la bibliografía referenciada.
- Realizar y aplicar un modelo adecuado de la fuente de calor.
- Obtener y presentar los resultados térmicos y estructurales al aplicar el procedimiento a un caso de estudio: soldadura en un gasoducto.

CAPÍTULO 1

ESTADO DEL ARTE

En el siguiente capítulo se presenta un breve análisis de la soldadura y los campos que interactúan durante este proceso. Asimismo, se presenta de manera analítica el problema térmico y estructural que acontecen en la soldadura y que se utilizan en la simulación por el método de elementos finitos. Luego, se detallan algunas consideraciones para la soldadura en gasoductos y se concluye el capítulo con un repaso del progreso de la simulación de la soldadura utilizando la técnica de elementos finitos hasta la fecha.

1.1 La soldadura y la interacción entre sus diferentes campos

Según la AWS, la soldadura es una coalescencia (unión de dos metales en uno) localizada de metal que se produce por el calentamiento a temperaturas adecuadas, con o sin la aplicación de presión y con o sin la utilización de metal de aporte [1].

La soldadura por arco es uno de los procesos más comunes de soldadura por fusión. La física de la soldadura por arco involucra la interacción de varios campos durante la soldadura, que incluye transferencia de calor, electricidad, magnetismo, luz y sonido. La aplicación de calor intenso en la junta entre las dos partes hace que estas se fundan y que se entremezclen directamente o como sucede generalmente, con un material metálico de aporte. Generalmente, es descrito por un campo eléctrico entre el ánodo positivo y el cátodo negativo rodeado por un gas de ionización. En la soldadura por arco, el intenso calor necesario para fundir el metal es producido por un arco eléctrico. En el metal, hay una delgada capa de superficie de electrones, que son acelerados hacia el ánodo. Estos electrones chocan con los átomos en el gas, haciendo ionización de impacto, donde los átomos se descomponen en electrones e iones positivos que causan ionización adicional. La corriente de partículas cargadas eléctricamente en el arco y la temperatura están relacionadas entre sí ya que la temperatura aumenta debido a la energía liberada por la ionización. El principio básico del proceso de soldadura por arco se ilustra en la figura 1.1. Las altas temperaturas causan que, tanto el electrodo como el metal, tiendan a fundirse.

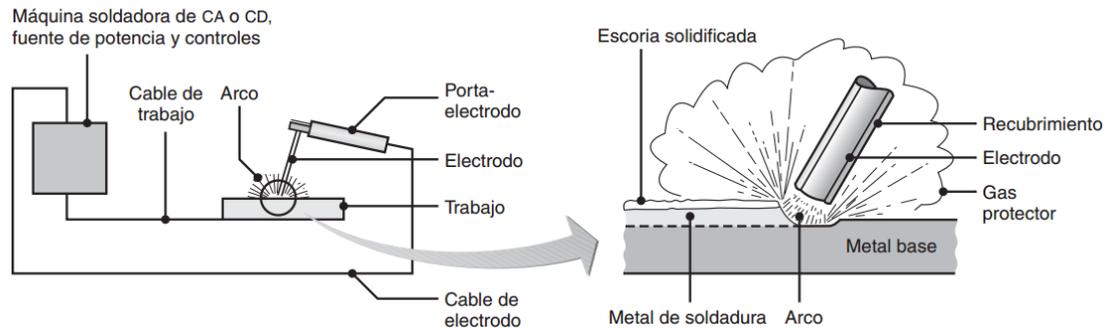


Figura 1.1 Esquema de las partes del proceso de soldadura por arco eléctrico [2].

La disociación del proceso de soldadura en campo de temperatura, campo de esfuerzos y deformaciones y campo de estado micro estructural tiene un valor muy importante para el tratamiento numérico-analítico, especialmente de las tensiones residuales y deformaciones en el proceso de soldadura. En la figura 1.2, las flechas indican la influencia mutua entre los campos: una flecha con línea continua significa una influencia fuerte, una flecha con una línea discontinua significa una influencia débil (a menudo de importancia insignificante en términos de ingeniería). El campo de temperatura ejerce una gran influencia (línea continua) sobre el campo de esfuerzos y deformaciones, durante el proceso de soldadura se calienta bruscamente de forma localizada la zona de la unión en comparación al área adyacente, lo que genera una distribución de temperaturas no uniforme, además la temperatura cambia durante todo el proceso de soldadura en términos de enfriamiento y calentamiento que originan las tensiones residuales y deformaciones en la soldadura [3].

También el campo de temperaturas ejerce una gran influencia (línea continua) sobre el campo de estado microestructural, debido a la distribución de temperaturas no uniforme que se genera, ocurren cambios microestructurales en el área adyacente a la zona de fusión, denominada ZAC (zona afectada por el calor) y en la zona de fusión. Igualmente el campo de estado microestructural ejerce una gran influencia sobre el campo de esfuerzos y deformaciones, los cambios microestructurales que se generan durante el proceso de soldadura influyen en la aparición de esfuerzos y deformaciones y en el cambio de propiedades mecánicas en las zonas afectadas por los gradientes de temperatura. El campo estado micro estructural y el campo de esfuerzos y deformaciones ejercen una influencia débil (línea discontinua) sobre el campo de temperaturas, de igual manera el campo de esfuerzos y deformaciones ejerce una influencia débil sobre el campo de estado microestructural.

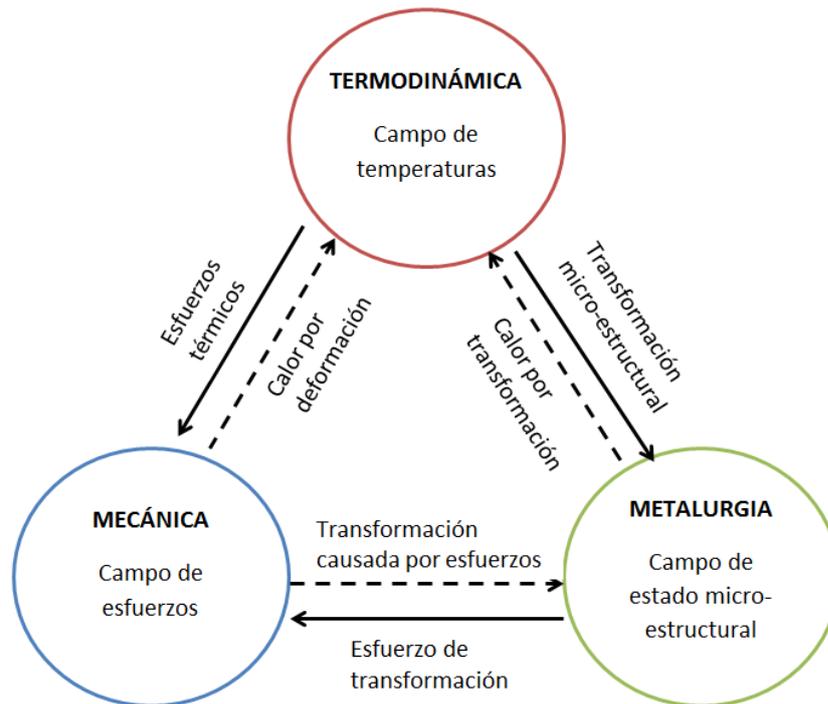


Figura 1.2 Influencia entre el campo de temperatura, campo de esfuerzos y deformaciones y campo de estado microestructural en la soldadura [3].

1.2 Tensiones residuales y deformaciones en la soldadura

A continuación se desarrolla de una manera analítica tanto del problema térmico como estructural que presenta el estudio de las tensiones residuales y deformaciones en la soldadura.

1.2.1 Problema térmico

En la soldadura se produce un fenómeno termo-mecánico no lineal. La fuente de calor móvil transfiere calor de manera localizada en la unión, lo que produce importantes gradientes de temperatura. El modelo analítico del arco de soldadura se basa en la primera ley de la termodinámica de la conservación de la energía. En un volumen de control, la ecuación de conducción de calor es la siguiente:

$$\rho(T)c(T)\frac{\partial T(x,y,z,\tau)}{\partial \tau} = \nabla q + Q(x,y,z,\tau) \quad (1.1)$$

donde:

- $Q(x,y,z,\tau)$: Generación de calor por unidad de volumen.
- $\rho(T)$: Densidad en función de la temperatura.
- $c(T)$: Calor específico en función de la temperatura.

Asimismo, se tiene la ecuación constitutiva que relaciona el flujo de calor y la distribución de temperaturas que es la Ley de Fourier:

$$q = -k(T)A \nabla T(x, y, z, \tau) \quad (1.2)$$

donde:

k : Conductividad térmica.

A : Área transversal.

∇T : Gradiente de temperatura.

Combinando las ecuaciones (1.1) y (1.2) se obtiene:

$$\rho(T)c(T) \frac{\partial T(x, y, z, \tau)}{\partial \tau} + k(T)A \nabla^2 T(x, y, z, \tau) = Q(x, y, z, \tau) \quad (1.3)$$

Esta ecuación gobierna la distribución de temperaturas en todos los puntos de la unión soldada.

1.2.2 Problema estructural

Las tensiones residuales son las tensiones que existen en un cuerpo cuando todas las cargas externas y restricciones se han eliminado [4]. Las tensiones residuales por soldadura se producen en la estructura como consecuencia de deformaciones plásticas locales producidas por la variación de las temperaturas que obedecen a un calentamiento rápido y una subsiguiente fase de enfriamiento. Durante el proceso de soldadura, el área de soldadura se calienta considerablemente en comparación con la zona circundante y se fusionan localmente. El material se expande como resultado de ser calentado [5]. Esta expansión está restringida por el área circundante que se encuentra más fría, lo cual da lugar a tensiones térmicas. Las tensiones térmicas exceden parcialmente el límite de fluencia que se reduce a temperaturas elevadas. Por consiguiente, la zona de soldadura es plásticamente comprimida. Debido a que esta zona se enfría muy poco en comparación con la zona circundante, se desarrollan esfuerzos residuales a la tracción, mientras que las áreas circundantes son sometidas a esfuerzos residuales de compresión para mantener el equilibrio [3].

En la figura 1.3 se muestra una representación de las tensiones residuales en una placa soldada. Debido a los ciclos de calentamiento y enfriamiento y limitaciones

partir de materiales que lo rodean, la tensión longitudinal elevada se desarrolla en la sección central de la placa. A medida que la distancia al centro aumenta, el esfuerzo longitudinal disminuye gradualmente. A lo largo de la dirección transversal, la tensión longitudinal es de compresión, mientras que a lo largo de la dirección longitudinal esta se reduce a cero, según lo dictado por la condición de equilibrio de las tensiones residuales.

La deformación producida por la soldadura puede ser definido como: cambio en la forma y dimensión de una estructura soldada después de la soldadura, y cuando la estructura está libre de cualquier fuerza externa de gradientes térmicos. La interacción de solidificación del material de aporte con el metal base, resulta en un cambio en las dimensiones la forma de las soldaduras, que generalmente se conoce como deformación de soldadura [4].

En el caso de las uniones soldadas en tuberías, la distribución de tensiones residuales y deformaciones es más compleja. Hay dos tipos de distorsiones que predominan: el encogimiento axial y la deformación radial. En la figura 1.4 se presenta la posible expansión y contracción de una tubería soldada circunferencialmente. La contracción de la soldadura en la dirección circunferencial induce una fuerza circunferencial F , una fuerza de cizallamiento Q , y momentos de flexión en el cilindro como se muestra en la Figura 1,4 (b), que son las resultantes de las tensiones residuales en las direcciones circunferenciales y axial [6]. Por lo tanto, el estado de esfuerzos en un tubo circunferencial soldado puede ser muy diferente con respecto a la placa plana [5], [7]. La distribución de las tensiones residuales en una tubería es afectada por muchos factores tales como el diámetro, el espesor de pared del tubo, geometría de la soldadura, el procedimiento y la secuencia de soldadura [8], [9].

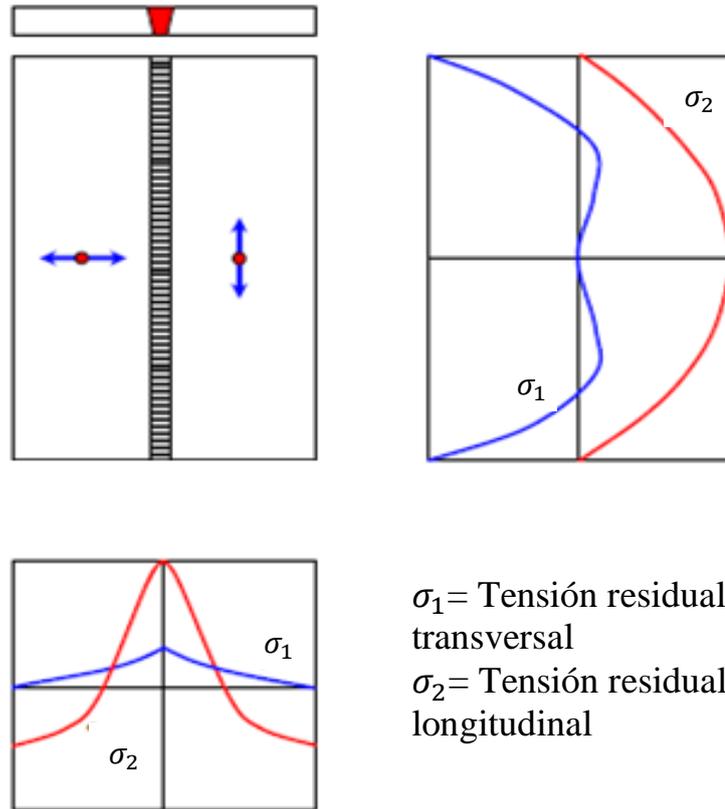


Figura 1.3 Representación esquemática de las tensiones residuales en 2 placas soldadas [3].

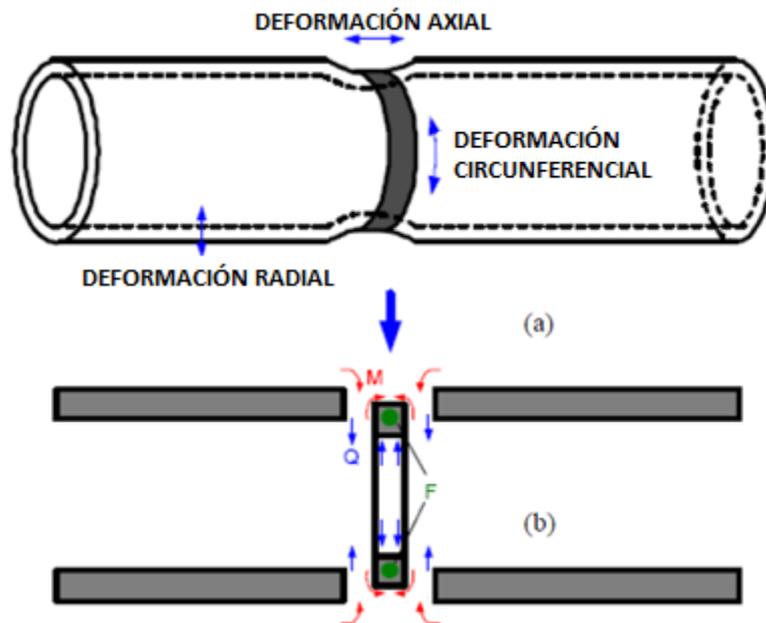


Figura 1.4. (a) Representaciones esquemáticas de expansión y contracción la soldadura de tubería (b) Diagrama de cuerpo libre de la junta de soldadura (momento (M), fuerza de cizallamiento (Q) y fuerza circunferencial (F) [6].

A continuación se detalla el modelo analítico que gobierna las deformaciones y tensiones residuales en el presente análisis y que toma como punto de inicio las ecuaciones del modelo térmico ya presentadas.

De acuerdo a la ley de equilibrio, la suma de todas las fuerzas y momentos que actúan sobre un cuerpo debe ser cero. Matemáticamente puede ser descrito por la siguiente ecuación:

$$\frac{\partial^2 \mu_i}{\partial t^2} = \frac{1}{p} \frac{\partial \sigma_v}{\partial x_j} + F_l \quad (1.4)$$

donde:

μ_i : Desplazamiento.

σ_v : Esfuerzo.

F_l : Fuerzas externas

Para el problema termo-elástico, la relación esfuerzo deformación en términos de la constante de Lamé es dada por la siguiente ecuación:

$$\sigma_v = \delta_v \lambda \varepsilon_{kk} + 2\mu \varepsilon_v - \delta_v (3\lambda + 2\mu) \alpha T \quad (1.5)$$

donde:

σ_v : Tensor de tensiones

δ_v : Tensor identidad

ε_{kk} : Tensor de deformaciones

λ, μ : Coeficientes de Lamé

α : Coeficiente de expansión térmica.

T: Temperatura

La relación esfuerzo – deformación unitaria es dada por la siguiente ecuación:

$$\varepsilon_v = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad (1.6)$$

Sustituyendo las ecuaciones 1.5 y 1.6 en la ecuación 1.4 y realizando las respectivas simplificaciones, se obtiene:

$$\frac{\partial^2 \mu_i}{\partial t^2} = (\lambda + \mu) \frac{\partial \varepsilon_{kk}}{\partial x_i} + \mu \nabla^2 \mu_i - (3\lambda + 2\mu) \alpha \frac{\partial T}{\partial x_j} + F_l \quad (1.7)$$

Donde el término $(3\lambda + 2\mu) \alpha \frac{\partial T}{\partial x_j}$ provee la relación entre la parte analítica térmica y la estructural. Las temperaturas son calculadas a partir de la ecuación 1.3 son

aplicadas como cargas a través del término $(3\lambda + 2\mu)\alpha \frac{\partial T}{\partial x_j}$ en la ecuación 1.7. Luego las deformaciones y tensiones son calculadas a partir de los desplazamientos.

1.3 La soldadura en los gasoductos según norma

Las tuberías del gasoducto son del tipo API 5L X65 y cumplen con los requerimientos de la Norma para el Sistema de Tuberías para Transmisión y Distribución de Gas ANSI/ASME B31.8 y B31.4. Cabe destacar que estas normas son ampliamente aceptadas en la industria y los de mayor aplicación para este tipo de obras.

La tubería es enterrada a lo largo de todo su recorrido, de acuerdo con la norma ASME B31.8. La profundidad final es variable dependiendo de la topografía, condiciones geotécnicas, geológicas, hidrológicas, y de hidráulica fluvial del recorrido. Las tuberías cuentan con un recubrimiento de polietileno aplicado en la fábrica. Una vez realizado la soldadura se aplica un recubrimiento compatible con el aplicado en la fábrica sobre la misma [10].

Las secciones de la tubería que pasan por debajo de caminos serán enterradas a una profundidad mayor. En zonas de cruces sub superficiales de río, la tubería es enterrada (mediante excavación o perforación dirigida) a una profundidad tal que la tubería no sea afectada por la socavación proyectada de diseño. Para las secciones instaladas en hoyos perforados direccionalmente se considera que el peso del suelo será suficiente para controlar la flotación; si la tubería ha sido colocada mediante excavación, se utilizarán pesas de concreto, anclajes o una capa continua de concreto para el control de flotación. En la Figura 1.5 se muestra un esquema del proceso de instalación del gasoducto.



Figura 1.5 Proceso de instalación del gasoducto [11].

1.3.1 ASME B31.8 Sistemas de tubería para transporte y distribución de gas

El presente Código cubre el diseño, fabricación, inspección y pruebas de instalaciones de ductos usados para el transporte de gas. Este Código también abarca los aspectos de seguridad de la operación y mantenimiento de dichas instalaciones.

El Código establece los requerimientos considerados como necesarios para el diseño seguro y la construcción de tuberías a presión. Aunque la seguridad es la consideración básica, este factor solamente no será el que determine las especificaciones finales de cualquier sistema de tuberías [10].

1.3.2 API 1104 Soldadura de tuberías e instalaciones relacionadas

Este estándar cubre las soldaduras por arco y gas de uniones a tope, filete y socket de tuberías de acero al carbono y de baja aleación utilizadas en la compresión, bombeo y transporte de petróleo crudo, productos del petróleo, gases combustibles, dióxido de carbono, nitrógeno y, donde sea aplicable, cubre soldaduras en sistemas de distribución [12]. Es aplicable tanto para construcciones nuevas como aquellas que se encuentran en servicio. Este estándar también cubre los procedimientos para ensayos de radiografía, partículas magnéticas, líquidos penetrantes y ultrasonido, así como los estándares de aceptación a ser aplicados en la producción de soldaduras ensayadas destructivamente o inspeccionadas por los métodos de radiografía, partículas magnéticas, líquidos penetrantes, ultrasonido e inspección visual.

1.3.3 API 579-1 / ASME FFS-1 Fitness for Service

Las evaluaciones *Fitness For Service* (FSS) son evaluaciones cuantitativas de ingeniería que se realizan para demostrar la integridad estructural de un componente en servicio que puede tener una falla o daño [13]. Esta norma provee una guía para realizar evaluaciones FFS usando métodos preparados específicamente para equipos a presión. Las directrices que se proveen en esta norma pueden ser usadas para la toma de decisiones de ejecutar, reparar o reemplazar, para ayudar a determinar si el equipo a presión que posee fallas que han sido identificadas por inspección, pueden continuar operando de manera segura por algún periodo de tiempo.

1.4 Antecedentes de análisis de soldadura mediante el método de elementos finitos

La medición de la historia termo mecánica transitoria durante el proceso de soldadura es de fundamental importancia, pero demuestra ser costoso y demanda una gran inversión de tiempo. Además, a menudo no proporciona una imagen completa de la distribución de temperaturas y de tensiones / deformaciones en la estructura soldada. Por otro lado, las mediciones experimentales detalladas de las distribuciones de tensiones residuales de uniones soldadas no suelen ser factibles debido al considerable consumo de recursos materiales y económicos. Los modelos matemáticos para la evaluación de las tensiones residuales proporcionan un método más eficaz y con mayor ahorro de los recursos en comparación con los métodos experimentales. Sin embargo, el desarrollo del nuevo esquema de modelado exige un conjunto de datos experimentales cuidadosos.

Muchos análisis se han llevado a cabo para comprender las distribuciones de tensiones residuales inducidas por procesos de soldadura tanto analítica como numéricamente [14]. El tipo de modelo utilizado y el grado de complejidad del análisis a menudo tiene limitantes como la precisión requerida y el tipo de recursos computacionales disponibles para resolver el problema. A continuación se detallarán algunos estudios que se han realizado y favorecido la investigación en este campo.

1.4.1 Progreso de la simulación numérica del proceso de soldadura

La literatura publicada revela una importante labor perteneciente a la simulación por computadora de soldadura de placas que incluye soldaduras de una y múltiples pasadas. La atención de las investigaciones se centró en diferentes problemas de cálculo que surgen como consecuencia de la no linealidad del flujo de calor durante la soldadura. La mayoría de las consecuencias no deseadas de la soldadura se deben al flujo de calor no lineal introducido a través de la fuente de calor en movimiento. El primer paso hacia la simulación del fenómeno soldadura fue el modelo de fuente de calor en movimiento presentado por Rosenthal [15] para la solución analítica de la distribución de la temperatura en el arco de soldadura. En su obra, el autor presenta el flujo de calor lineal bidimensional y tridimensional en sólidos de tamaño infinito o delimitado por planos. El autor también validó el modelo a través de distribuciones de la temperatura medidos experimentalmente durante la soldadura en placas de diferentes geometrías. Investigadores posteriores revelaron que el modelo de Rosenthal dio buena aproximación de temperatura en las zonas

alejadas de la fuente de calor, sin embargo, en las proximidades de la fuente de calor el campo pronosticado de temperatura era un poco más elevado. Más tarde, algunos otros modelos de fuente de calor se desarrollaron.

Goldak et al [16] utilizó un modelo predefinido de temperatura en algunos puntos específicos. Un modelo dominante de fuente de calor con distribución Gaussiana de la fuente de calor para superar los problemas presentados en el anterior modelo fue presentado por Goldak et al [17]. En este modelo, conocido comúnmente como modelo de fuente de calor de doble elipsoide, es uno de los modelos de fuente de calor más ampliamente utilizados hoy en día. A continuación se describirá la evolución de los modelos de la fuente de calor en la simulación de la soldadura.

1.4.2 Modelos para simular las fuentes de calor

Los principales retos a la hora de simular la soldadura son los modelos que se emplean para simular las fuentes de calor, así que se mostrarán los modelos que se han desarrollado hasta el momento:

1.4.2.1 Distribución de flujo de superficie gaussiana

La teoría básica del flujo de calor que fue desarrollada por Fourier y aplicado a las fuentes de calor por Rosenthal [15] en la década de 1930 es aún el más popular método analítico para calcular la historia térmica de la soldadura. Sin embargo, la exactitud de los resultados que se obtienen con este método no es la mejor. Para superar las limitaciones de este método analítico, muchos investigadores han usado el método de los elementos finitos para analizar el flujo de calor en la soldadura [18].

Pavelic [19] sugirió que la fuente de calor debe ser distribuida y propuso una distribución Gaussiana del flujo depositado en la superficie de la pieza de trabajo. La figura 1.6 representa una fuente de calor de superficie circular y una fuente de volumen semiesférica, ambos con una distribución normal Gaussiana en una placa de metal. Los parámetros geométricos de la distribución del flujo de calor son estimados mediante experimentos.

La interacción de una fuente de calor con el charco de soldadura es un fenómeno físico complejo que aún no puede ser modelado rigurosamente. Pavelic también propuso un modelo que consiste en un “disco circular” en el que el flujo térmico

tienen una distribución Gaussiana o normal en el plano [19]. En la Figura 1.7 se observa la distribución del flujo de calor tipo Gaussiana.

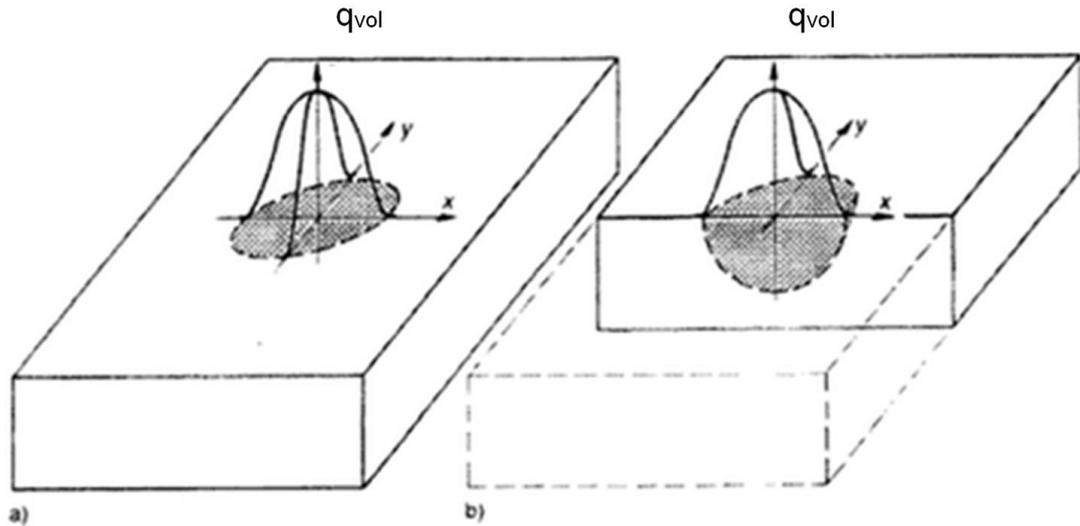
donde:

$q(r)$ = flujo de calor en la posición r (W / m^2)

$q(0)$ = máximo flujo en el centro de la fuente de calor (W / m^2)

C = coeficiente de distribución (m^{-2})

r = distancia radial desde el centro de la fuente de calor (m)



q_{vol} = calor volumétrico en función de la posición.

Figura 1.6 Distribución de calor en la soldadura: (a) fuente de superficie de forma circular y (b) fuente de volumen semiesférica. [18].

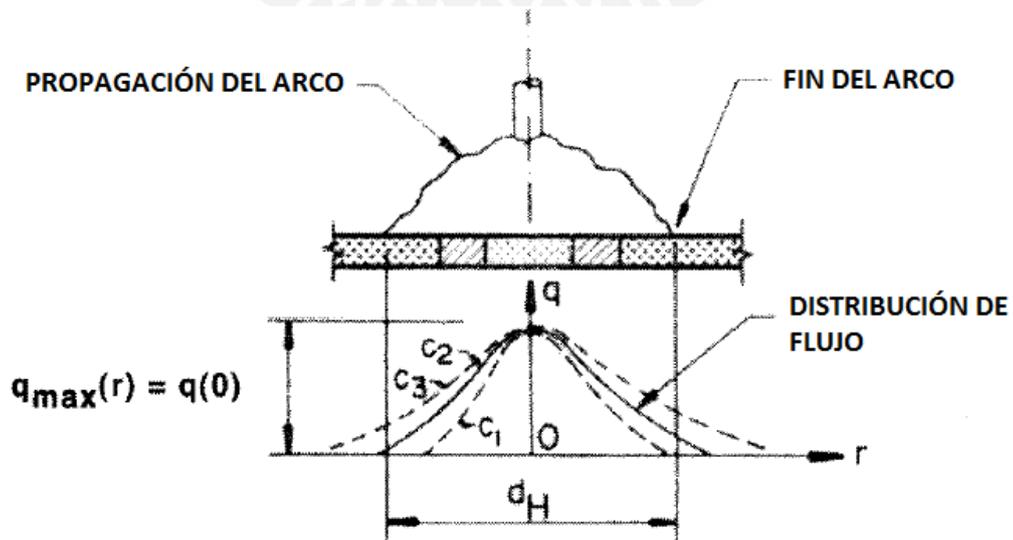


Figura 1.7 Distribución de flujo de superficie gaussiana [19].

Experimentos han mostrado que una insignificante cantidad de calor es transferida por radiación y convección del arco directamente al metal sin pasar a través del baño de fusión.

1.4.2.2 Distribución semiesférica de densidad de calor

Para situaciones de soldadura, donde la profundidad efectiva de penetración es pequeña, la superficie de la fuente de calor de Pavelic ha sido poco exitosa. En tales casos la distribución semiesférica Gaussiana de la densidad de calor podría ser un paso hacia un modelo más realista [18]. La distribución densidad de calor para un volumen semiesférico puede ser escrita como se muestra en la ecuación 1.8:

$$q(x, y, \xi) = \frac{6\sqrt{3}Q}{c^3\pi\sqrt{\pi}} e^{-3\left(\frac{x^2}{c^2} + \frac{y^2}{c^2} + \frac{\xi^2}{c^2}\right)} \quad (1.8)$$

donde:

- $q(x, y, \xi)$: densidad de calor (W / m^3).
- c : radio característico de la distribución del flujo de calor (m)

Este es un caso especial de una formulación elipsoidal más general desarrollada más adelante. Aunque la fuente de calor semiesférica es un mejor modelo que una fuente de disco, aún tiene limitaciones.

1.4.2.3 Distribución 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, z pueden ser escrito según se muestra en la ecuación 1.9 [18]:

$$q(x, y, \xi) = q(0)e^{-Ax^2} e^{-By^2} e^{-C\xi^2} \quad (1.9)$$

Donde $q(0, 0, 0)$ es el máximo valor de densidad de calor en el centro del elipsoide. Por conservación de energía, tenemos la relación de la ecuación 1.10:

$$2Q = 2\eta VI = 8 \int_0^\xi \int_0^y \int_0^x q(0) e^{-Ax^2} e^{-By^2} e^{-C\xi^2} dx dy \quad (1.10)$$

donde:

- η : eficiencia de la fuente de calor
- V : voltaje
- I : corriente

Una siguiente evaluación de la ecuación produce las relaciones 1.11 y 1.12 :

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

$$q(0) = \frac{2Q\sqrt{ABC}}{\pi\sqrt{\pi}} \quad (1.12)$$

Para evaluar las constantes A, B, y C los semiejes a, b, c, de la elipsoide están definidas tal que la densidad de calor caiga en 0,05 q(0) en la superficie de la elipsoide. En el eje X tenemos las siguientes relaciones mostradas en las ecuaciones 1.13 a la 1.16.

$$q(a, 0, 0) = q(0)e^{-Aa^2} = 0.05q(0) \quad (1.13)$$

$$A = \frac{\ln 20}{a^2} \approx \frac{3}{a^2} \quad (1.14)$$

$$B \approx \frac{3}{b^2} \quad (1.15)$$

$$C \approx \frac{3}{c^2} \quad (1.16)$$

Sustituyendo A, B, C de las ecuaciones y q(0) en la ecuación 1.9, se tiene la relación 1.17.

$$q(x, y, \xi) = \frac{6\sqrt{3}Q}{abc\pi\sqrt{\pi}} e^{-3\left(\frac{x^2}{a^2} + \frac{y^2}{b^2} + \frac{\xi^2}{c^2}\right)} \quad (1.17)$$

La transformación de coordenadas puede ser sustituida en la ecuación para obtener la expresión del elipsoide en el sistema de coordenadas en la ecuación 1.18.

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

1.4.2.4 Distribución de doble elipsoide de la densidad de calor

Los cálculos experimentales con el modelo de fuente de calor elipsoidal revelan que el gradiente de la temperatura al frente de la fuente de calor no era tan inclinado como se esperaba y el gradiente más suave en el recorrido del borde del charco de soldadura era más empinada que las mediciones experimentales [18].

Para contrarrestar esta limitación, dos fuentes elipsoidales fueron combinadas como se muestra en la figura 1.8.

La distribución de la densidad de calor en el cuadrante frontal es:

$$q(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}f_f Q}{abc\pi\sqrt{\pi}} e^{-3\left(\frac{x^2}{a^2} + \frac{y^2}{b^2} + \frac{[(z+v(\tau-t))]^2}{c^2}\right)} \quad (1.19)$$

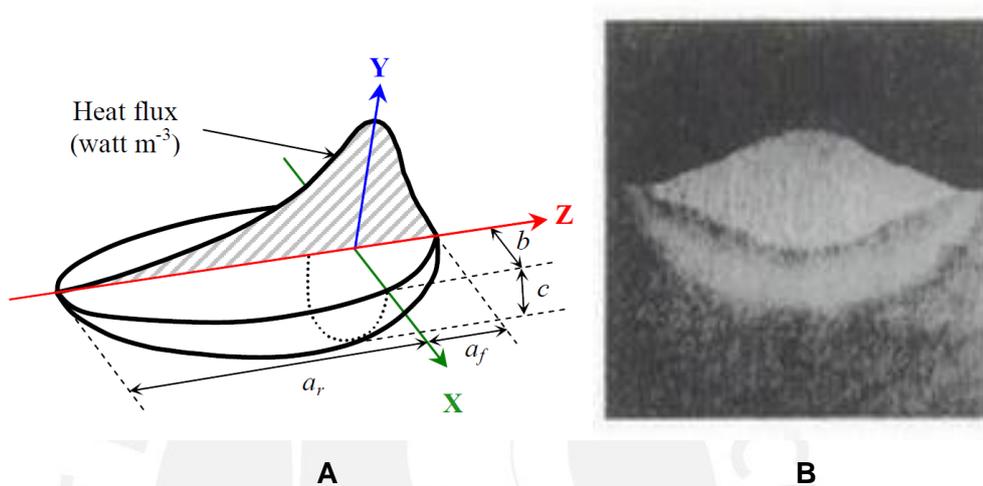


Figura 1.8 (A) Configuración de fuente de calor de doble elipsoide [24]. (B) Sección de una soldadura SMAW en una placa de acero de bajo carbono. [18].

Similarmente para el cuadrante posterior de la fuente de densidad de calor, se obtiene:

$$q(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}f_r Q}{abc\pi\sqrt{\pi}} e^{-3\left(\frac{x^2}{a^2} + \frac{y^2}{b^2} + \frac{[(z+v(\tau-t))]^2}{c^2}\right)} \quad (1.20)$$

donde:

- a, b y c: Parámetros de forma.
- Q: Calor de aporte $Q = V \times I$.
- f_f y f_r : Fracciones de calor depositados en la parte frontal y posterior respectivamente y se cumple que $f_f + f_r = 2$.

La configuración tridimensional del modelo de la fuente de calor del doble elipsoide es la más popular de todos los modelos de fuente de calor. Este modelo es el que se utilizará para la modelación de la fuente de calor en el presente trabajo.

CAPÍTULO 2

CONSIDERACIONES PARA LA SIMULACIÓN DE SOLDADURA EN TUBERÍAS

En el presente capítulo se realizará un análisis de los aspectos más importantes para la simulación de la soldadura y se detallarán las consideraciones que se tendrán en cuenta. Estas consideraciones se dividen en las siguientes partes: Proceso de soldadura, geometría de las tubería y de la junta, modelo de los materiales, el modelo de la fuente de calor, condiciones de contorno, tanto térmicas como estructurales, la deposición del material de aporte y el cálculo de las tuberías para gasoductos según norma.

2.1. Proceso de soldadura

Existen varios procesos de soldadura que se emplean en la unión de tuberías. Según la norma ASME B31.8, se aceptan todos los procesos de soldadura que se encuentren en conformidad con las normas de la AWS (American Welding Society) y que se encuentren contenidas en la norma ANSI/AWS 3.0 [10]. Para el análisis de la presente tesis se considera que las tuberías serán soldadas por arco eléctrico mediante el proceso TIG (Tungsten Inert Gas– Soldadura por gas inerte de tungsteno). En el análisis de la soldadura se considerará tuberías con paredes delgadas, con un espesor de 3 mm, y se realizará en una sola pasada.

Posición de soldadura. Otro factor que influye en el análisis es la posición de soldadura que se empleará. En la Figura 2.1 se presentan las distintas posiciones en las que se sueldan las tuberías. En el presente estudio se utiliza la posición (c) 5G. En el presente estudio se considerará que la soldadura es realizada por un solo soldador calificado.

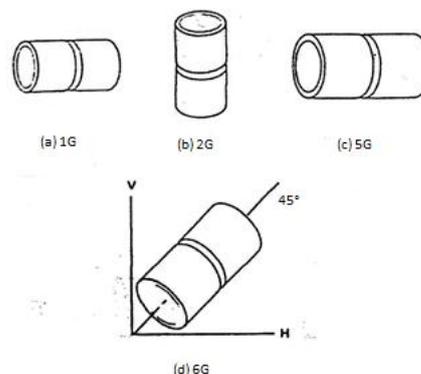


Figura 2.1 Posiciones de soldadura en tubos con soldadura a tope [20].

Tipo de junta. La norma AWS contempla distintos tipos de preparación de junta para las uniones soldadas de recipientes y líneas a presión y las divide en Clases I, II, III, IV, V y VI las cuales se muestran en la figura 2.2.

JOINT CLASS	CONFIGURATION OF WELDED JOINTS		
I			
II			
III			
IV			
V			
VI			

Figura 2.2 Clasificación de las tipos de junta en uniones soldadas [21].

El tipo de junta se elige según el material, espesor y el proceso de soldadura. Según los requerimientos de soldadura que se utilizará en el análisis, se empleará una junta de Clase IV. En este se desarrollará un análisis con el tipo de junta de Clase IV que se muestran en la figura 2.3.

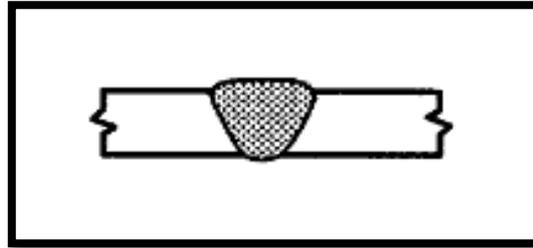


Figura 2.3. Junta a tope de Clase IV con penetración completa.

Debido a que el desarrollo de la presente tesis no contempla un análisis experimental, la validación del análisis mediante elementos finitos se realizará con bibliografía existente que contemplan las mediciones experimentales de las temperaturas, deformaciones y tensiones residuales durante la soldadura por arco eléctrico. En específico el estudio se basará en los datos obtenidos por el trabajo de Ejaz M. Qureshi: “*Analysis of circumferentially arc welded thin-walled cylinders to investigate the residual stress fields*” [22].

2.2. Geometría

En esta sección se detallan los parámetros que se requieren para definir la geometría de la unión soldada. Las dimensiones de la unión soldada son de gran importancia en el análisis. Estas dimensiones son determinadas por el diseñador y en el caso de la soldadura en gasoductos, se obtienen de la norma API 5L – Specification for Pipe Lines [23]. En la figura 2.4 se muestran la sección de la tubería y en la tabla 2.1 se detallan los parámetros requeridos para definir la geometría.

Tabla 2.1 Parámetros geométricos de la tubería.

PARÁMETRO	SÍMBOLO
diámetro exterior	D
diámetro interior	d
espesor	e

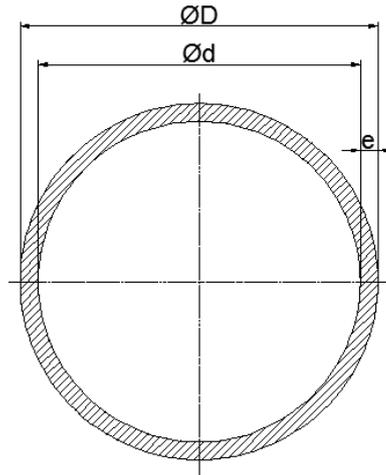


Figura 2.4 Geometría de la sección de la tubería.

En la figura 2.5 se muestran los detalles de la junta y en la figura 2.6 y tabla 2.2 se muestran los parámetros de las dimensiones de la junta.

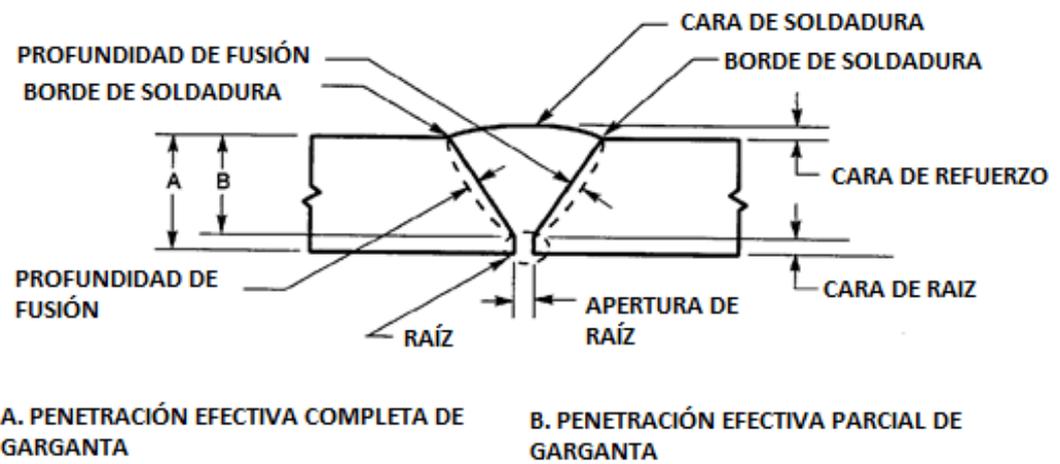


Figura 2.5 Partes de la junta a tope (unión simple en V) [10].

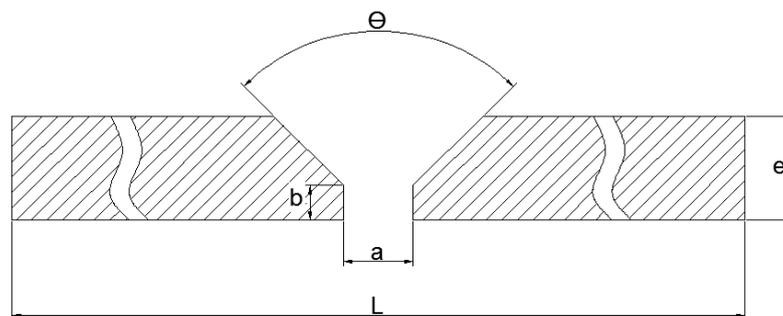


Figura 2.6 Geometría de la junta a tope.

Tabla 2.2. Parámetros geométricos de la junta a tope.

PARÁMETRO	SÍMBOLO
Longitud total del modelo	L
ángulo	θ
espesor	e
apertura de raíz	a
cara de raíz	b

2.3. Modelo de los materiales

En esta sección se describirá el papel fundamental que juegan las propiedades de los materiales en la obtención de resultados que se aproximen a los reales. Como la mayoría de las propiedades de los metales varían al aumentar o disminuir la temperatura, la modelización de los materiales es el aspecto más importante para la exactitud de los resultados [24].

Para la simulación se requieren valores precisos de las propiedades del material, sobretodo de la conductividad térmica, calor específico, densidad y calor latente en el cambio de fase. Existen investigaciones previas dedicadas exclusivamente a definir modelo de materiales donde fueron estudiados los efectos que tenían las diferentes propiedades en el campo térmico y estructural durante y después de la soldadura. Se pueden encontrar fácilmente información de las propiedades de los materiales a bajas temperaturas, sin embargo la información de las propiedades a elevadas temperaturas es más escasa. Por ello, algunos de los datos son extrapolados para obtener datos coherentes para las elevadas temperaturas.

Se considerará que los materiales son homogéneos e isotrópicos. Asimismo, se considerarán las mismas propiedades tanto para el material base como para el material de aporte, salvo algunas excepciones que serán resaltadas como la resistencia mecánica. Con el método del elemento quieto o *birth and death* del material de aporte se reducen hasta un nivel despreciable las propiedades del material de aporte durante determinado tiempo. Dicho método será detallado en una sección posterior. Se considera que en la expansión térmica, el material en la

zona de aporte y la ZAC tienen las mismas propiedades del metal base durante el enfriamiento y calentamiento [25].

A continuación se detallarán las propiedades que son indispensables para el presente estudio, asimismo se menciona una pequeña descripción de cada uno y algunos tópicos relevantes relacionados a su aplicación en la simulación. Las propiedades han sido divididas en dos campos, a la primera pertenecerán aquellas que incidan directamente sobre el campo de temperaturas a las cuales se denominarán Propiedades Térmicas y las segundas, que tienen mayor incidencia en el campo estructural se denominarán Propiedades Físico-Mecánicas.

2.3.1 Propiedades térmicas

2.3.1.1 Conductividad térmica (k) (W/m-°C). Se puede considerar que la conductividad térmica del acero al pasar la zona líquida es de alrededor de 2 a 5 veces el valor que tiene cuando está en la fase sólida [26]. 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 debido al efecto 'stirring' en el charco de soldadura.

2.3.1.2 Calor específico (c) (J/kg-°C). Si no se cuentan muchos datos de esta propiedad a elevadas temperaturas, al llegar a una temperatura cercana a los 1000° se puede considerar el valor correspondiente a esta temperatura como constante para mayores temperaturas.

2.3.2 Propiedades Físico – Mecánicas

2.3.2.1 Densidad (ρ) (kg/m³). A la temperatura ambiente, la densidad de los distintos tipos de acero no varía mucho, encontrándose entre 7800 y 8000 kg/m³ generalmente, a elevadas temperaturas, el acero se dilata por lo que su densidad disminuye, sin embargo en el análisis de conducción de calor se asume que el material ocupa el mismo volumen durante todo el análisis, por lo tanto se considera un valor constante para la densidad.

2.3.2.2 Módulo elástico (E) (GPa). La resistencia mecánica de los aceros se reduce debido a que el módulo elástico se reduce al incrementarse la temperatura. Así, se puede verificar que esta propiedad puede disminuir tanto al llegar a la temperatura de fusión, que puede llegar a tomar valores cercanos a cero. Por ello

se debe determinar un valor mínimo para esta propiedad (entre 10 y 15 GPa) para evitar inestabilidad numérica que ocasionaría no convergencias en la solución del modelo [22].

2.3.2.3 Relación de Poisson (μ). Al contrario de lo que sucede con el módulo elástico, el valor de la relación de Poisson se incrementa con la temperatura. Se puede considerar constante al superar los 1000°C.

2.3.2.4 Coeficiente de expansión térmica (α) (1/°C). Al igual que la relación de Poisson, el valor del coeficiente de expansión térmica se incrementa con la temperatura. Se puede considerar constante a temperaturas mayores a 1000°C.

En el proceso de soldadura se producen deformaciones y cargas que superan el límite elástico y adoptan un comportamiento en la zona plástica, es por ello que se debe modelar el comportamiento plástico del material. Por lo tanto, se ahondará en este tema a continuación.

2.3.3 Modelo de comportamiento del material

En esta sección se describe el modelo de plasticidad que será considerada en la simulación.

La plasticidad es usada para modelar los materiales sujetos a cargas que superen su límite elástico. Como se muestra en la figura 2.7, los metales tienen una región inicial elástica en la que la deformación es proporcional a la carga, pero al superar el límite elástico una deformación no recuperable se desarrolla [27].

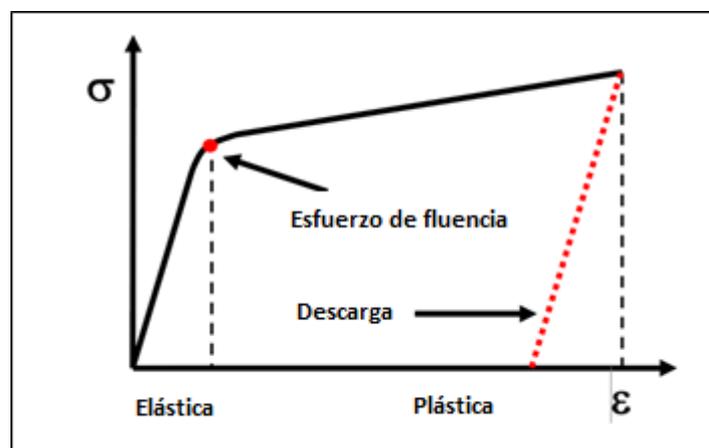


Figura 2.7. Curva Esfuerzo-Deformación [28].

Al quitar la carga se recupera la porción elástica de la deformación total y si la carga es removida completamente, una deformación total permanente debido a la deformación plástica permanece en el material. Para simular el comportamiento elasto-plástico del material, existen muchos modelos de plasticidad que se pueden utilizar. Los modelos pueden ser simples o complejos. La elección del modelo constitutivo generalmente depende de los datos de las propiedades del material disponibles. Los modelos de plasticidad de los materiales disponibles son los siguientes: *Isotropic Hardening*, *Kinematic Hardening*, *Generalized Hill*, *Drucker-Prager*, *Gurson* y *Cast Iron*.

Los modelos constitutivos para el comportamiento elasto-plástico inician con una descomposición de la deformación en parte elástica y parte plástica y se usa un modelo constitutivo separado para cada uno. Las características esenciales de los modelos constitutivos plásticos son:

- El *criterio de fluencia* 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.

2.3.3.1 Plasticidad independiente de la relación (Rate-Independent)

Si la respuesta del material no depende de la relación carga-deformación, entonces el material es conocido como independiente. Mientras la relación esfuerzo-deformación ingenieril puede ser usada para los análisis de pequeñas deformaciones, la relación esfuerzo-deformación real debe ser utilizada para la plasticidad ya que son medidas más representativas del estado del material. Ambas curvas, real e ingenieril, se muestran en la figura 2.8.

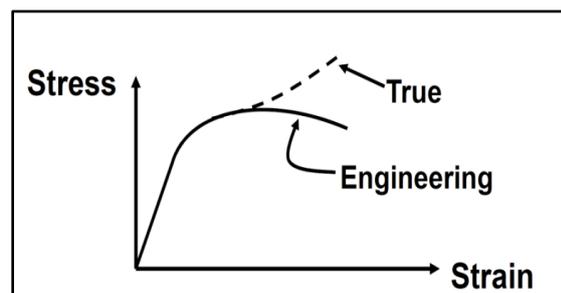


Figura 2.8. Curva Esfuerzo-Deformación ingenieril vs real [28].

2.3.3.2 Criterio de fluencia

El criterio de fluencia es usado para relacionar el esfuerzo multiaxial con el caso uniaxial. Las pruebas de tensión proveen información uniaxial, la cual puede ser fácilmente plasmada en las curvas esfuerzo-deformación en una dimensión. La estructura actual usualmente muestra estado de esfuerzo multiaxial [28]. El criterio de fluencia otorga una medición escalar invariante del estado de esfuerzos del material y que puede ser comparado con el caso uniaxial. En general, un estado de esfuerzos puede ser separado en dos componentes y se muestra en la figura 2.9.

- Esfuerzos hidrostáticos – que generan cambio de volumen.
- Esfuerzos desviadores – Que generan distorsión angular.

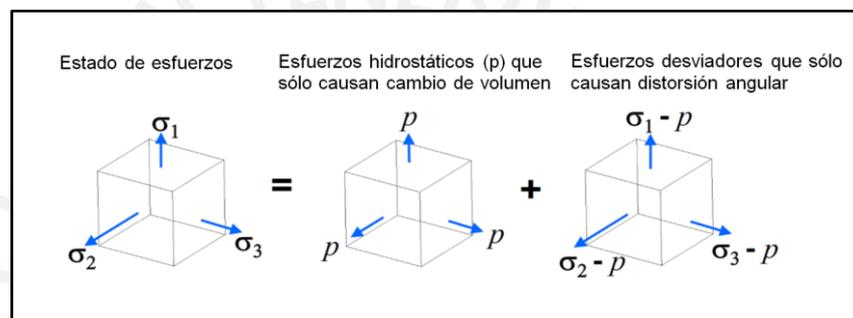


Figura 2.9. Estado de esfuerzos [28].

Criterio de Von Mises

El criterio de Von Mises predice que la fluencia ocurrirá cuando la energía de distorsión por unidad de volumen sea igual a la energía de distorsión en el mismo volumen cuando el esfuerzo uniaxial sea igual al esfuerzo de fluencia. De esta teoría, se puede calcular el esfuerzo equivalente de Von Mises con la ecuación 2.1.

$$\sigma_v = \sqrt{\frac{1}{2} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} \quad (2.1)$$

Cuando el esfuerzo equivalente de Von Mises excede el esfuerzo de fluencia del material, empieza la deformación plástica. Si se realiza una gráfica en 3D de los esfuerzos principales, la superficie de fluencia de Von Mises es un cilindro tal como se muestra en la figura 2.10. Dentro del cilindro no ocurre la fluencia.

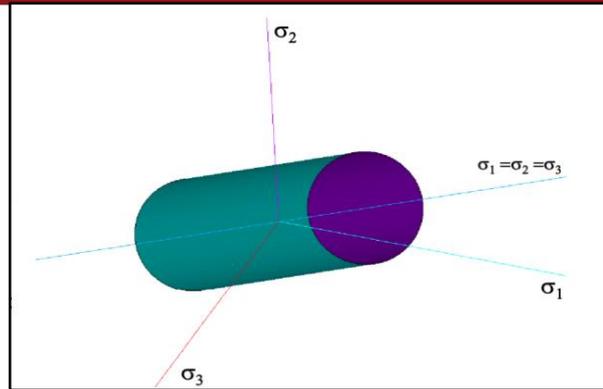


Figura 2.10. Gráfica de esfuerzos principales [28].

2.3.3.3 Modelo de endurecimiento (hardening rules)

Este modelo describe como el cilindro de Von Mises cambia con respecto a la fluencia y se muestra en la figura 2.11.

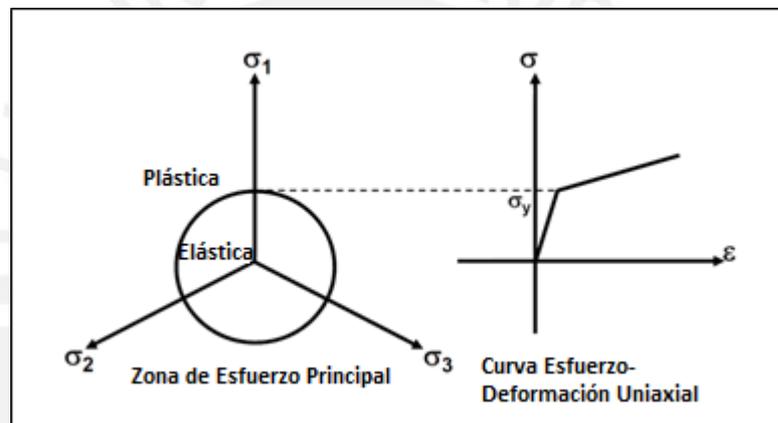


Figura 2.11. Relación Von Mises con punto de fluencia [28].

Este modelo describe cómo la superficie de fluencia cambia como resultado de la deformación plástica. Determina cuándo el material superará la fluencia de nuevo si la carga continúa o disminuye. Este modelo contrasta con los materiales elástico-perfectamente plásticos en los que la superficie de fluencia se mantiene fija. Existen dos modelos básicos de endurecimiento para describir la solidificación de la superficie de fluencia:

Endurecimiento cinemático (*kinematic hardening*). La superficie de fluencia permanece constante en tamaño y se traslada en dirección de la fluencia.

Endurecimiento isotrópico (*isotropic hardening*). La superficie de fluencia se expande uniformemente en todas las direcciones con flujo plástico. La mayoría de los metales experimentan comportamiento del tipo de

endurecimiento cinemático para pequeñas deformaciones debido a cargas cíclicas. El comportamiento del esfuerzo-deformación para el modelo de endurecimiento cinemático lineal es ilustrado en la figura 2.12.

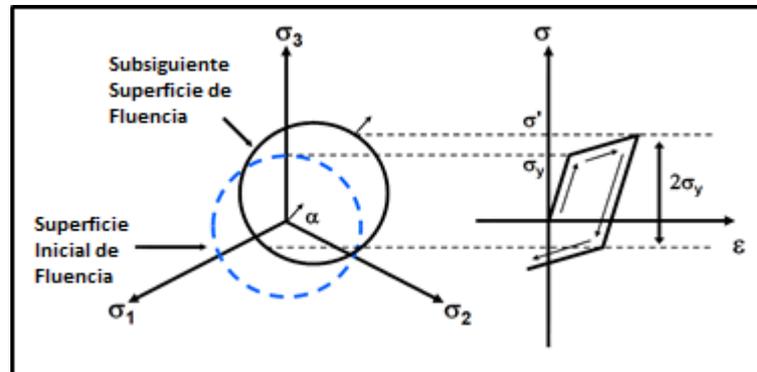


Figura 2.12. Kinematic Hardening [28].

La siguiente fluencia que ocurre en compresión disminuye en la misma magnitud que el esfuerzo de fluencia en tensión se incrementa. Así que siempre se mantiene una diferencia de $2\sigma_y$ entre los dos puntos de fluencia (Esto se conoce como el efecto Bauschinger). Un material inicialmente isotrópico deja de serlo después de la fluencia y experimenta endurecimiento cinemático. Para simulaciones con deformaciones mayores, el modelo de endurecimiento cinemático lineal puede ser inapropiado debido al efecto Bauschinger que se muestra en la figura 2.13.

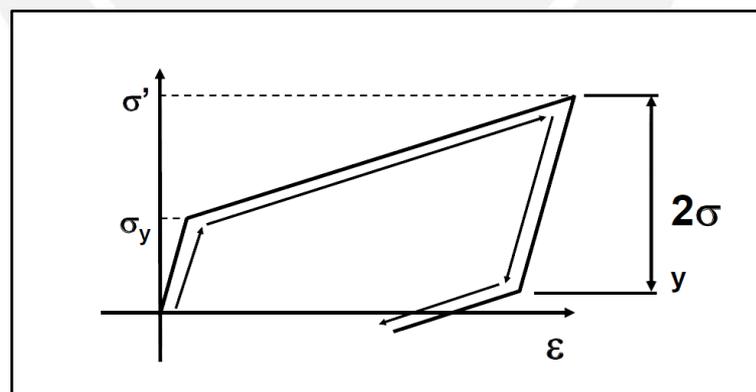


Figura 2.13. Efecto Bauschinger [28].

El modelo de endurecimiento cinemático es usado generalmente para pequeñas deformaciones o aplicaciones con cargas cíclicas. El modelo de endurecimiento isotrópico (Isotropic Hardening), que se muestra en la figura 2.14 sostiene que la superficie de fluencia se expande uniformemente durante la etapa plástica. El

término isotrópico se refiere a la dilatación uniforme de la superficie de fluencia y es diferente de un criterio de fluencia isotrópico.

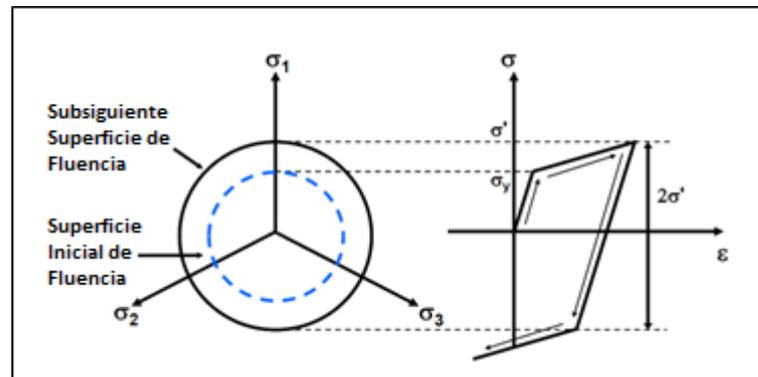


Figura 2.14. Isotropic Hardening [28].

Al graficar la curva esfuerzo-deformación es más fácil comprender qué ocurre durante la aplicación de la carga y el ciclo de carga reverso. Notar que la siguiente fluencia en compresión es igual al valor del más alto esfuerzo de fluencia que se obtiene durante la fase de tensión. El modelo de endurecimiento isotrópico a menudo es usado para deformaciones largas o cargas proporcionales, no se aplica a cargas cíclicas.

Para modelar el comportamiento del material, son posibles dos diferentes tipos de representación de la curva de esfuerzo-deformación: Un Bilineal y otro Multilineal (Figura 2.15).

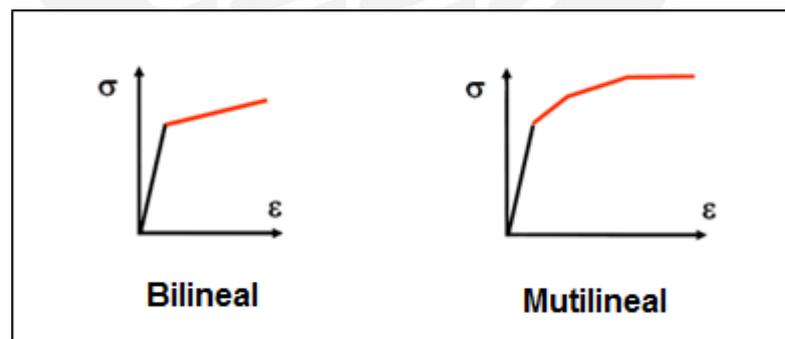


Figura 2.15. Curvas esfuerzo-deformaciones Bilineal y Multilineal [28].

Debido a las condiciones de la soldadura en la presente simulación y teniendo en cuenta la teoría de plasticidad detallada en la presente sección, para modelar nuestro material se utilizará un modelo de endurecimiento cinemático (deformaciones menores) con una curva de esfuerzo-deformación bilineal, todo esto de acuerdo al criterio de fluencia de Von Misses.

2.4. Modelo de la fuente de calor

Uno de los pasos cruciales para realizar una simulación eficiente consiste en calcular con precisión los campos de temperatura transitorios debido a la gran influencia que tiene el campo térmico sobre el estructural. Por lo tanto, se debe realizar un modelado muy preciso de la fuente de calor para obtener de manera exacta las distribuciones de temperatura y de esta manera hallar las tensiones residuales o deformaciones en la soldadura. Como se estudió en la sección 1.4.2, se han desarrollado distintas técnicas y análisis para modelar la fuente de calor. El modelo de la doble elipsoide de Goldak es la que ha tenido mejor aproximación con los resultados experimentales, tanto por su flexibilidad y versatilidad (se puede cambiar el volumen, tamaño y forma de la fuente de calor) es la que tiene mayor uso en la comunidad científica para este tipo de análisis [22]. Es por todas estas razones que se empleará dicho método en la presente tesis con el objetivo de obtener los mejores resultados.

El modelo de Goldak se presenta en la figura 2.16. La parte frontal del modelo está formado por el cuadrante de un elipsoide y la parte posterior está formada por el cuadrante de otro elipsoide. Ambos tienen distinto tamaño, siendo el elipsoide frontal el de menores dimensiones.

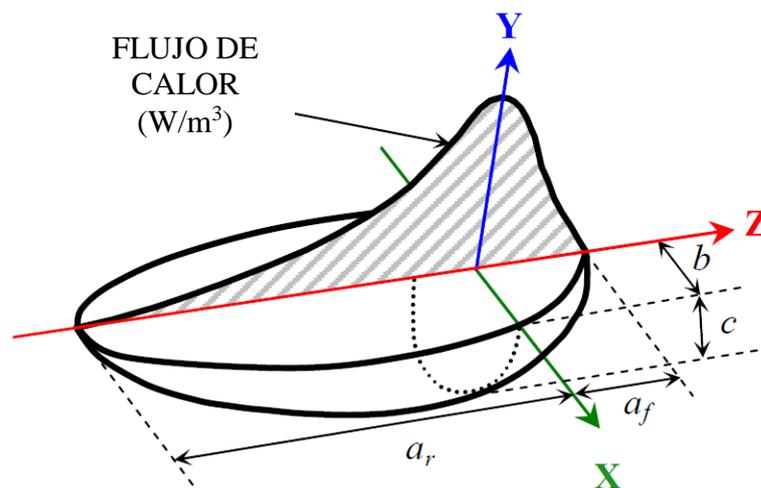


Figura 2.16. Modelo de la fuente de calor de Goldak [24].

La distribución de la densidad de calor que se aplica en la parte delantera del modelo de Goldak y que depende de la posición en el espacio del punto que se está analizando, se obtiene de la ecuación 2.2.

$$q(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}nQf_f}{a_f b c \pi \sqrt{\pi}} e^{-3\left(\frac{x^2}{b^2} + \frac{y^2}{c^2} + \frac{z^2}{a_f^2}\right)} \quad (2.2)$$

De la misma manera, la ecuación que rige la distribución de calor de la mitad posterior del modelo se muestra en la ecuación 2.3.

$$q(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}nQf_r}{a_r b c \pi \sqrt{\pi}} e^{-3\left(\frac{x^2}{b^2} + \frac{y^2}{c^2} + \frac{z^2}{a_r^2}\right)} \quad (2.3)$$

donde:

- a_f, a_r, b y c : Parámetros de forma.
- Q : Calor de aporte $Q = V \times I$.
- f_f y f_r : Fracciones de calor depositados en la parte frontal y posterior respectivamente y se cumple que $f_f + f_r = 2$.

Las variables a_f, a_r, b y c son los parámetros de forma y determinan el tamaño que tendrán ambas elipsoides y por ende la porción de material que recibirá directamente el calor aportado, que también se conoce como *weld pool*. Al variar los parámetros se podría variar la dimensión de esta zona. Generalmente estos parámetros son determinados a partir de ensayos experimentales.

Las ecuaciones mostradas del modelo de la fuente de calor están expresadas en coordenadas cartesianas por lo que su aplicación está limitada a las simulaciones en el plano tales como la soldadura entre placas planas de acero. En la presente tesis se busca analizar la soldadura en una tubería por lo tanto se debe modificar dichas ecuaciones y obtener un modelo en coordenadas cilíndricas. Por lo tanto realizando la transformación respectiva, se obtienen los siguientes modelos de la fuente de calor de Goldak en coordenadas cilíndricas que se muestran en las ecuaciones 2.4 y 2.5.

$$q(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}nQf_f}{a_f b c \pi \sqrt{\pi}} e^{-3\left(\frac{r^2 \theta^2}{a_f^2} + \frac{z^2}{b^2} + \frac{(R_0 - r)^2}{c^2}\right)} \quad (2.4)$$

$$q(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}nQf_r}{a_r b c \pi \sqrt{\pi}} e^{-3\left(\frac{r^2 \theta^2}{a_r^2} + \frac{z^2}{b^2} + \frac{(R_0 - r)^2}{c^2}\right)} \quad (2.5)$$

La medida del eje Z del modelo en coordenadas cartesianas es ahora reemplazado por el término $r(\theta)$ (longitudinal), el eje Y es reemplazado por $(R-r)^2$ (radial) y el eje X por z (axial). Para el análisis se debe ubicar el centro de coordenadas en el centro de la fuente de calor y emplear una subrutina que dirija el movimiento de la fuente de calor a una determinada velocidad. Otra subrutina debe ser usada para calcular la distancia del centroide de cada elemento al centro de la fuente de calor en cada paso. De acuerdo a la bibliografía existente, se pueden determinar los parámetros de la fuente de calor del doble elipsoide de Goldak de tres maneras: experimental, con una estimación práctica o con método analíticos. A continuación se presenta las características de cada método.

2.4.1 Método experimental. Se realizan cordones de soldadura con los parámetros y condiciones que se requieran y mediante fotografías se puede medir las dimensiones de la zona de fusión o charco de soldadura y de esta manera obtener las dimensiones requeridas de la fuente de calor de Goldak. En la Figura 2.17 se muestran una imagen de los experimentos de N.T. Nguyen [29] en la medición de la zona de fusión para obtener los parámetros de Goldak:

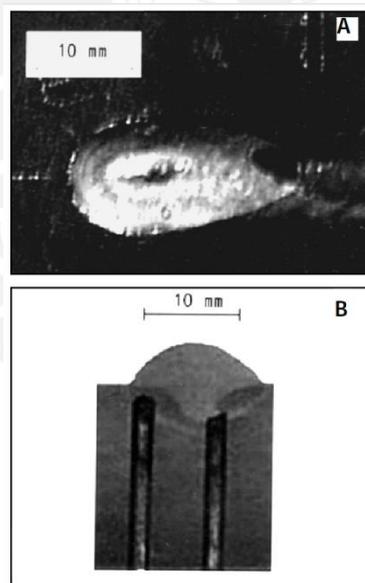


Figura 2.17. Medición del charco de soldadura

A. Geometría del charco de soldadura B. Sección transversal [29].

2.4.2. Método aproximado. Ante la ausencia de datos experimentales, se pueden definir los parámetros de Goldak según las siguientes aproximaciones: La distancia de la parte frontal del modelo de la fuente de calor puede ser igual al

ancho del cordón de soldadura y la parte posterior de la fuente de calor igual al doble del espesor del cordón de la soldadura.

2.4.3 Método de Christensen. Si no se cuentan con datos experimentales, se pueden utilizar algunos métodos analíticos con los que se pueden calcular dichos parámetros, uno de ellos es el método de Christensen [30] que se detalla a continuación [31].

Para calcular los parámetros de la fuente de calor de Goldak se deben seguir los siguientes pasos:

1. Se calcula un parámetro n , según la ecuación 2.6:

$$n = \frac{Q \times v}{4 \times \pi \times \alpha^2 \times \rho \times c \times (T_m - T_0)} \quad (2.6)$$

Donde:

$Q = \text{eff} \times I \times V$ (J/s). Es la potencia del arco que recibe la pieza (efectiva).

eff: eficiencia.

V: Tensión del arco

I: Intensidad del arco.

v: Velocidad de avance del electrodo (m/s).

α : Difusividad térmica media del acero (m^2/s).

$\rho \times c$: Capacidad térmica volumétrica del material ($\text{J}/\text{m}^3\text{K}$).

T_m : Temperatura del fusión del acero (K).

T_0 : Temperatura inicial del acero (K).

2. Con el valor calculado de n , se obtiene el valor de $2 \psi_m$ con la gráfica que se muestran en la figura 2.18. Una vez que se obtiene este valor, se puede calcular el parámetro b con la ecuación 2.7.

$$b = \frac{2 \psi_m \alpha}{v} \quad (2.7)$$

3. Con el gráfico de la figura 2.19 se obtiene del valor de ξ . El parámetro c se calcula ecuación 2.8.

$$c = \frac{2 \xi \alpha}{v} \quad (2.8)$$

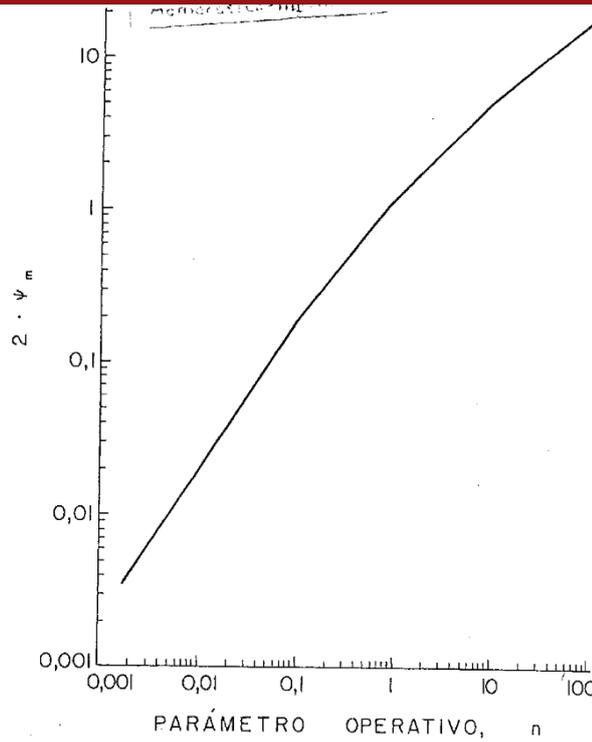


Figura 2.18. Gráfica n vs. $2 \psi_m$ [31].

4. Asimismo con el gráfico de la figura 2.20 se obtienen los valores de λ'_1 y λ''_1 que permiten calcular los valores de a_r y a_f mediante la ecuación 2.9.

$$a_r = \frac{2 \lambda''_1 \alpha}{v} \tag{2.9}$$

$$a_f = \frac{2 \lambda'_1 \alpha}{v} \tag{2.10}$$

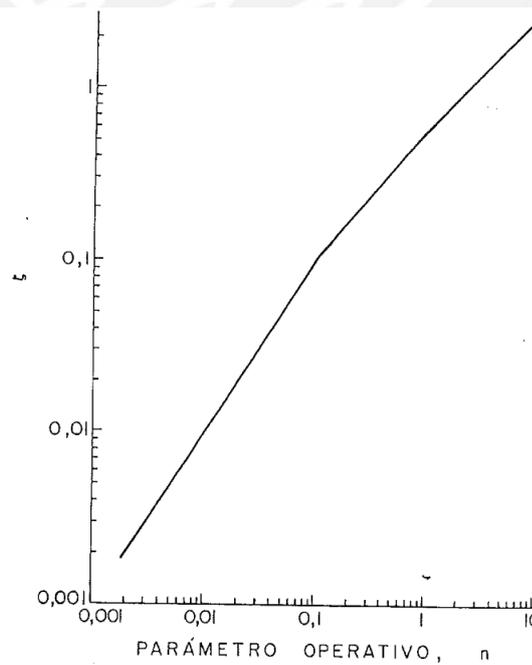


Figura 2.19. Gráfica n vs. ξ [31].

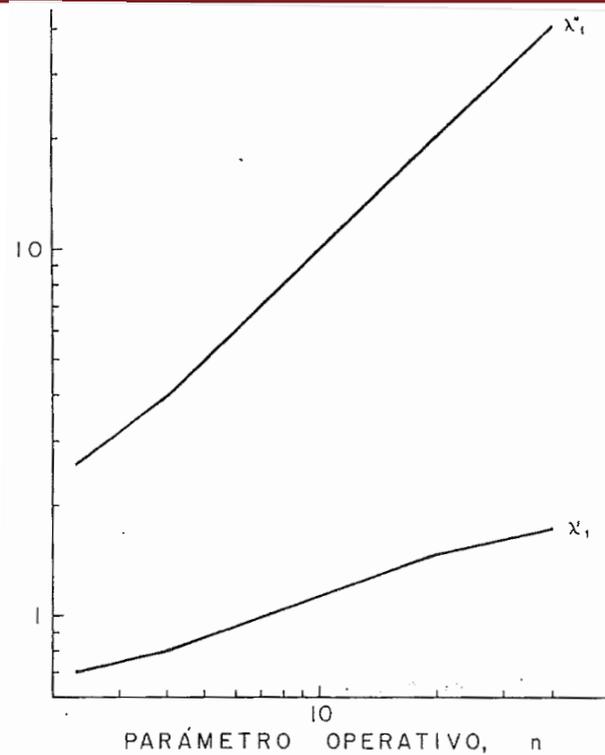


Figura 2.20. Gráfica n vs. λ'_1 y λ''_1 [31].

2.5 Condiciones de contorno térmicas y estructurales

En esta sección se analizarán las condiciones de contorno de borde, que determinan la forma y el efecto de la interrelación del sistema que se simulará con el entorno. Se estudiarán estas condiciones por separado: en el campo térmico y en el estructural. En el campo térmico se analiza el modelo de transferencia de calor entre el sistema y el medio externo. En el estructural, se analizarán las cargas y soportes externos que actúan sobre el sistema.

A. Condiciones de contorno térmicas

En esta sección se definirá la condición de contorno térmico, que básicamente está determinado por la convección que existe entre las superficies del sólido y el ambiente. Para que el modelo sea más próximo al modelo real, se utilizará un coeficiente global de transferencia de calor que incluye la influencia de la radiación como uno de los componentes a tener en cuenta en la transferencia de calor. Para ello se utilizará la ecuación 2.10 utilizada por Qureshi [22].

$$h_{total} = h + \varepsilon \times \sigma \times (T^2 + T_{amb}^2) \times (T + T_{amb}) \quad (2.11)$$

donde:

- h_{total} : Coeficiente combinado de transferencia de calor.
- h : Coeficiente de transferencia de calor por convección.
- e : Emisividad.
- σ : Constante de Stefan-Boltzmann ($5.67 \times 10^{-8} \text{ J m}^{-2} \text{ s}^{-1} \text{ K}^{-4}$).
- T : Temperatura variable del material.
- T_{amb} : Temperatura ambiente inicial (300K).

B. Condiciones de contorno estructurales

Para simular las condiciones de borde estructurales, todos los nodos en la cara lateral exterior del cilindro son restringidos en la dirección axial. Adicionalmente, dos nodos en la misma cara separados 180° están restringidos en dirección axial, radial y circunferencial para la estabilidad del modelo de elementos finitos. En la figura 2.21 se puede apreciar un esquema de la tubería y de los soportes estructurales que se considerarán.

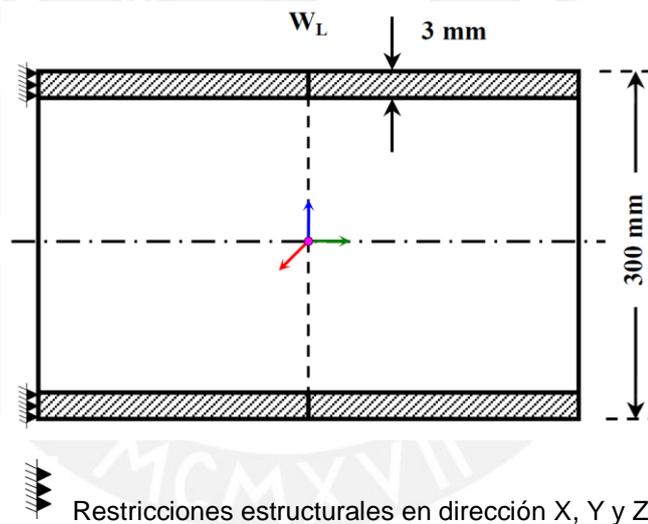


Figura 2.21. Representación esquemática de las condiciones de contorno estructurales [22].

2.6 Modelo de la deposición del material de aporte

El modelo de la deposición del material de aporte en las soldaduras por arco eléctrico es un aspecto muy importante en el análisis por elementos finitos. Según la bibliografía consultada actualmente existen dos técnicas que usualmente se utilizan para modelar la deposición del material de aporte, las cuales son:

- La técnica del elemento desactivado.
- La técnica del elemento quieto o *birth and death*.

En el método del elemento desactivado, los modelos del elemento base y del material de aporte son desarrollados en el inicio, pero los elementos y nodos que pertenecen al material de aporte son removidos o desactivados utilizando los comandos disponibles en el software que se esté utilizando. Estos elementos desactivados son creados para simular una secuencia del paso de la soldadura cuando una condición específica sucede, tal como cuando se encuentran bajo la influencia de la fuente de calor o cuando alcanzan una temperatura particular definida. Generalmente se utiliza en los análisis de soldaduras con varias pasadas. Con esta técnica los elementos son agrupados para representar cada paso de soldadura. [22].

En la técnica del elemento quieto, tanto el material base como el material de aporte son definidos desde el inicio de la simulación, pero se le asigna muy bajas propiedades al material de aporte para que su contribución en los cálculos sea despreciable. Los elementos no son removidos como en la técnica de los elementos desactivados. Esta técnica puede producir buenos resultados si es implementado de manera correcta. La ventaja de esta técnica es que raramente produce no convergencias [22].

En la presente tesis se utilizará el método de elemento quieto, conocido como *birth and death*, utilizando los comandos EKILL y ALIVE del ANSYS para dicho fin. Los códigos que se utilizan para dicho fin serán detallados más adelante.

2.7 Cálculo de las dimensiones y material de las tuberías según ANSI/ASME B31.8

El esfuerzo de presión de diseño máximo admisible se realiza de acuerdo a la función que cumplirá la tubería. Las líneas de tubería que se emplean para el transporte de gas, que es el objetivo de nuestro estudio, serán diseñadas de acuerdo a la norma ANSI/ASME B31.8 – “Sistemas de tuberías para transporte y distribución de gas.” La presión máxima admisible se calcula mediante la ecuación 2.11 [10].

$$P = (2xSxt / D) x F x E x T \quad (2.12.)$$

donde:

- P: Presión de diseño (lb/in²).
 S: Tensión de fluencia mínima especificada (lb/in²).
 t: Espesor nominal de pared, in.
 D: Diámetro nominal exterior de la tubería, in.
 F: Factor de diseño (véase tabla 2.4).
 E: Factor de unión longitudinal (véase tabla 2.3).
 T: Factor de disminución de temperatura (véase tabla 2.5).

Tabla 2.3. Factor de junta longitudinal, E [10].

Clase de Tubería	Factor E
Sin costura	1.00
Soldado por Resistencia Eléctrica	1.00
Soldada a Tope en Horno: Soldadura continua	0.60
Sin costura	1.00
Soldadura por Electro Fusión con Arco	0.80
Soldado por Resistencia Eléctrica	1.00
Soldado por Electro Fusión	0.80
Tubería de Acero Soldad en Espiral	0.80
Sin costura	1.00
Soldada por Resistencia Eléctrica	1.00
Soldadura por Arco Doble Sumergido	1.00
Soldado por Electro Fusión	
Clases 13, 23, 33, 43, 53	0.80
Clases 12, 22, 32, 42, 52	1.00
Soldado por Electro Fusión	
Clases 13, 23, 33, 43, 53	0.80
Clases 12, 22, 32, 42, 52	1.00
Sin costura	1.00
Soldado por Resistencia Eléctrica	1.00
Soldado por Electro Fulguración	1.00
Soldado por Arco Sumergido	1.00
Soldado a Tope en Horno	0.60

Tabla 2.4. Factor de diseño, F [10].

Clase de Localidad	Factor de Diseño, F
Localidad Clase 1, División 1	0.80
Localidad Clase 1, División 2	0.72
Localidad Clase 2	0.60
Localidad Clase 3	0.50
Localidad Clase 4	0.40

La clase de localidad es un área geográfica a lo largo de un gasoducto clasificado de acuerdo al número y proximidad de los edificios construidos para la ocupación humana y

otras características que se consideran cuando se prescribe los factores de diseño para la construcción [10]. Para la definición de cada clase de Localidad, consultar la norma ANSI/ASME B31.8.

Tabla 2.5. Factor de disminución de temperatura, T , para tubería de acero [10].

<u>Temperatura, °F</u>	<u>Factor de Disminución de Temperatura, T</u>
250 o menos	1.000
300	0.967
350	0.933
400	0.900
450	0.867



CAPÍTULO 3

PROCEDIMIENTO PARA LA SIMULACIÓN DE SOLDADURA EN TUBERIAS UTILIZANDO EL SOFTWARE ANSYS

En el presente capítulo se presenta de manera metódica el procedimiento para realizar la simulación de soldadura en tuberías utilizando el software ANSYS. Para ello, se tomarán en cuenta las consideraciones presentadas en el capítulo anterior. Asimismo, se presentarán los resultados obtenidos, tanto térmicos como estructurales y se compararán con resultados experimentales disponibles en la bibliografía con el objetivo de validar el procedimiento.

3.1. Consideraciones preliminares

En la siguiente sección se presentará, en un orden secuencial, el procedimiento para la simulación de soldadura en tuberías utilizando el software ANSYS. Este procedimiento será válido para cualquier caso en el que se requiera la simulación de la soldadura en tuberías de una sola pasada. La geometría, los materiales y los parámetros de soldadura podrían variar según el caso de estudio.

Para ejemplificar dicho procedimiento, se analizará un caso de estudio desarrollado en la tesis de doctorado de Ejaz M. Qureshi: "*Analysis of circumferentially arc welded thin-walled cylinders to investigate the residual stress fields*" [22] en la que el autor realiza mediciones experimentales de temperaturas, esfuerzos residuales y deformaciones en una soldadura de tuberías. En este trabajo se analiza una tubería cuya geometría se detallará en las siguientes secciones y cuyo material es un acero de bajo carbono (acero estructural ASTM A36). Al ser una tubería de pared delgada (3 mm) la soldadura se realizará en una sola pasada.

3.2. Procedimiento para la simulación del proceso de soldadura

En la figura 3.1 se muestran las fases y etapas del análisis del proceso de soldadura mediante el método de elementos finitos con el software ANSYS.

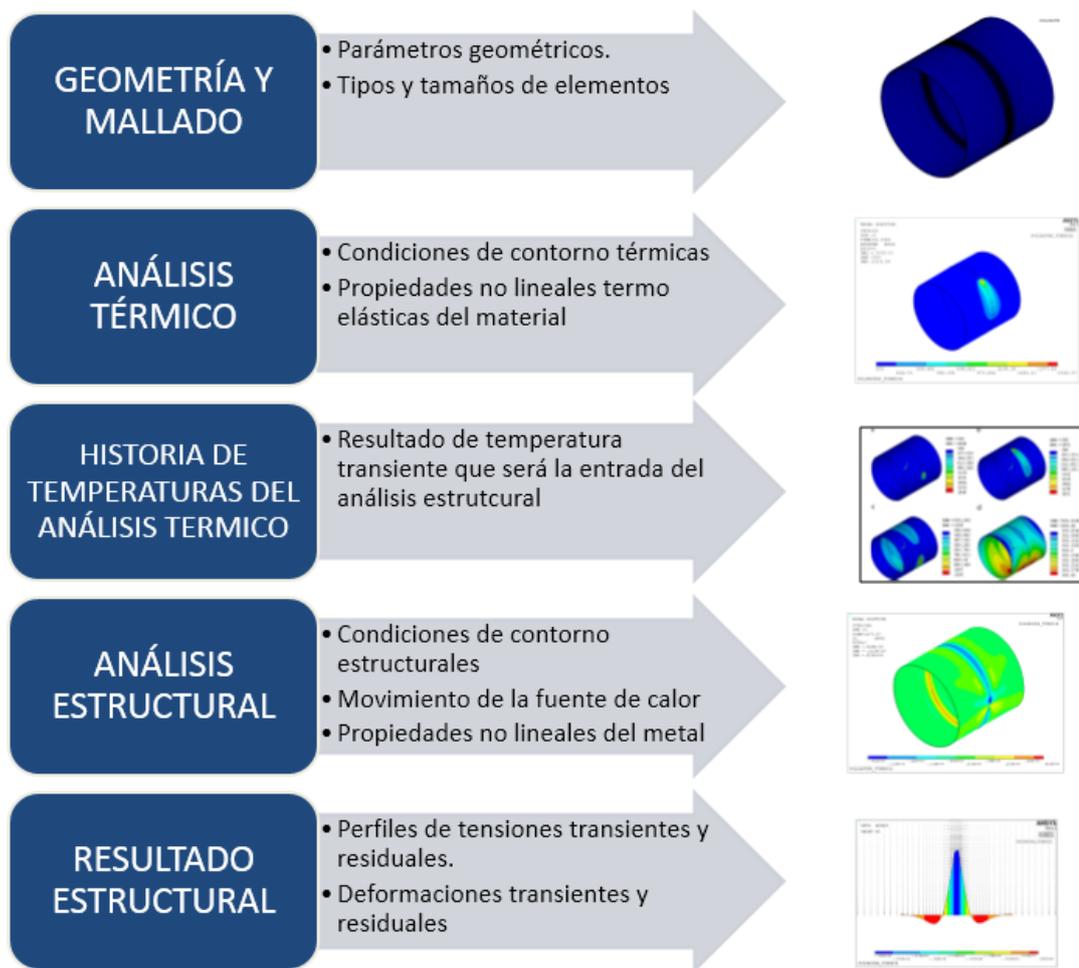


Figura 3.1. Etapas para la simulación de la soldadura.

A continuación se lista la secuencia de pasos que se deben considerar para completar la simulación de la soldadura y que serán desarrolladas en el presente subcapítulo:

1. Definir las propiedades del material
2. Definir la geometría.
3. Aplicar el mallado.
4. Definir el código APDL para el análisis térmico transiente y la aplicación de la fuentes de calor (Goldak)
5. Solucionar el modelo térmico
6. Establecer las condiciones de contorno estructurales
7. Importar el campo de temperaturas de análisis térmico anterior.
8. Definir el código APDL para el análisis estructural transiente.
9. Solucionar el análisis estructural

En primer lugar, se realizará un análisis térmico para conocer el campo de temperaturas que se produce en la soldadura. En segundo lugar, se realizará el análisis estructural que tomará el campo de temperaturas que resulta del análisis térmico para calcular las deformaciones y tensiones que se producen debido al cambio de temperatura en el material. Este análisis es transiente ya que se analiza en el paso del tiempo.

3.2.1. Propiedades del material

La definición correcta y precisa de las propiedades de los materiales es uno de los puntos más importantes para la obtención de óptimos resultados. Para definir las propiedades del material se debe ingresar a la siguiente ruta del menú principal del MECHANICAL APDL: Preprocessor>Material Props>Material Models.

Tal como se muestra en la figura 3.2.

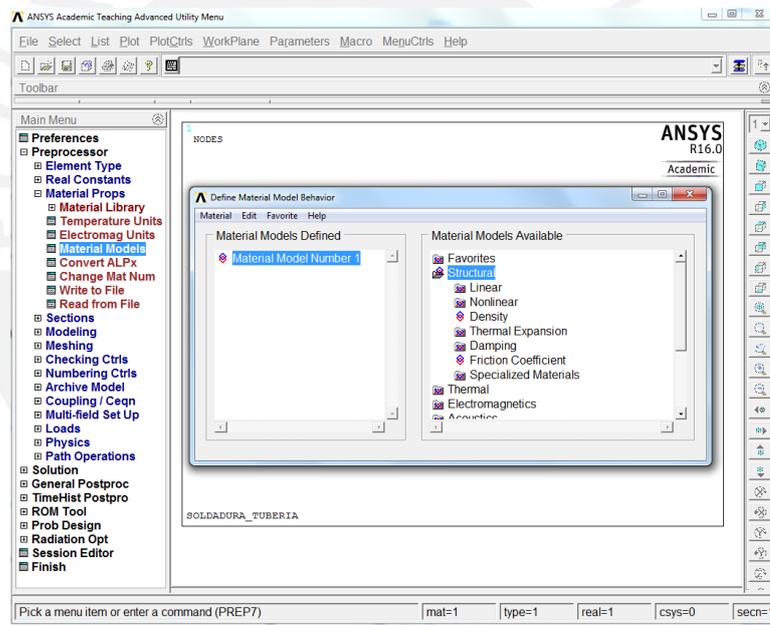


Figura 3.2. Definir las propiedades del material.

En esta función, se ingresará todas las propiedades del material según lo detallado en la sección 2.4 para el material de nuestro primer modelo que es el acero ASTM A36, estos datos fueron obtenidos del trabajo de Qureshi [22]. Se considerará la densidad constante e igual a 7850 kg/m^3 . En la figuras del 3.3 al 3.9 se detallan los valores de las propiedades que se ingresarán.

Propiedades térmicas:

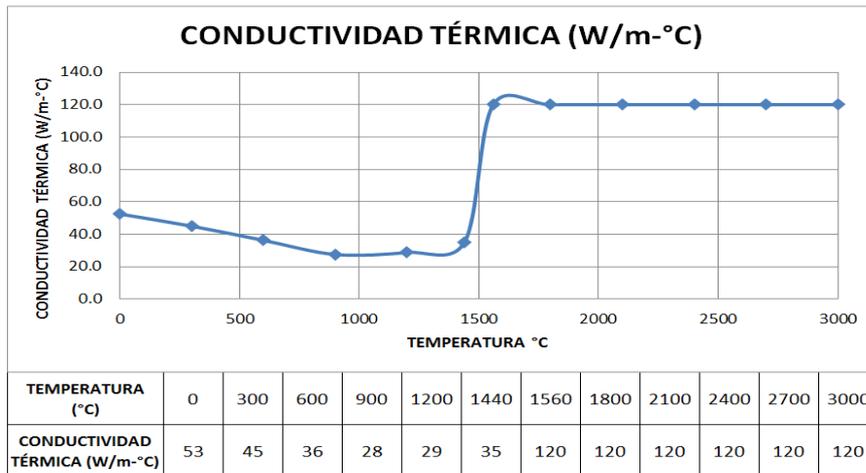


Figura 3.3. Conductividad térmica del acero ASTM A-36.

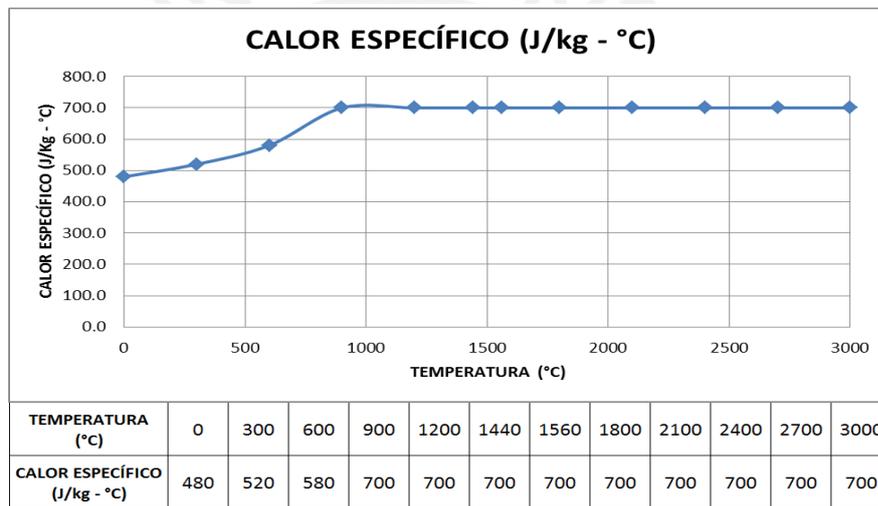


Figura 3.4. Calor específico del acero ASTM A-36.

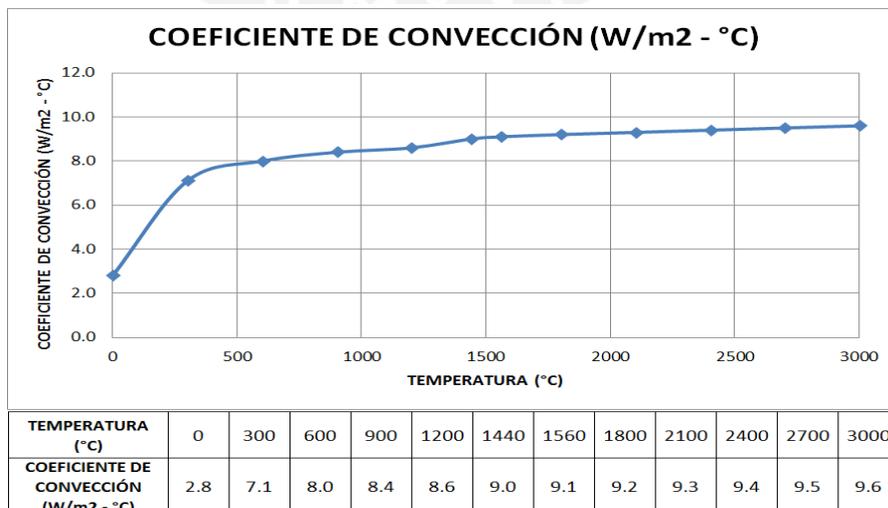


Figura 3.5. Coeficiente de convección del acero ASTM A-36.

Propiedades termo-mecánicas.

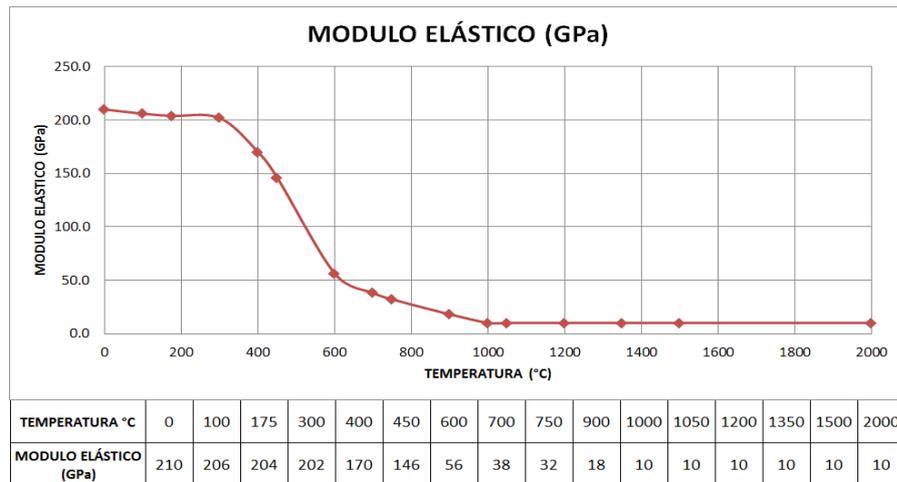


Figura 3.6. Módulo Elástico del acero ASTM A-36.

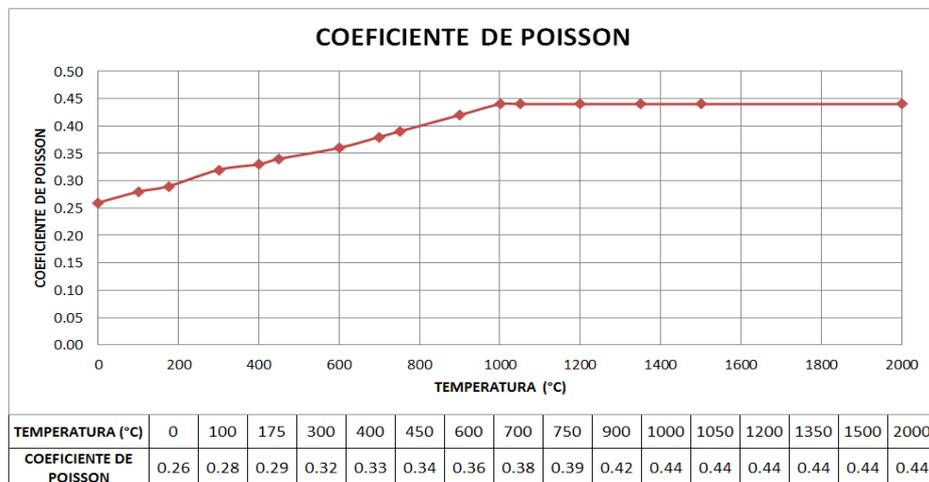


Figura 3.7. Razón de Poisson del acero ASTM A-36.

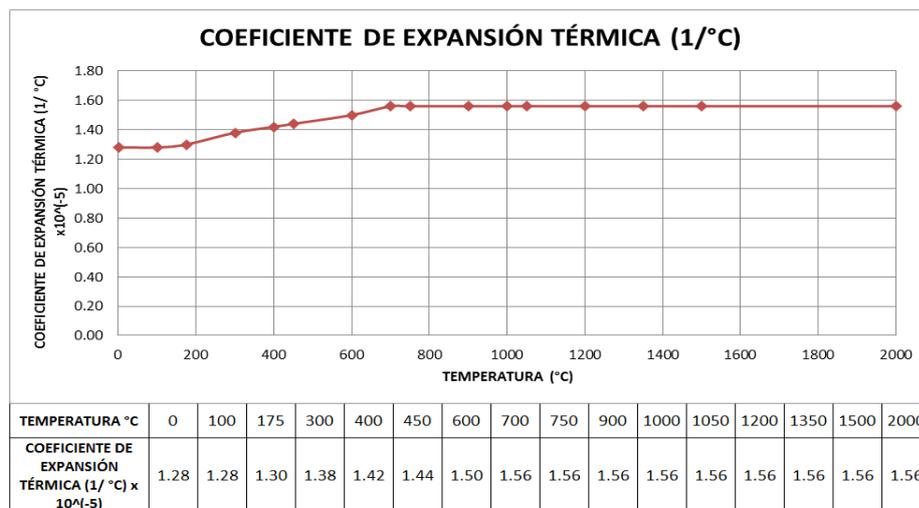


Figura 3.8. Coeficiente de expansión térmica del acero ASTM A-36.

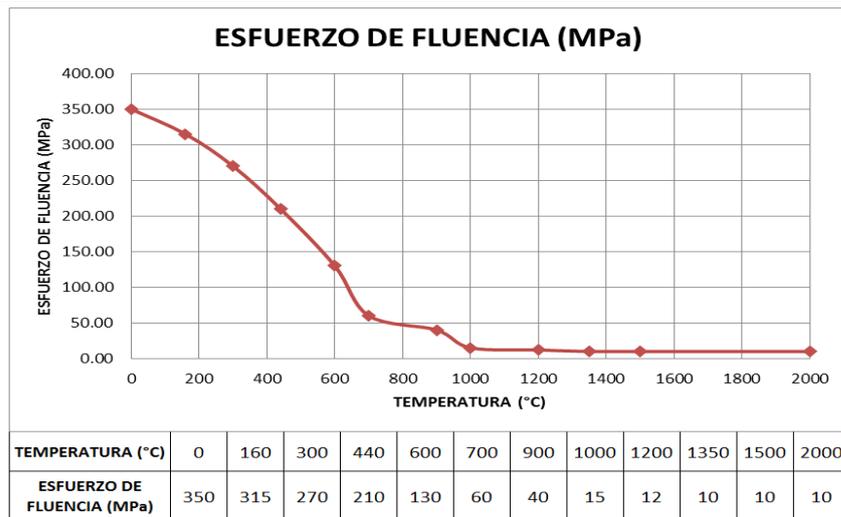


Figura 3.9. Esfuerzo de fluencia del acero ASTM A-36.

En este modelo de plasticidad, la curva de esfuerzo-deformación se representa mediante dos líneas rectas, una representa la zona elástica y la otra la zona plástica. Se considera un comportamiento totalmente plástico, por ello el módulo tangente, que es la pendiente de la curva en la zona plástica, será igual a cero.

3.2.2. Tipos de elementos finitos.

Para la simulación se empleará un elemento tipo sólido térmico que se muestra en la figura 3.10 y un sólido estructural que se muestra en la figura 3.11.

- **SOLID70 – SÓLIDO TÉRMICO 3D:** Tiene la capacidad de conducción térmica en 3D. Este elemento tiene 8 nodos con un solo grado de libertad, de temperatura, en cada nodo.

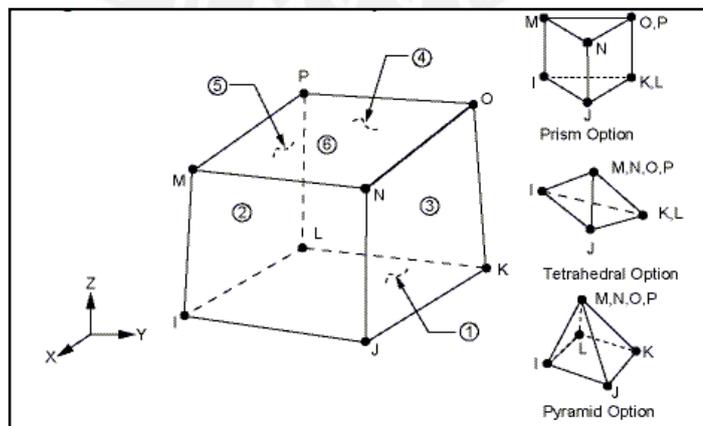


Figura 3.10. Elemento térmico SOLID70 [27].

- SOLID45 – SÓLIDO ESTRUCTURAL 3D: Es utilizado para los modelos 3D de estructuras sólidas. Es definido por 8 nodos, cada uno de ellos tiene 3 grados de libertad: traslación en las direcciones x, y y z.

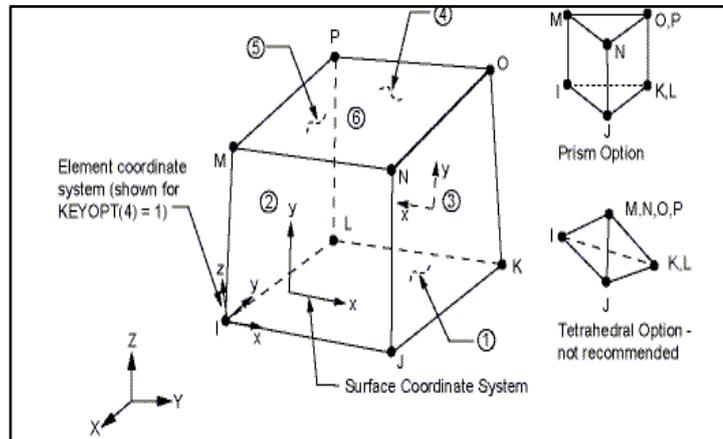


Figura 3.11. Elemento estructural SOLID45 [27].

Para ingresar los tipos de elementos que se utilizarán, se debe seguir la siguiente ruta: Preprocessor>Element Type>Add/Edit/Delete (Ver figura 3.12). En la ventana *Element Type*, se selecciona la opción *Add...* en la que se elige el tipo y número de elemento.

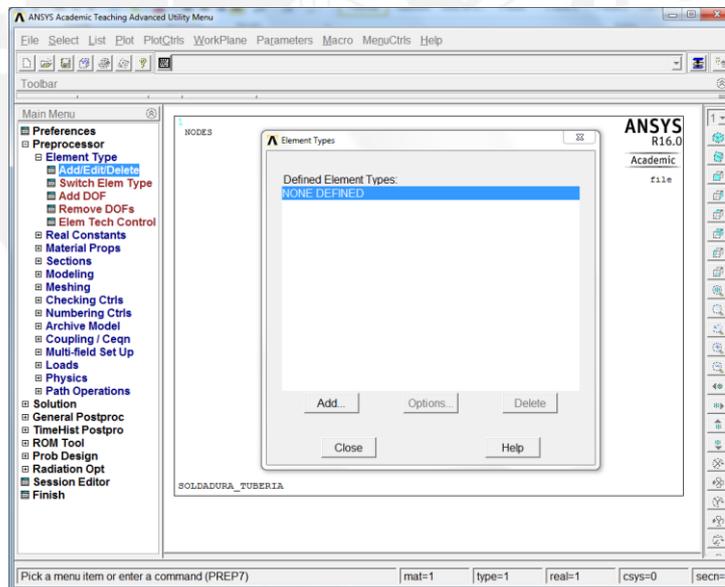
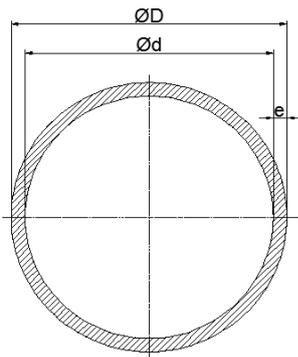


Figura 3.12. Definir tipos de elementos.

3.2.3. Geometría

La geometría consiste en dos tuberías de 300 mm de diámetro exterior, 3mm de espesor y una longitud de 150mm. Tal como se indica en las figuras 3.13 y 3.14.



PARÁMETRO	MEDIDA (mm)
Diámetro exterior	300
Diámetro interior	294
Espesor	3

Figura 3.13. Geometría de la sección de la tubería.

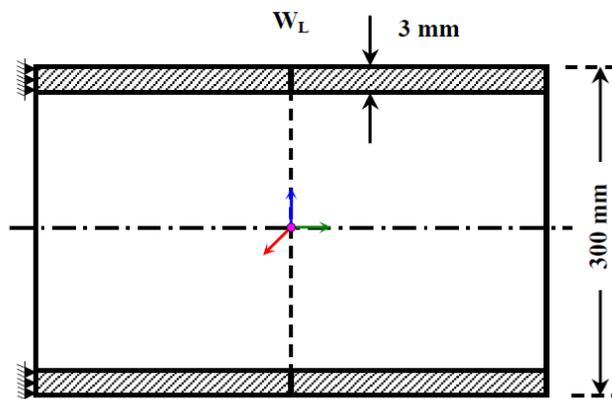


Figura 3.14. Geometría de la unión soldada [22].

Para poder representar esta geometría en el ANSYS MECHANICAL APDL, se deben crear los *Keypoints* (KP) que definirán la geometría. Para ello se ingresa a la siguiente ruta: *Preprocessor>Modeling>Create>In Active CS* (Ver figura 3.15). También se pueden definir con código APDL utilizando el comando K.

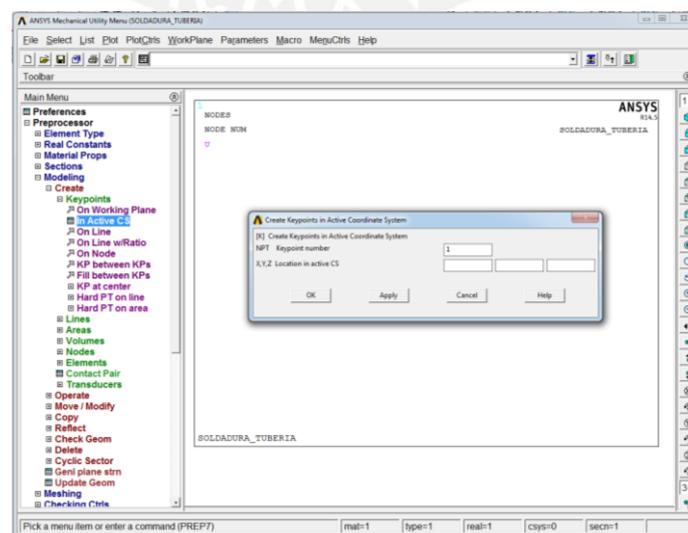


Figura 3.15. Definir Keypoints.

Para conectar los *Keypoints*, se utilizará el comando A que permite crear áreas utilizando los *Keypoints* definidos. Se puede acceder a este comando en la siguiente ruta: *Preprocessor>Modeling>Create>Areas>Arbitrary>Through KPs* (Ver Figura 3.16).

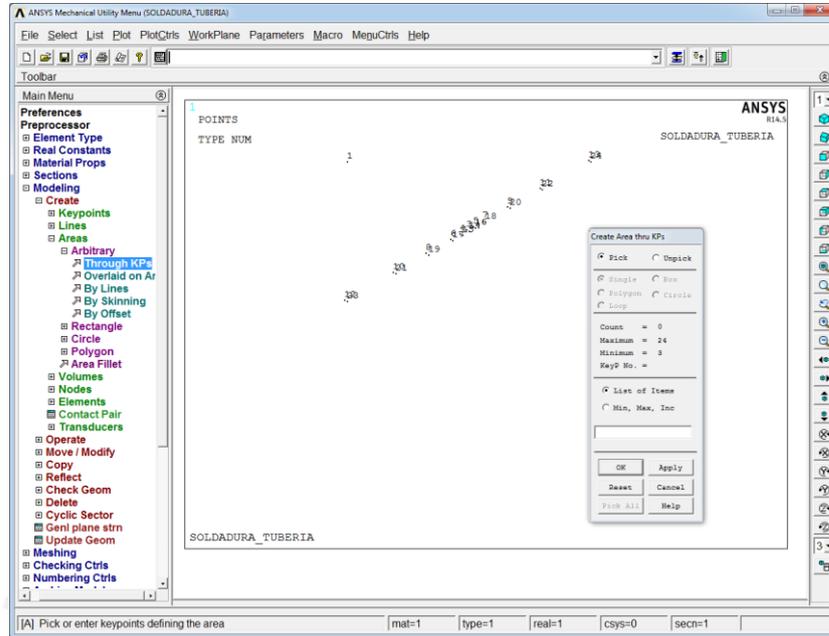


Figura 3.16. Definir Áreas.

Para crear el sólido, se rotan las áreas alrededor del eje Z en un ángulo de 360° . Para ello se utiliza el comando VROTATE, que se encuentra en la siguiente ruta: *Preprocessor>Modeling>Operate>Extrude>Areas>About Axis*. (Ver Figura 3.17). Una vez que se hayan rotado las áreas alrededor del eje Z, se obtendrá la geometría, tal como se muestra en la Figura 3.18.

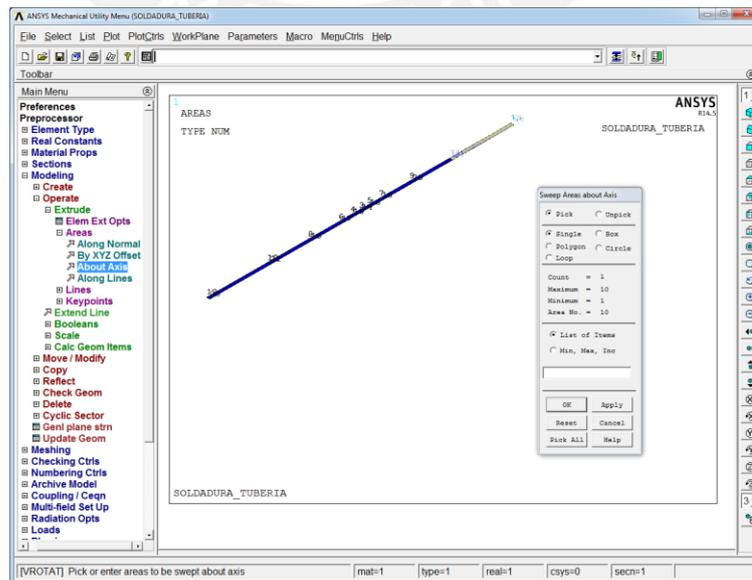


Figura 3.17. Rotar las áreas.

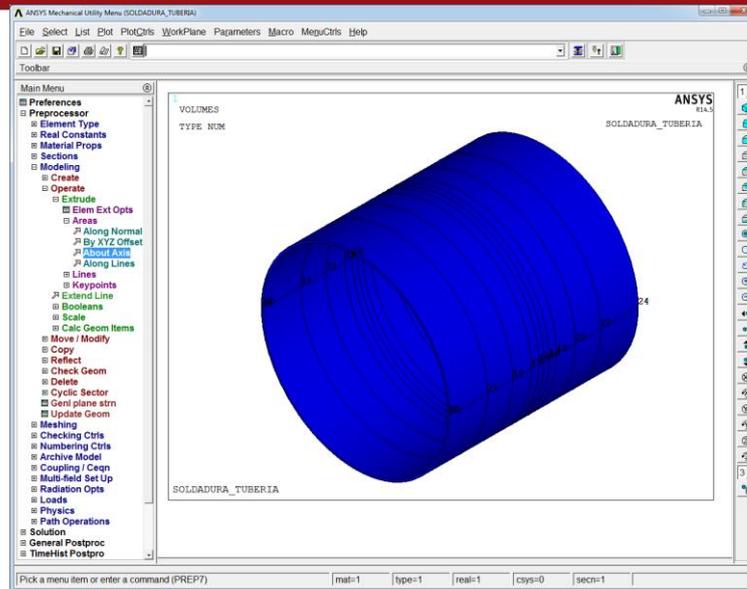


Figura 3.18. Geometría tuberías.

3.2.4. Mallado

En esta sección se definirá el tamaño de los elementos que se considerará en cada parte del modelo y el método de mallado que se utilizará. Para el mallado se utilizarán los *keypoints* y áreas definidas en la sección anterior. Asimismo, se considera una división de la tubería por zonas para variar el tamaño de los elementos, de tal manera que sean de menor tamaño mientras más cerca se encuentren de la línea de soldadura (2mm de largo) y se vayan incrementando a medida que se alejan de la línea de soldadura (10 mm). En la dirección del espesor se consideran un total de 3 elementos de 1 mm de espesor cada uno. Para dividir las líneas creadas en la geometría en zonas, se puede utilizar los comando LSEL (para seleccionar todas las líneas de cierta medida) y LESIZE (para dividir cada línea en partes iguales).

Una vez que se hayan dividido las líneas según los tamaños de los elementos que se requieran, se empieza a definir el mallado con el comando AMESH que genera nodos y elementos de área con las áreas definidas en la geometría.

Para iniciar con los elementos que pertenecen al cordón de soldadura, se seleccionan las áreas definidas en esta zona (en este caso son las áreas 11, 13, 32, 34, 52, 54, 68, y 70) con el comando ASEL. Para generar el mallado se utiliza el comando AMESH que se ubica en la siguiente ruta del menú: *MainMenu > Preprocessor > Meshing > Mesh > Areas*. Ver Figura 3.19. Esto permite obtener mallados y elementos de área.

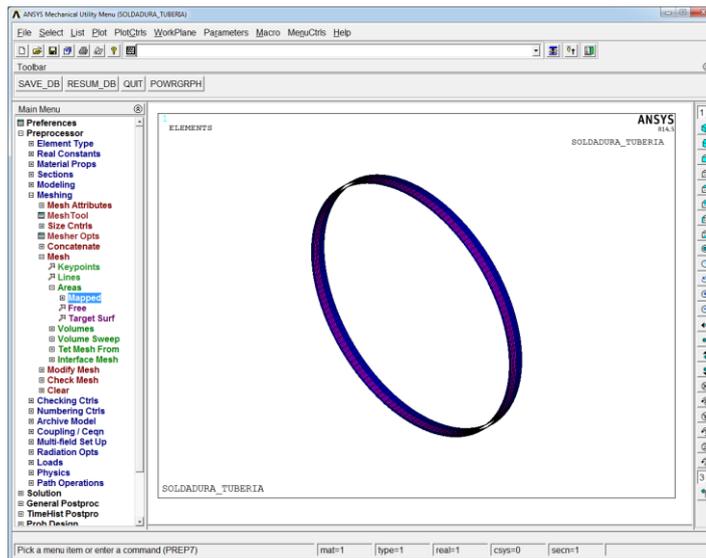


Figura 3.19. Mallado de áreas de soldadura.

Se utiliza el mismo comando AMESH para mallar las áreas restantes. Para hacer el mallado de los elementos tipo sólido, se debe utilizar el comando VSWEEP para cada uno de los volúmenes (en este caso son 20). Ver figura 3.20.

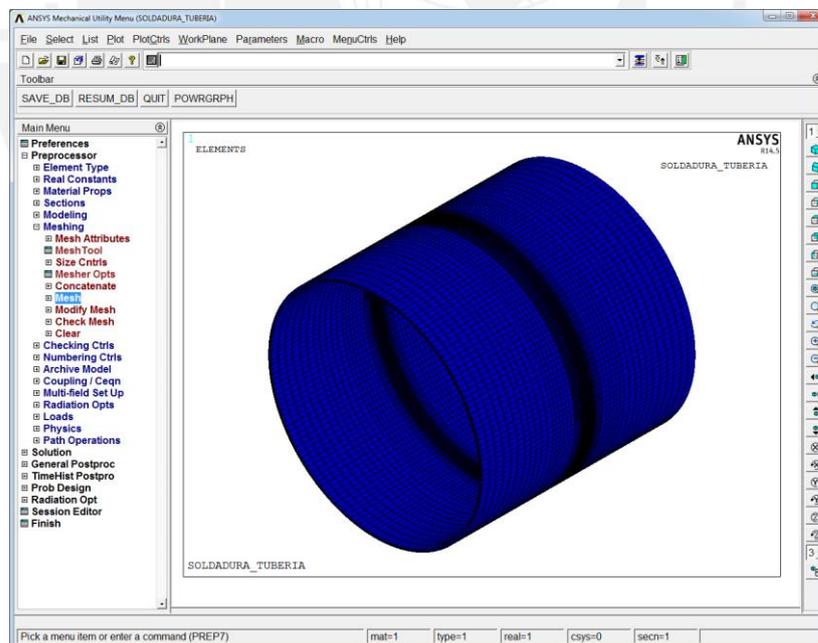


Figura 3.20. Mallado – elementos y nodos tipo sólido.

3.2.5. Condiciones de borde térmicas

Como se detalló en el capítulo anterior, para modelar la transferencia de calor entre las superficies externas y el ambiente se utilizará un coeficiente global de

convección para incluir los efectos de la transferencia de calor por radiación según la ecuación 2.3.

$$h_{total} = h + \varepsilon \times \sigma \times (T^2 + T_{amb}^2) \times (T + T_{amb}) \tag{2.3.}$$

Donde:

- h_{total}: Coeficiente global de transferencia de calor.
- h: Coeficiente de transferencia de calor por convección.
- e: Emisividad (0.51).
- σ: Constante de Stefan-Boltzmann (5.67 × 10⁻⁸ J m⁻² s⁻¹K⁻⁴).
- T: Temperatura variable del material.
- T_{amb}: Temperatura ambiente inicial (300K).

El coeficiente de transferencia de calor por convección (h) varía al incrementarse la temperatura, los valores de este coeficiente se muestran en la figura 3.5.

En el presente análisis, se utilizará el coeficiente global de transferencia de calor (Ecuación 2.3.). Los valores se detallan en la figura 3.21. Estos valores se ingresarán al definir los materiales. También se pueden ingresar los valores con el comando MPDATA,HF,1,, para varios valores de temperatura.

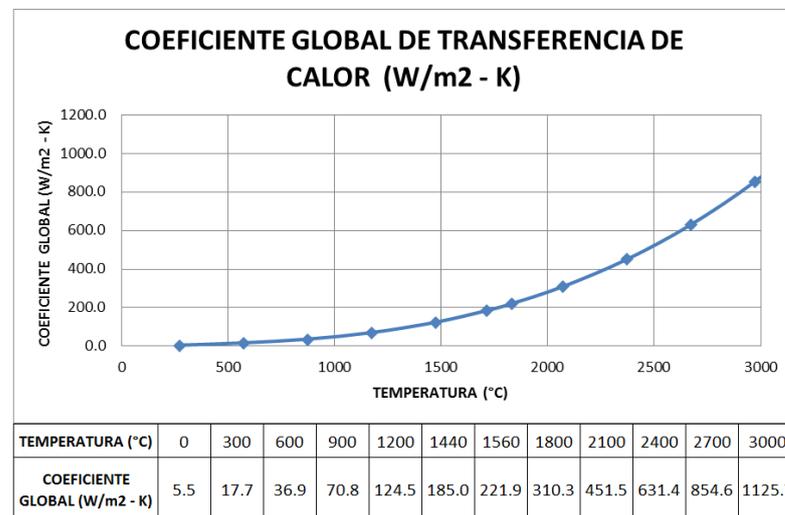


Figura 3.21. Coeficiente global de transferencia de calor.

3.2.6. Solución del problema térmico

En la presente sección se detallarán los pasos para ingresar la programación en el ANSYS utilizando comandos del ANSYS APDL que permitirán, en términos generales, implementar la fuente de calor de acuerdo a los parámetros de

soldadura, así como también su movimiento de traslación en las coordenadas cilíndricas. Se utilizará el modelo de Goldak del doble elipsoide para modelar la fuente de calor. Las dimensiones que se utilizarán serán las correspondientes al sistema métrico: (m, kg, N, s, V, A, C). Los parámetros del proceso de soldadura se muestran en la tabla 3.1.

Tabla 3.1. Parámetros del proceso de soldadura.

Parámetros del proceso de soldadura		
Parámetro	Valor	Unidad
Voltaje	12.5	Voltios
Corriente	200	Amperios
Velocidad	3	mm/s
eficiencia	75	%

Los parámetros utilizados para el modelo del doble elipsoide de Goldak se muestran en la tabla 3.2.

Tabla 3.2. Parámetros de Goldak.

PARÁMETROS DEL MODELO DE LA FUENTE DE CALOR DE GOLDAK		
PARAMETRO	VALOR	UNIDAD
Longitud del elipsoide frontal	5	mm
Longitud del elipsoide posterior	15	mm
Ancho de la fuente de calor	10	mm
Profundidad de la fuente de calor	3	mm
Fracción de calor en el elipsoide frontal	1.25	
Fracción de calor el elipsoide posterior	0.75	

Para simular el movimiento de la fuente de calor y la respectiva aplicación del calor sobre el modelo de las tuberías se seguirá el siguiente procedimiento que será ingresado al programa en código APDL.

1. Se calculan los centroides de cada elemento en coordenadas cilíndricas.

2. Se calcula el tiempo total que durará la soldadura. Para ello se divide la longitud de la circunferencia entre la velocidad de soldadura.
3. Debido a que es un análisis transiente, el calor de la fuente se aplicará a la tubería en cada paso de tiempo establecido. Además, se recomienda que la traslación de la fuente de calor por cada paso de tiempo coincida con la longitud de cada elemento en la línea de soldadura. El paso del tiempo se obtiene al dividir el tiempo total que durará la soldadura entre el número total de elementos en la línea de soldadura.
4. Se crean unos parámetros para definir las coordenadas de posición en X, Y y Z para cada paso del tiempo en coordenadas cilíndricas. En este caso X =radio exterior, Y =ángulo después de cada paso de tiempo, $Z=0$.
5. Se crea una rutina que permitirá la simulación de la fuente de calor en cada paso del tiempo. Para simular su traslación se debe determinar para cada paso de tiempo lo siguiente:
 - a. La posición de la fuente de calor.
 - b. La aplicación de calor a cada elemento en función de su posición con respecto a la fuente de calor y los parámetros de Goldak.
6. Como se explicó en el capítulo anterior, se aplicará la técnica del *birth and death* de los elementos. Se eliminarán las propiedades de los elementos que pertenecen al cordón de soldadura al inicio de la simulación con el comando EKILL y se activarán dichas propiedades antes del paso de la fuente de calor con el comando ELIVE.
7. Para cada elemento, se aplicarán las ecuaciones 2.4. y 2.5. para aplicar el calor según su ubicación con respecto a la fuente de calor de Goldak. Para ello se utiliza el comando BFE.
8. Se debe guardar los resultados para cada paso de tiempo con el comando SAVE en la carpeta del proyecto.

3.2.7. Resultados térmicos

En esta sección se muestra los resultados del campo térmico del modelo definido en las secciones anteriores. Una vez ejecutada la solución, podemos acceder a los resultados siguiendo la siguiente ruta: *General Postproc>Results Viewer* (Figura 3.20) y se abrirá una ventana como se muestra en la figura 3.22.

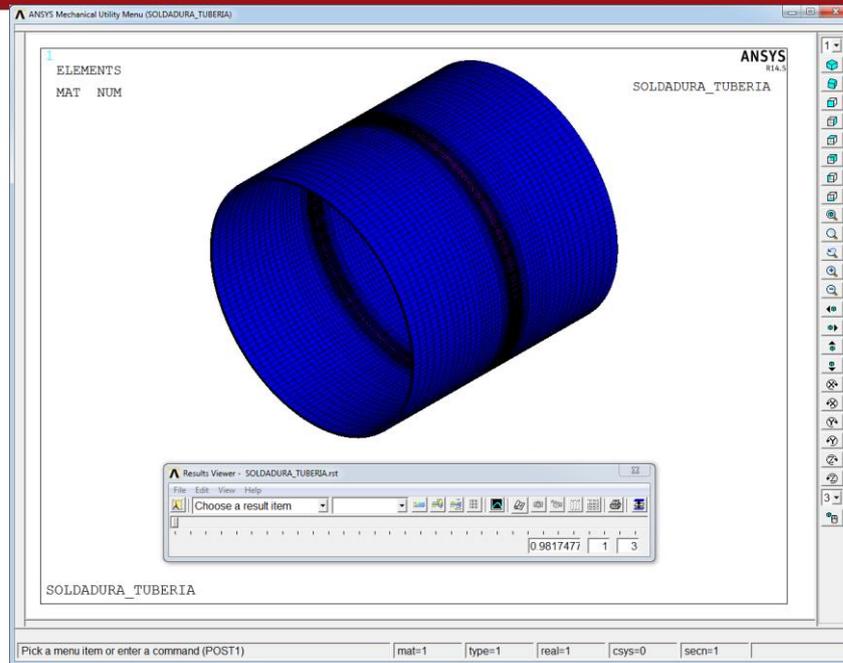


Figura 3.22. Ventana del comando *Results Viewer*.

En el menú desplegable “*Choose a result item*” se elige la opción: *Body Temperatures* y se hace clic sobre el icono: *Show Results*. Se mostrarán las temperaturas de los elementos tal como se muestra en la figura 3.23:

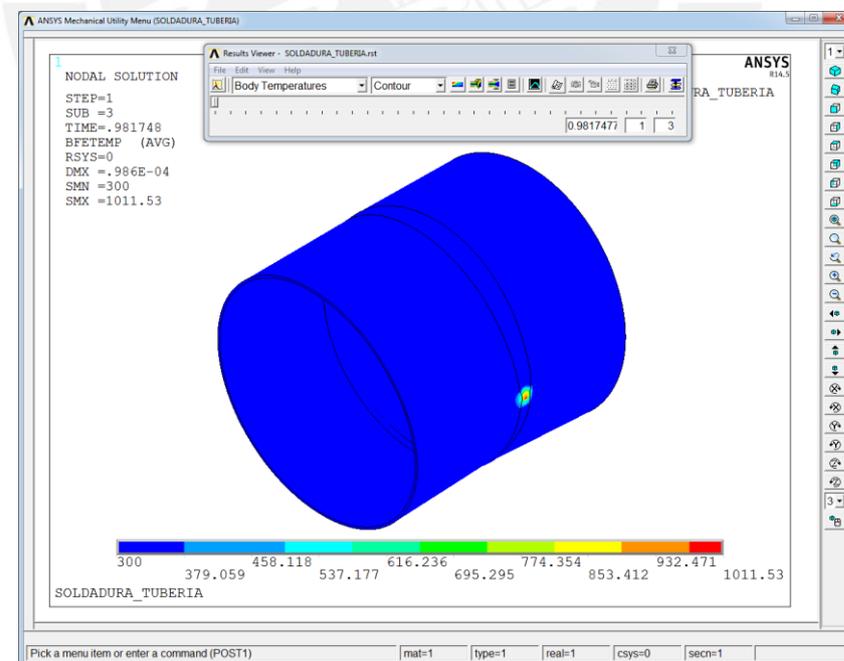


Figura 3.23. Resultados del campo de temperaturas. Tiempo = 0 segundos.

Se puede mover la barra en dirección horizontal para visualizar el campo de temperaturas en un tiempo determinado (Figuras 3.24 y 3.25):

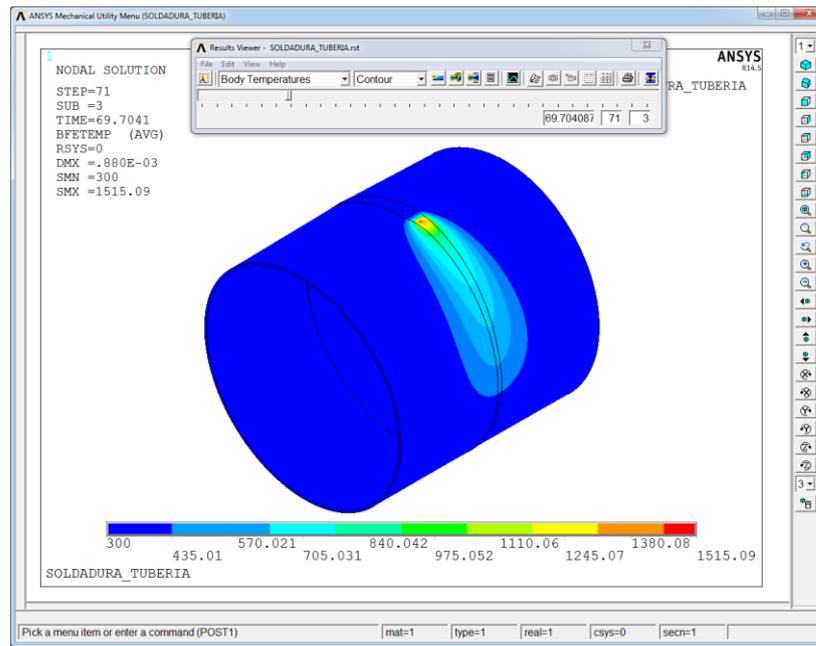


Figura 3.24. Resultados del campo de temperaturas. Tiempo = 69.7 segundos.

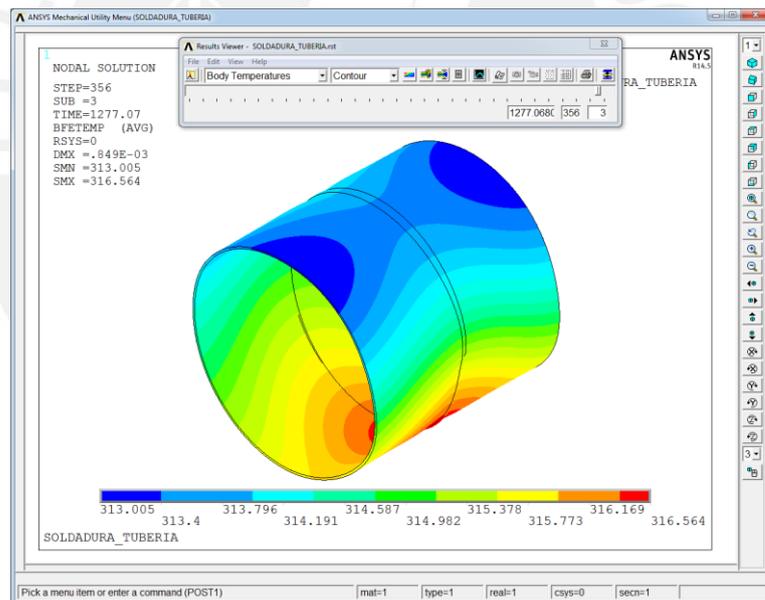
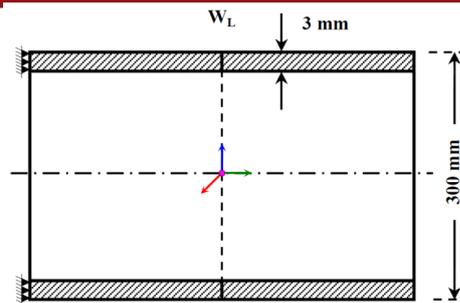


Figura 3.25. Resultados del campo de temperaturas. Tiempo = 1277 segundos.

3.2.8. Condiciones de contorno estructurales

Se aplicarán las restricciones estructurales tal como se señalaron en el capítulo anterior en la sección 2.5.B. Para ello se utilizan los comando NSEL (para seleccionar los nodos deseados) y D (establece las restricciones de los nodos seleccionados). En la figura 3.26 se muestra un esquema de las condiciones de contorno estructurales.



Restricciones estructurales en dirección X, Y y Z.

Figura 3.26. Representación esquemática de las condiciones de contorno estructurales [22].

3.2.9. Solución del problema estructural

Las deformaciones y tensiones residuales que se producen después de la soldadura se deben a las variaciones de temperatura durante todo el proceso. En esta etapa de la simulación, se deben importar los resultados obtenidos en el análisis térmico. Para ello, se utiliza el comando LDREAD y se introduce el nombre del archivo que contiene la solución de la parte térmica para cada elemento. Para eliminar las restricciones estructurales se utiliza el comando DDELE.

En la solución de la parte estructural, también se utilizará la técnica del *birth and death* de los elementos del cordón, tal como se utilizó en la parte térmica. Lo mismo sucede con la etapa del enfriamiento. Después de la solución, se pueden visualizar los resultados con la opción *Result Viewer* de la sección *PostProc*.

3.2.10. Resultados estructurales

En el menú desplegable “*Choose a result item*” se elige la opción: Nodal Solution > Stress y seleccionamos el eje en el cual queremos observar los esfuerzos. Luego se hace clic sobre el icono: *Show Results*. Se mostrarán los esfuerzos en el eje seleccionado para cada tiempo tal como se muestra en la Figura 3.27.

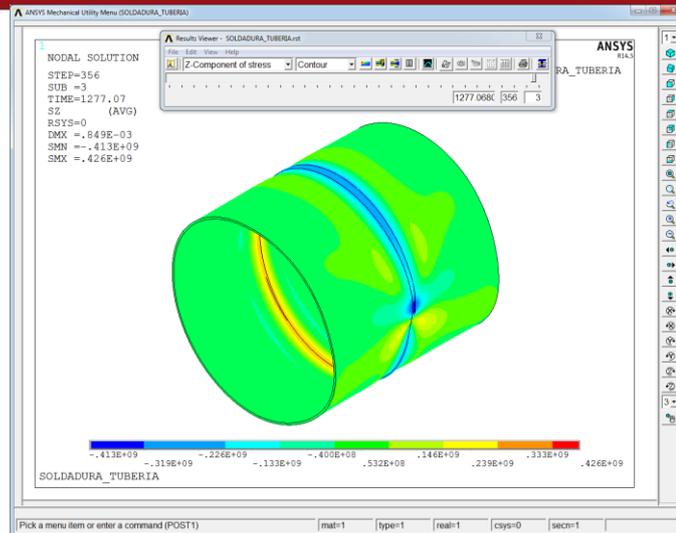


Figura 3.27. Resultados del campo de esfuerzos en el eje Z. Tiempo = 1277 segundos.

3.3. Validación del procedimiento

En esta sección se validarán los resultados al compararlos con los resultados experimentales obtenidos por Qureshi [22]. En la simulación se consideraron las dimensiones de la geometría que se muestran en la figura 3.13. El diseño de la junta se realizó con las dimensiones que se indican en la tabla 3.3.

Tabla 3.3. Dimensiones de la junta.

PARÁMETRO	Valor	Unidad
Longitud total del modelo (L)	300	mm
Ángulo (θ)	90	grados
Espesor (e)	3	mm
apertura de raíz (a)	2	mm
cara de raíz (b)	1	mm

Asimismo, se debe considerar los puntos de soldadura o *Tack Weld* que se realizan antes de iniciar los trabajos para una mayor estabilidad durante el proceso de soldadura. En la simulación se considerará 2 puntos de soldadura o *Tack Weld* separados 180° y tendrán un espesor equivalente a los $2/3$ del espesor de la tubería y una longitud equivalente a 4° . Las dimensiones del punto de soldadura (*Tack Weld*) se muestran en la figura 3.28.

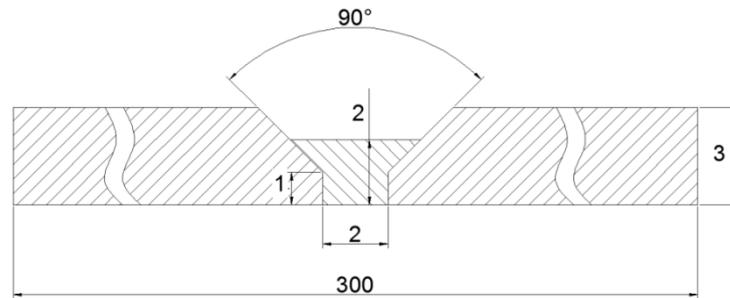


Figura 3.28. Dimensiones del punto de soldadura (*Tack Weld*).

Los parámetros del proceso de soldadura se presentan en la tabla 3.1 y los parámetros de la fuente de calor de Goldak se presentan en la tabla 3.2.

El tiempo total de soldadura es de 314.16 segundos con un tiempo de enfriamiento de 1500 segundos. Se realizaron 314 iteraciones con el objetivo de que el avance por cada iteración de la fuente de calor sea como mínimo la longitud de un elemento.

3.3.1. Resultados térmicos

A continuación se presentan los resultados obtenidos después de la simulación térmica transiente (campo de temperaturas en el tiempo). En las figuras del 3.29 al 3.32 se presentan los campos de temperaturas que se obtiene de la simulación de la soldadura en 4 tiempos distintos. Las temperaturas están en grados Kelvin (K).

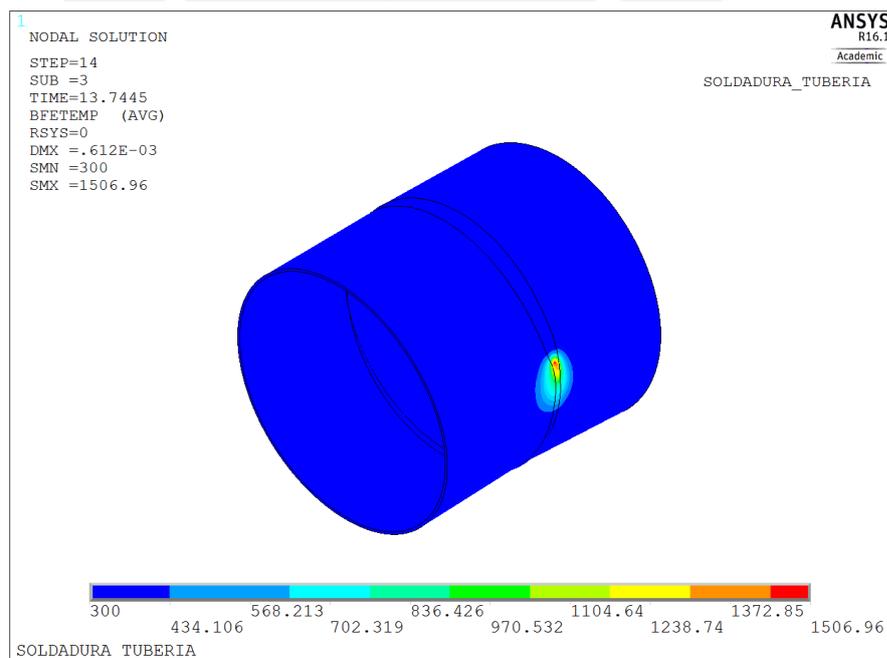


Figura 3.29. Resultado de campos de temperatura. Tiempo = 13 segundos.

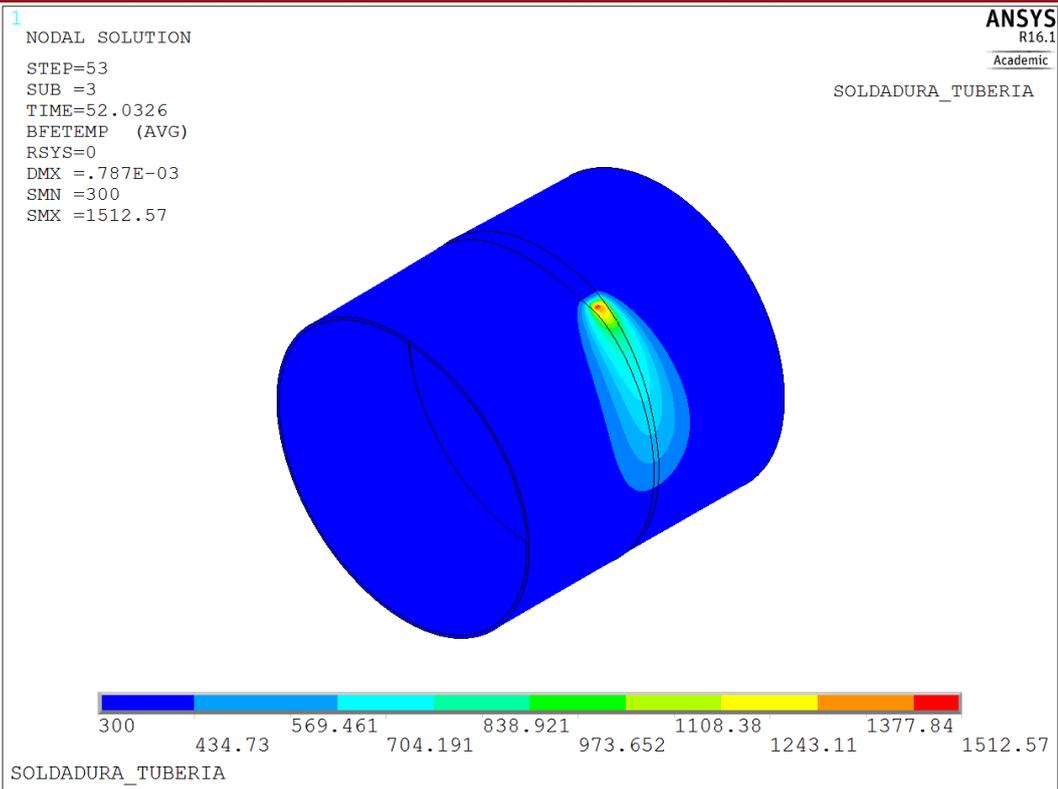


Figura 3.30. Resultado de campos de temperatura. Tiempo = 52 segundos.

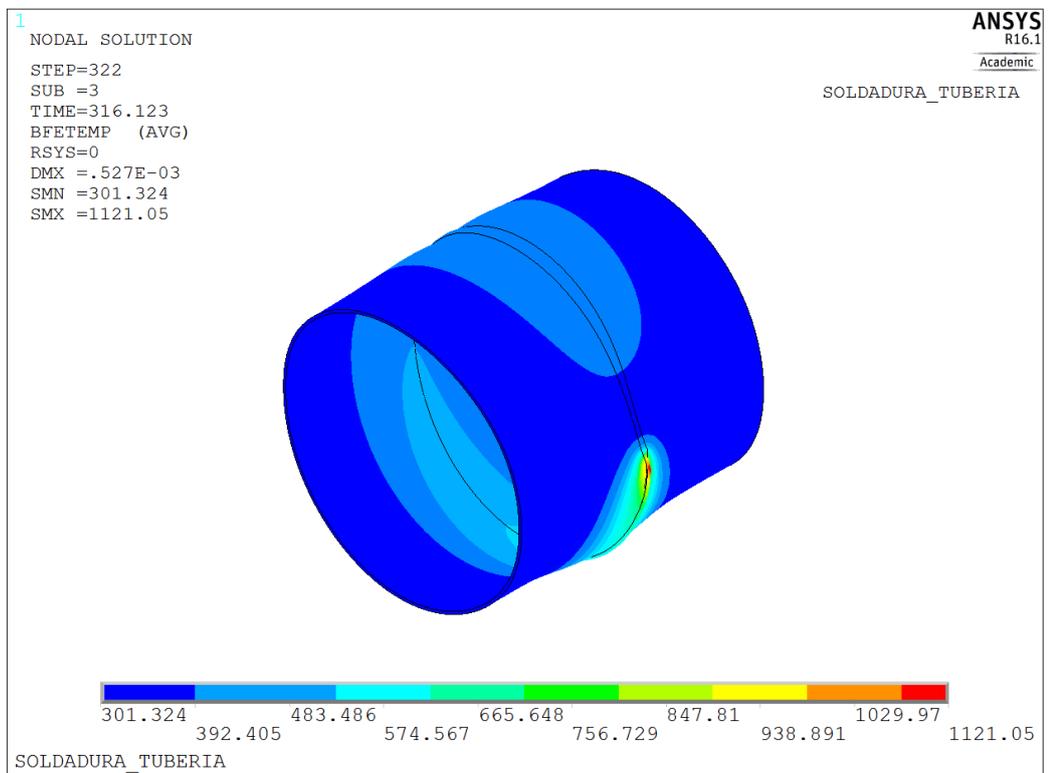


Figura 3.31. Resultado de campos de temperatura. Tiempo = 313 segundos.

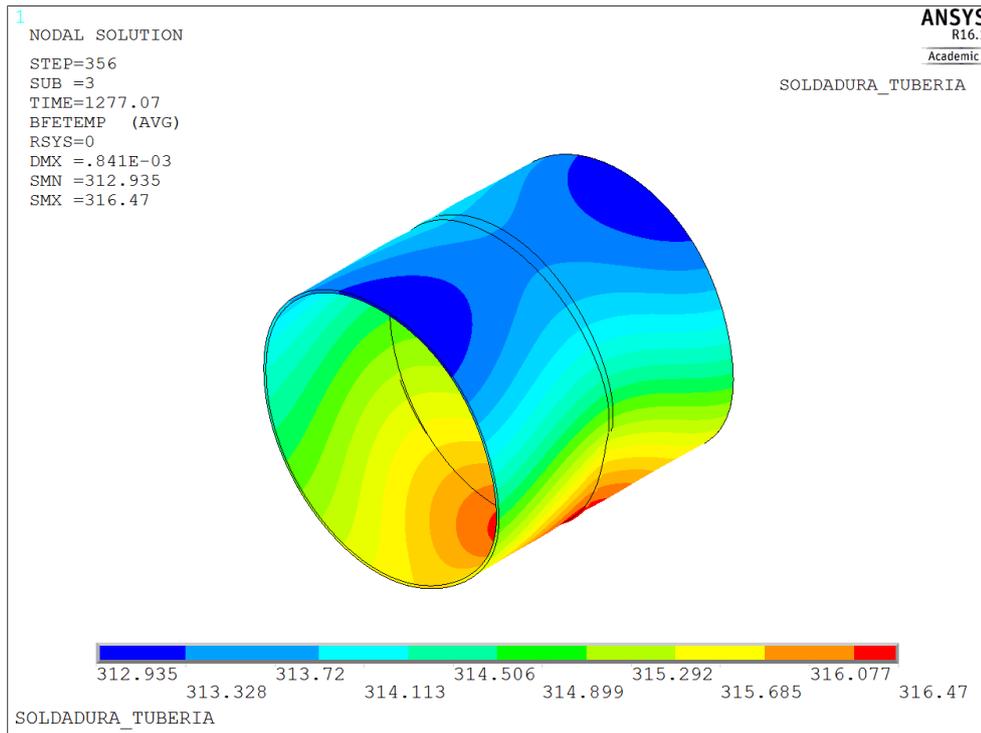


Figura 3.32. Resultado de campos de temperatura. Tiempo = 1277 segundos.

En la figura 3.33 se presentan los resultados obtenidos por los investigadores Qureshi y Malik [24] en sus ensayos numéricos y experimentales en el campo de temperaturas:

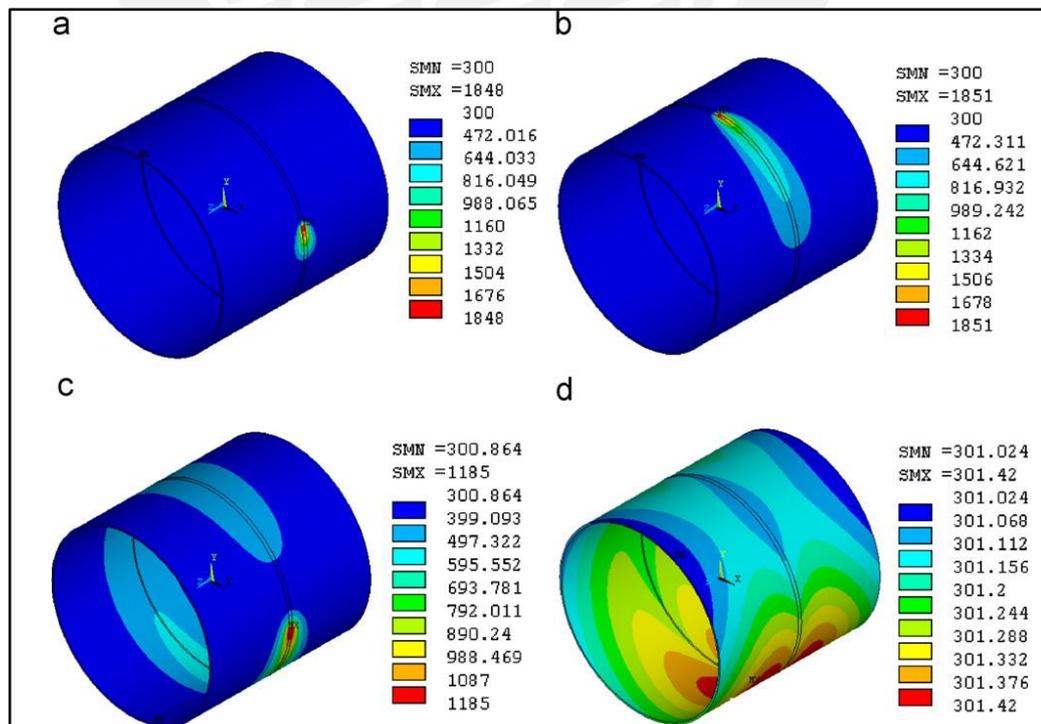


Figura 3.33. Campos de temperatura obtenidas por Qureshi [22].

En el trabajo de Qureshi [22] se realizaron mediciones de la temperatura en el proceso de soldadura utilizando termocuplas tipo K. En la figura 3.34 se muestran el arreglo de termocuplas utilizado en su trabajo y en la figura 3.35, el arreglo general que se dispuso para la medición de tensiones y temperaturas.

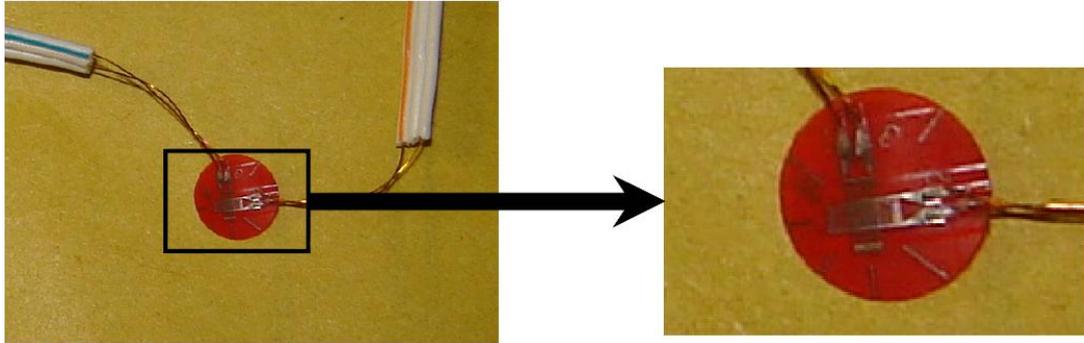


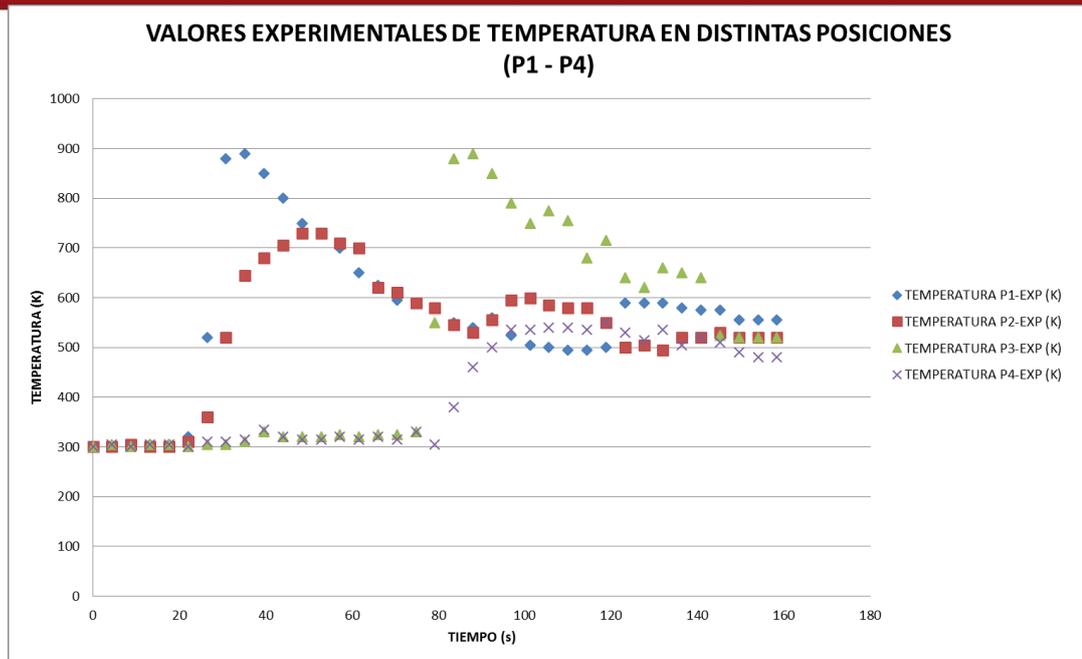
Figura 3.34. Arreglo de termocuplas tipo K para medir la temperatura en distintos puntos en el trabajo de Qureshi [22].



Figura 3.35. Arreglo general utilizado en trabajo de Qureshi para medición de temperaturas, tensiones y deformaciones residuales [22].

En la figura 3.36 se muestra las Temperaturas medidas en 4 puntos: P1, P2, P3 y P4. La posición exacta de dichos puntos es descrita en el cuadro de descripción de la figura. Los valores mostrados corresponden al lapso de tiempo de 0 a 160 segundos.

En las figuras del 3.37 al 3.40 se muestra la gráfica de temperaturas, tanto experimentales como las obtenidas en la simulación, en función del tiempo, para cada uno de los 4 puntos definidos.



P1: a 10mm de la línea de soldadura y a 30° del punto de inicio.
 P2: a 15mm de la línea de soldadura y a 30° del punto de inicio.
 P3: a 10mm de la línea de soldadura y a 90° del punto de inicio.
 P4: a 20mm de la línea de soldadura y a 90° del punto de inicio.

Figura 3.36. Valores experimentales de temperatura en los siguientes puntos: (A)30° a 10mm de WL, (B)30° a 15mm de WL, (C)90° a 10 mm de WL y (D)90° a 20mm de WL

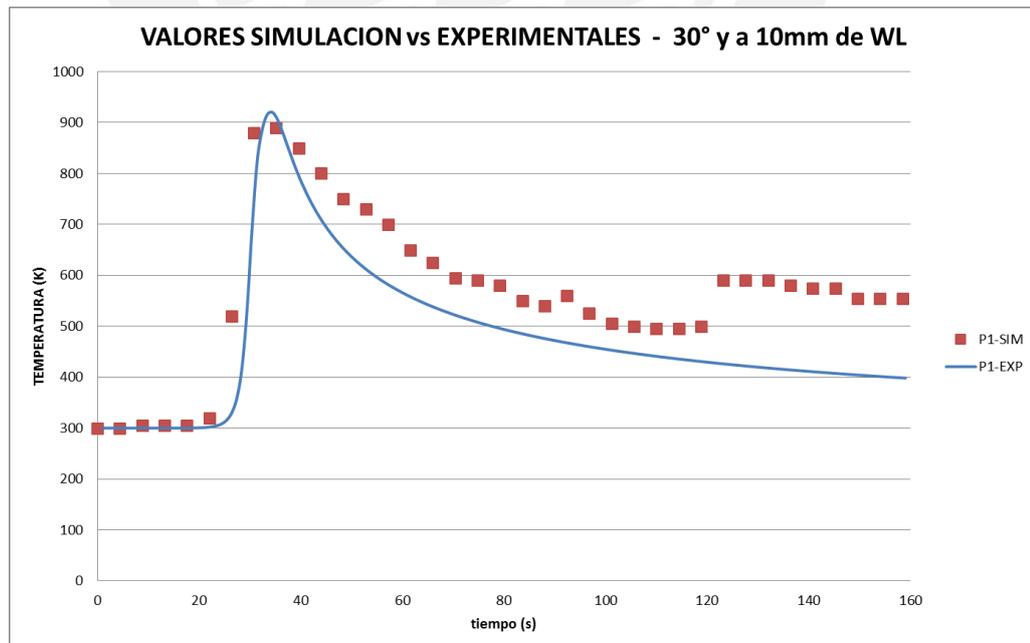


Figura 3.37. Comparación de los valores experimentales con los obtenidos por simulación de la temperatura a 30° y 10mm de la línea de soldadura.

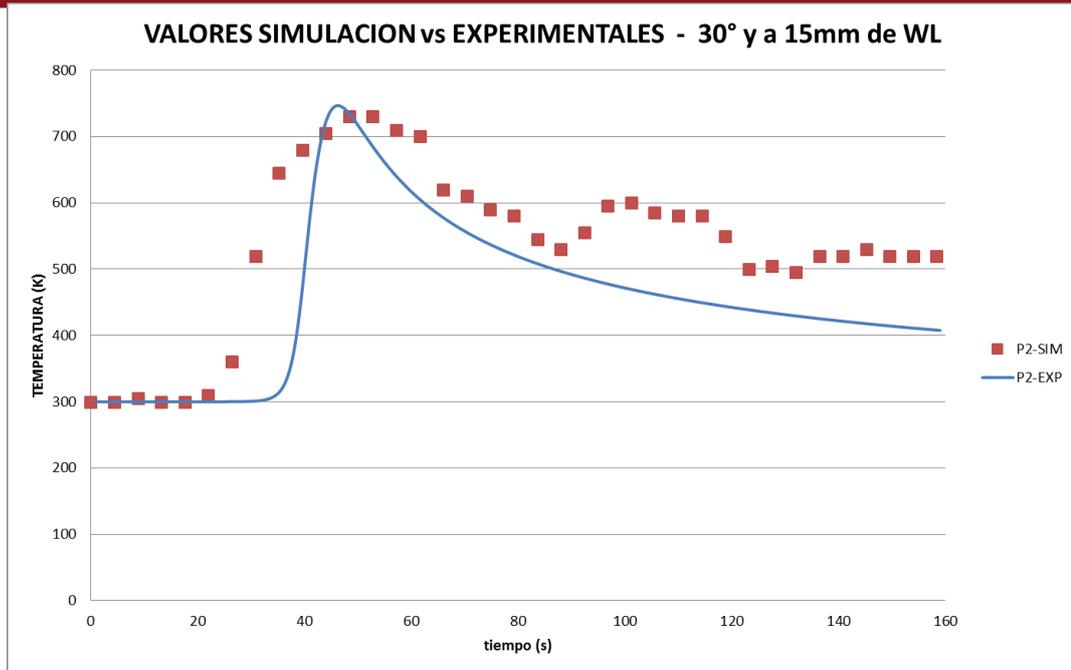


Figura 3.38. Comparación de los valores experimentales con los obtenidos por simulación de la temperatura a 30° y 15 mm de la línea de soldadura.

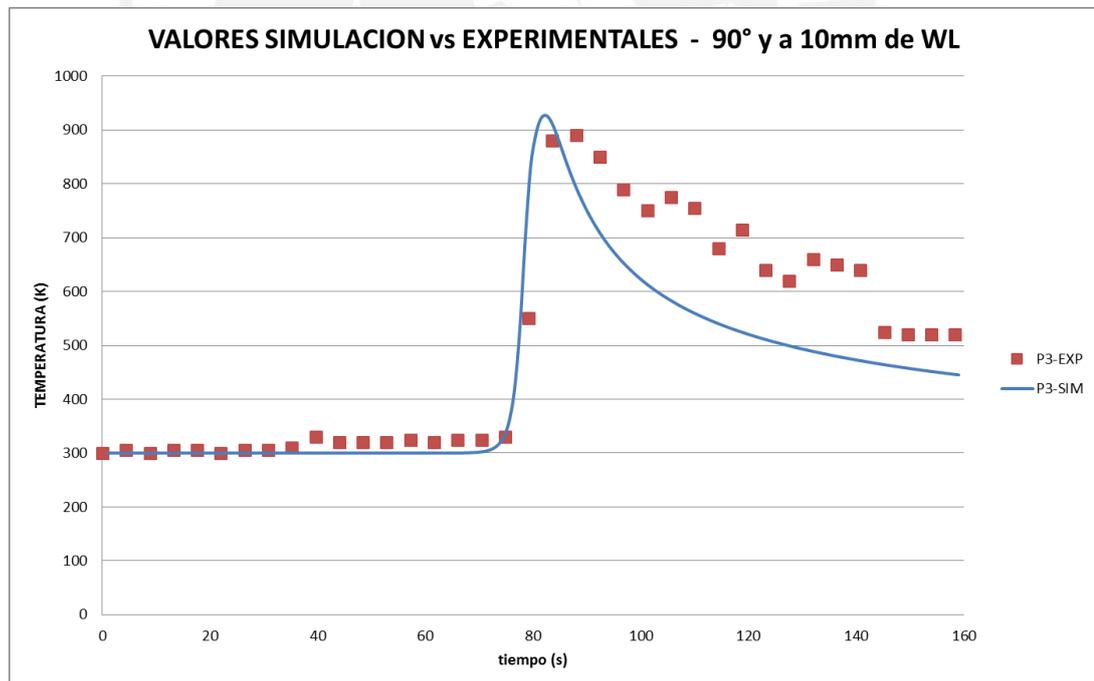


Figura 3.39. Comparación de los valores experimentales con los obtenidos por simulación de la temperatura a 90° y 10 mm de la línea de soldadura.

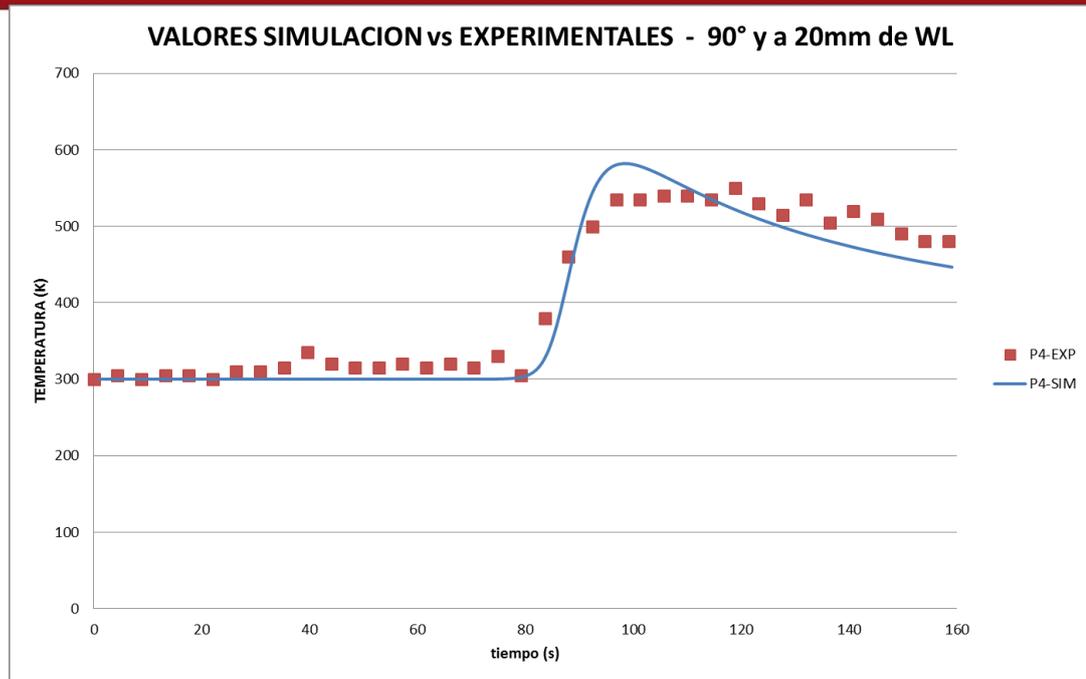


Figura 3.40. Comparación de los valores experimentales con los obtenidos por simulación de la temperatura a 90° y 20 mm de la línea de soldadura.

De las figuras 3.37 a la 3.40, se puede observar que los resultados obtenidos por simulación tienen una correlación cercana con los resultados obtenidos de manera experimental. Se observa la correspondencia entre el tiempo en el que se alcanza la máxima temperatura, así como en el valor de ésta. En los 4 puntos el error máximo en la temperatura máxima es de aproximadamente 5% en promedio. De las gráficas se puede concluir que la validación del campo de temperaturas obtenidas por simulación ha sido satisfactoria.

3.3.2. Tensiones residuales y deformaciones

A continuación, se presentara los resultados obtenidos correspondientes al campo estructural, específicamente las tensiones residuales axiales, circunferenciales y las deformaciones residuales.

Esfuerzos residuales axiales

En la figura 3.41 se muestran los resultados obtenidos de los esfuerzos residuales en dirección axial.

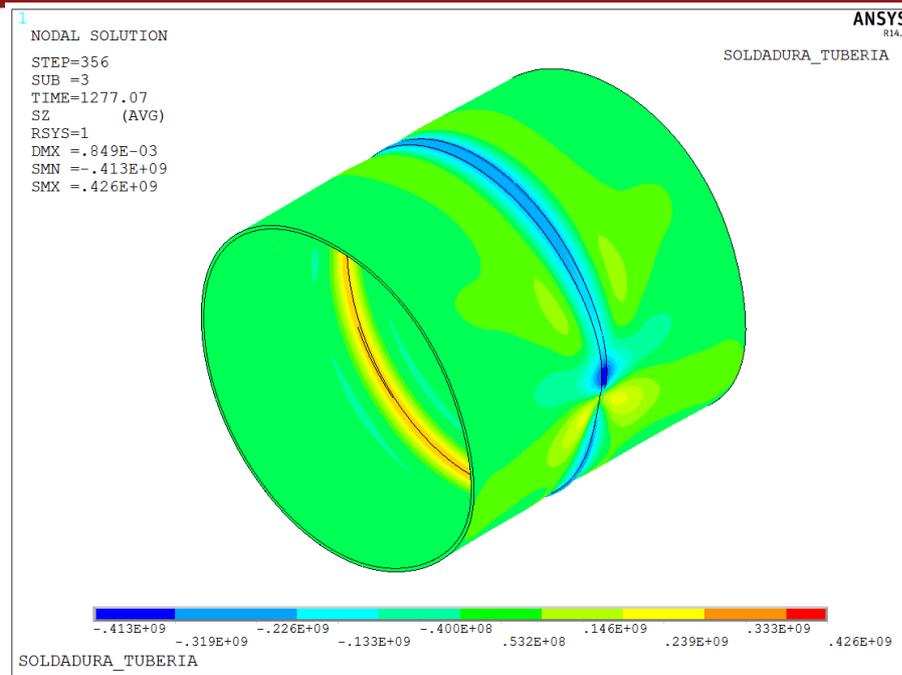


Figura 3.41. Campo de tensiones axiales residuales.

En la figura 3.42 se muestran los valores de tensiones axiales residuales ubicadas en la cara exterior de la tubería en una sección a 90° del punto de inicio de la soldadura.

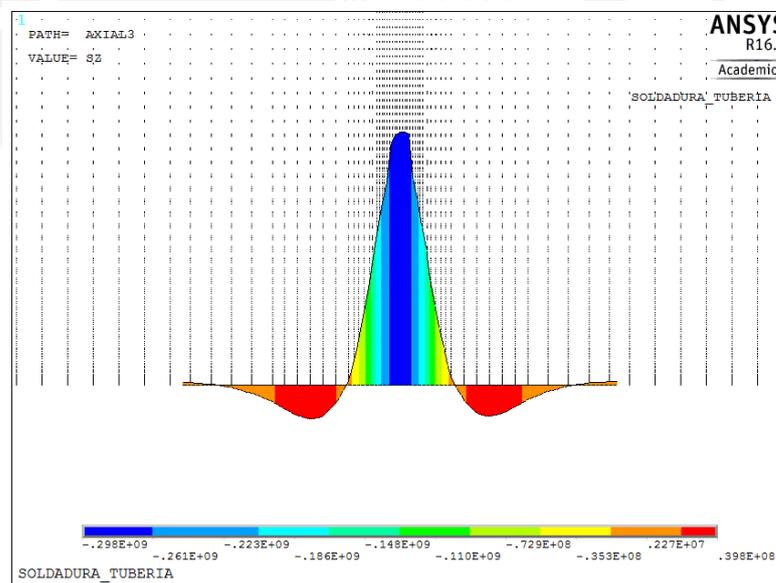


Figura 3.42. Valores de esfuerzos axiales en la cara exterior de la tubería.

En la figura 3.43 se muestra las curvas de tensiones axiales residuales en la cara exterior de la tubería en 3 secciones longitudinales ubicadas a 90°, 180° y 270° del punto de inicio de la soldadura.

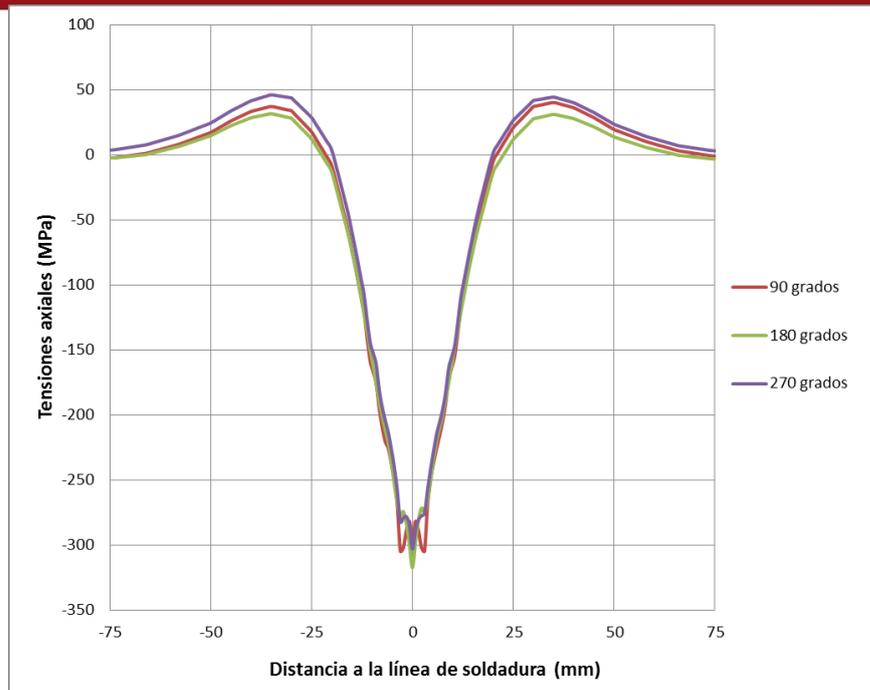


Figura 3.43. Gráfica de tensiones axiales en la cara exterior de la tubería a 90°, 180° y 270° del punto de inicio de la soldadura.

En la figura 3.44 se muestran los valores de tensiones axiales residuales en la cara interior de la tubería en una sección longitudinal ubicada a 90° del punto de inicio de la soldadura.

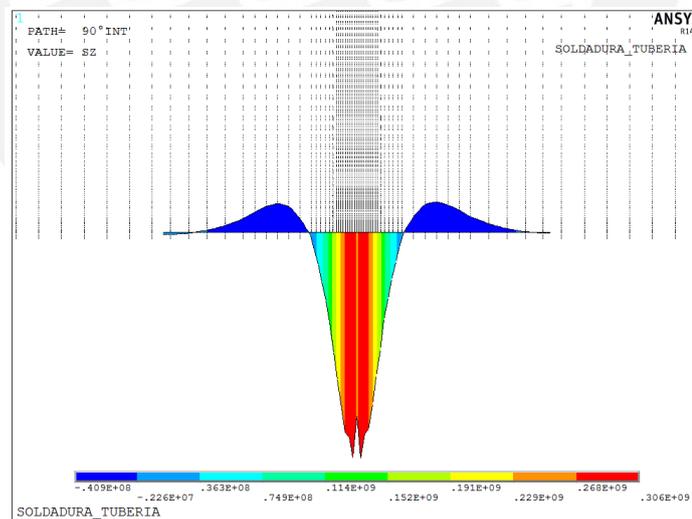


Figura 3.44. Valores de esfuerzos axiales en la cara interior de la tubería y a 90° del punto de inicio de la soldadura.

En la figura 3.45 se muestra las curvas de tensiones axiales residuales en la cara interior de la tubería en 3 secciones longitudinales ubicadas a 90°, 180° y 270° del punto de inicio de la soldadura.

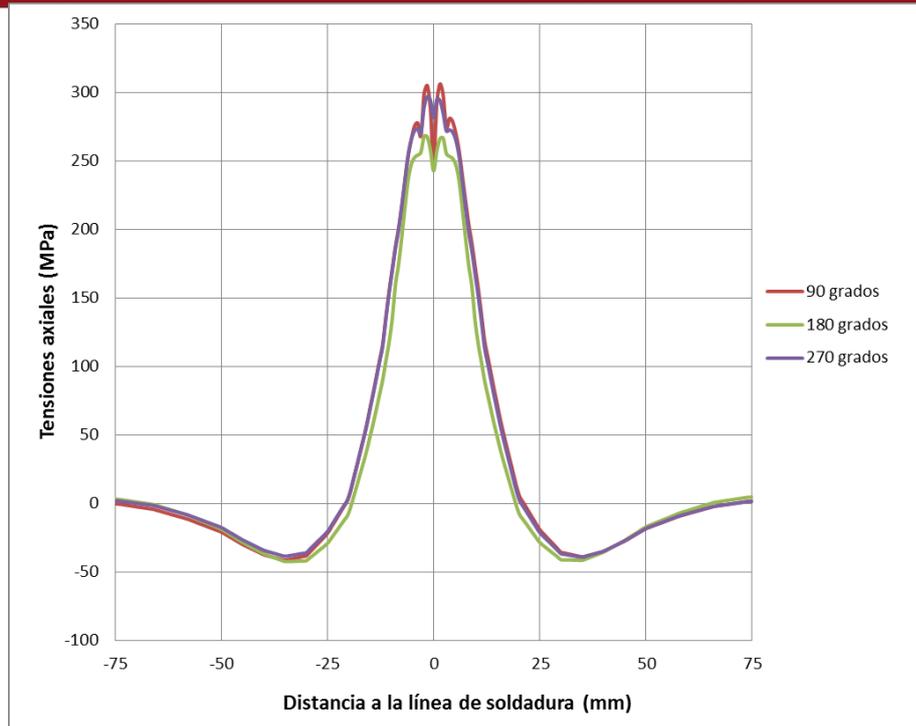


Figura 3.45. Gráfica de tensiones axiales en la cara interior de la tubería a 90°, 180° y 270° del punto de inicio de la soldadura.

Tensiones residuales circunferenciales

En la figura 3.46 se muestran los resultados obtenidos de las tensiones residuales en la dirección circunferencial después de la soldadura.

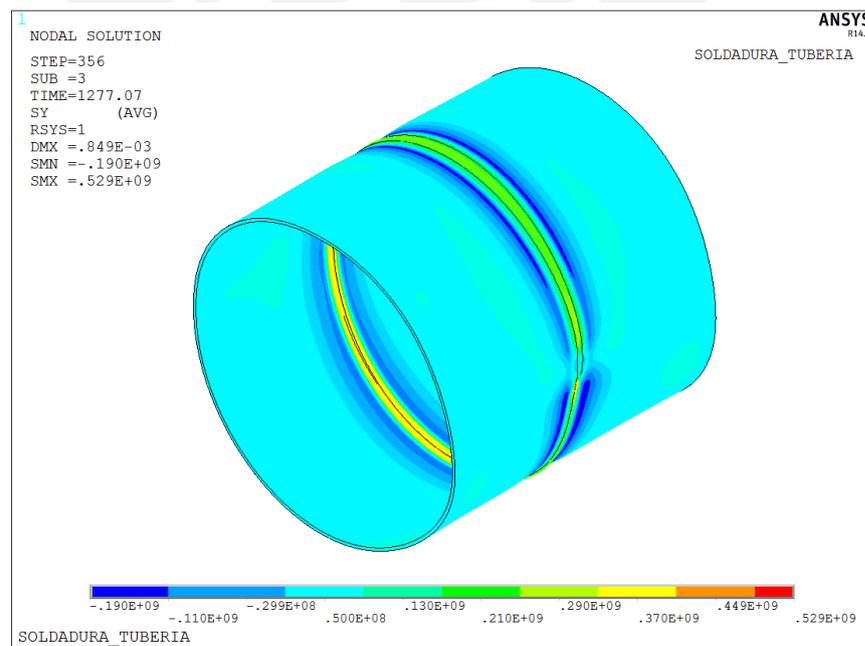


Figura 3.46. Campo de esfuerzos circunferenciales.

En la figura 3.47 se muestran los valores de tensiones circunferenciales en la cara exterior de la tubería en una sección longitudinal ubicada a 90° del punto de inicio de la soldadura.

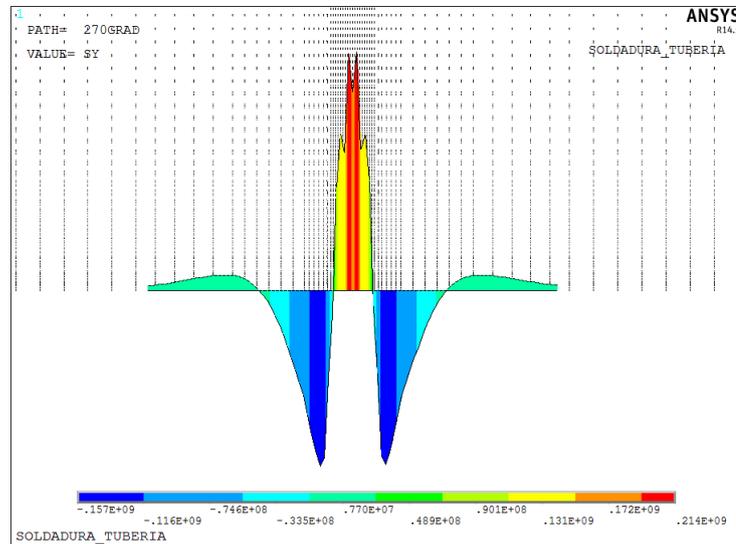


Figura 3.47. Valores de esfuerzos circunferenciales residuales en la cara exterior de la tubería a 90° del punto de inicio de la soldadura.

En la figura 3.48 se muestra las curvas de tensiones residuales circunferenciales en la cara exterior de la tubería en 3 secciones longitudinales ubicadas a 90° , 180° y 270° del punto de inicio de la soldadura.

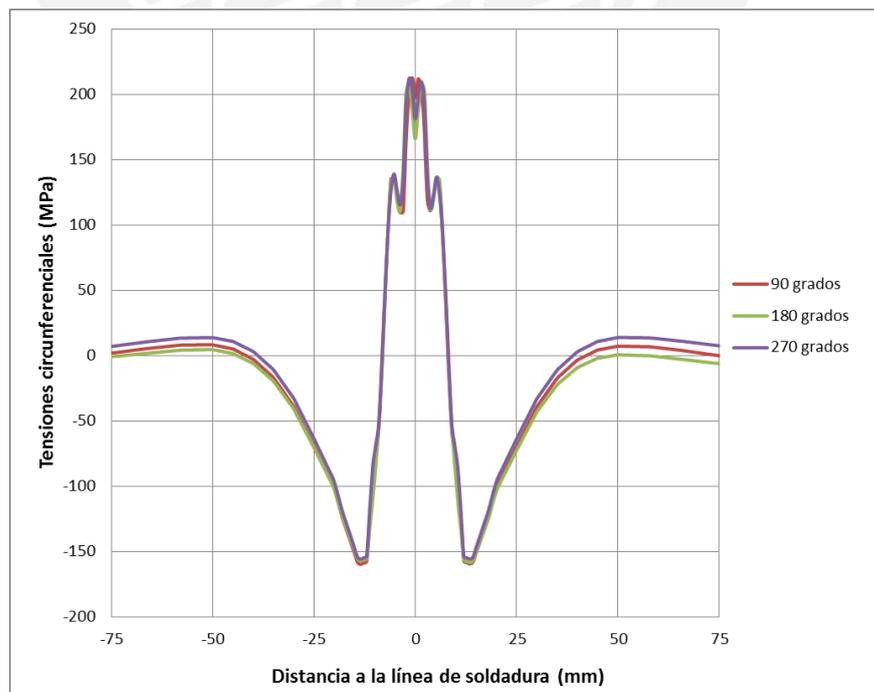


Figura 3.48. Gráfica de tensiones circunferenciales en la cara exterior de la tubería a 90° , 180° y 270° del punto de inicio de la soldadura.

En la figura 3.49 se muestran los valores de tensiones circunferenciales en la cara interior de la tubería en una sección ubicada a 90° del punto de inicio de la soldadura.

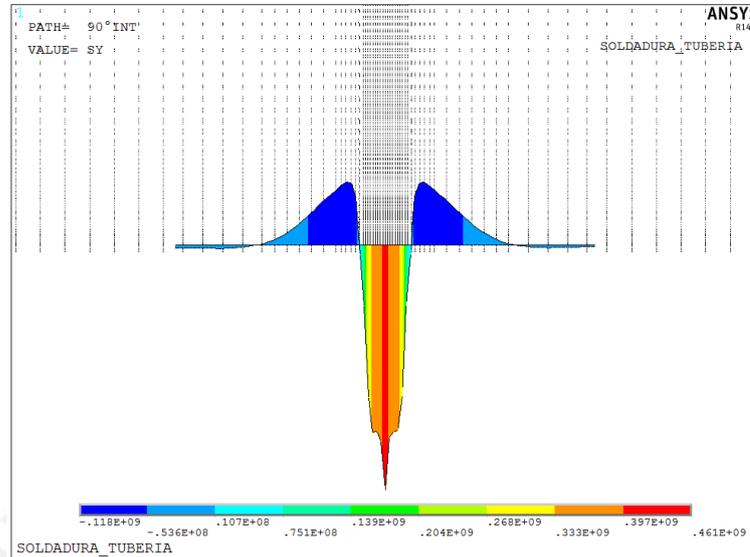


Figura 3.49. Valores de esfuerzos circunferenciales residuales en la cara interior de la tubería a 90° del punto de inicio de la soldadura.

En la figura 3.50 se muestra las curvas de tensiones residuales circunferenciales en la cara interior de la tubería en 3 secciones longitudinales ubicadas a 90°, 180° y 270° del punto de inicio de la soldadura.

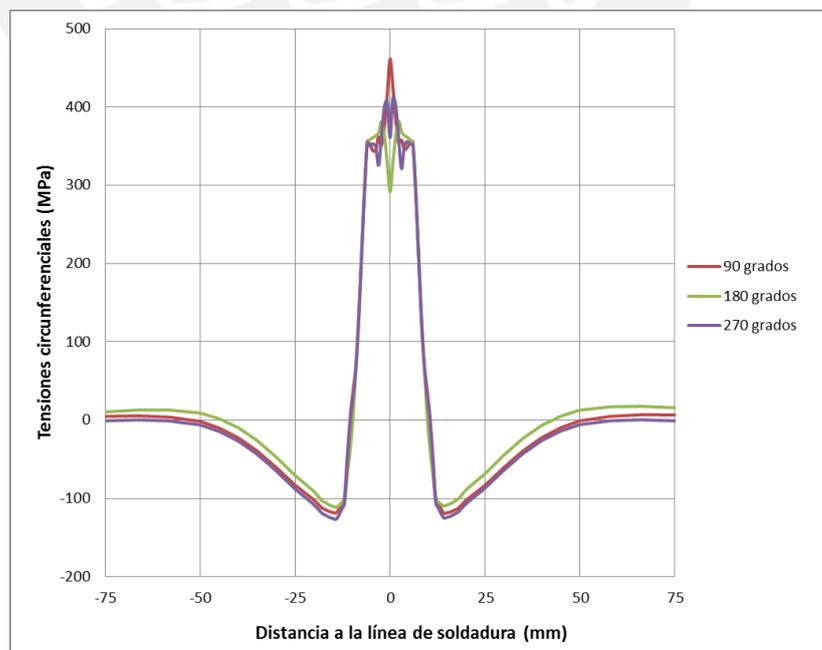


Figura 3.50. Gráfica de tensiones circunferenciales en la cara interior de la tubería a 90°, 180° y 270° del punto de inicio de la línea de soldadura.

En la figura 3.51 se muestra las curvas de tensiones residuales axiales y circunferenciales tanto en la cara exterior e interior de la tubería alrededor de la línea de soldadura en función del ángulo con respecto del inicio de la soldadura.

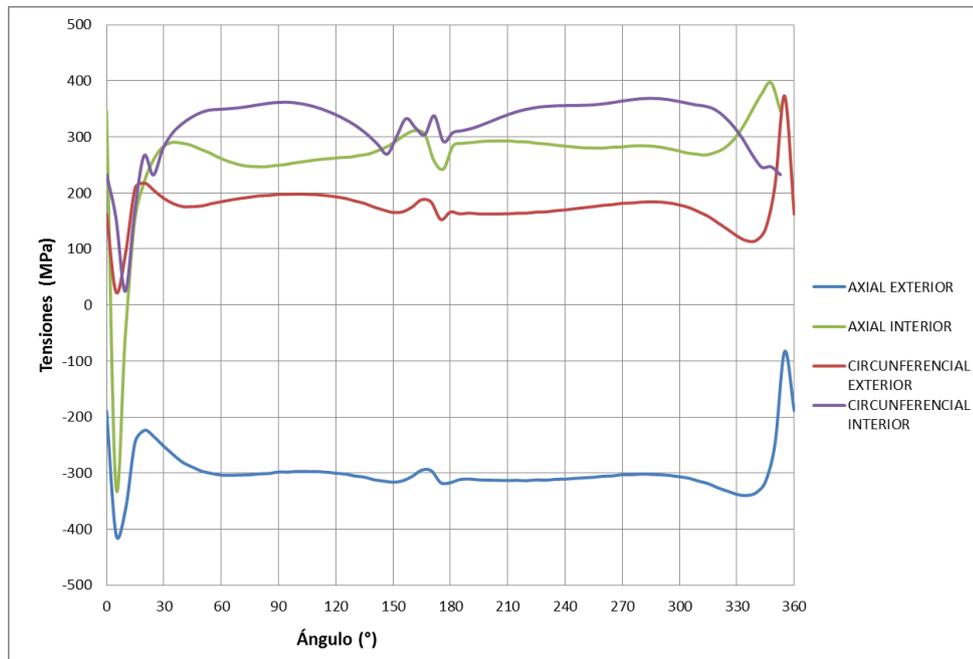


Figura 3.51. Gráfica de tensiones axiales y circunferenciales en la cara exterior e interior alrededor de la línea de soldadura.

Deformaciones axiales

En la figura 3.52 se muestran los resultados obtenidos de las deformaciones residuales en la dirección axial después de la soldadura.

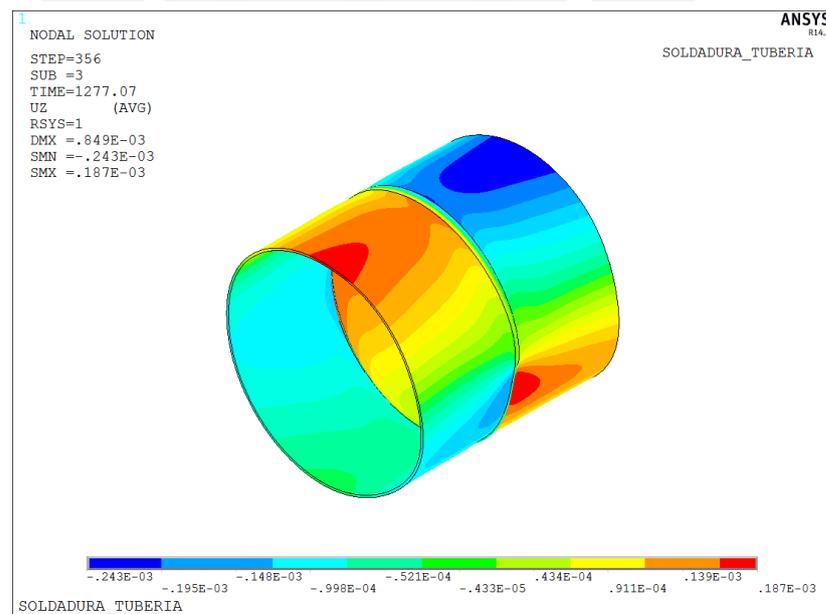


Figura 3.52. Campo de deformaciones en la dirección axial.

En la figura 3.53 se muestra la comparación de resultados obtenidos de manera experimental [22] y en la simulación de las deformaciones axiales en la cara exterior libre de la tubería a 150 mm de la línea de soldadura.

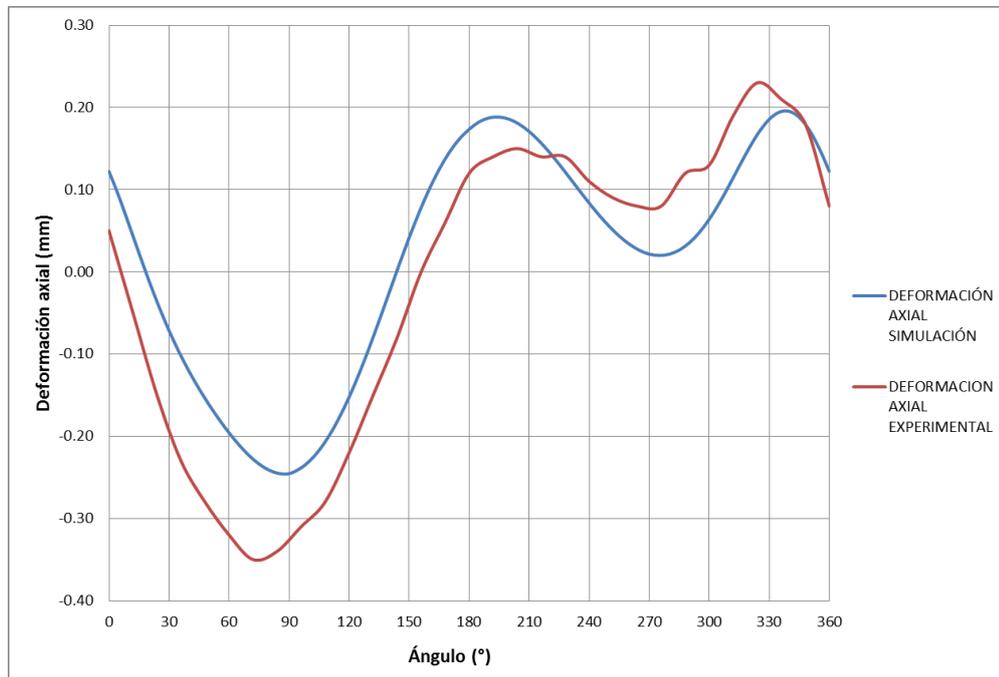


Figure 3.53 Deformación axial obtenidos por simulación y experimental (face tilt) de la cara exterior del cilindro.

En la figura 3.54 se muestra las curvas de deformaciones en la dirección axial en la cara exterior de la tubería en 4 secciones longitudinales ubicadas a 0°, 90°, 180° y 270° del punto de inicio de la soldadura.

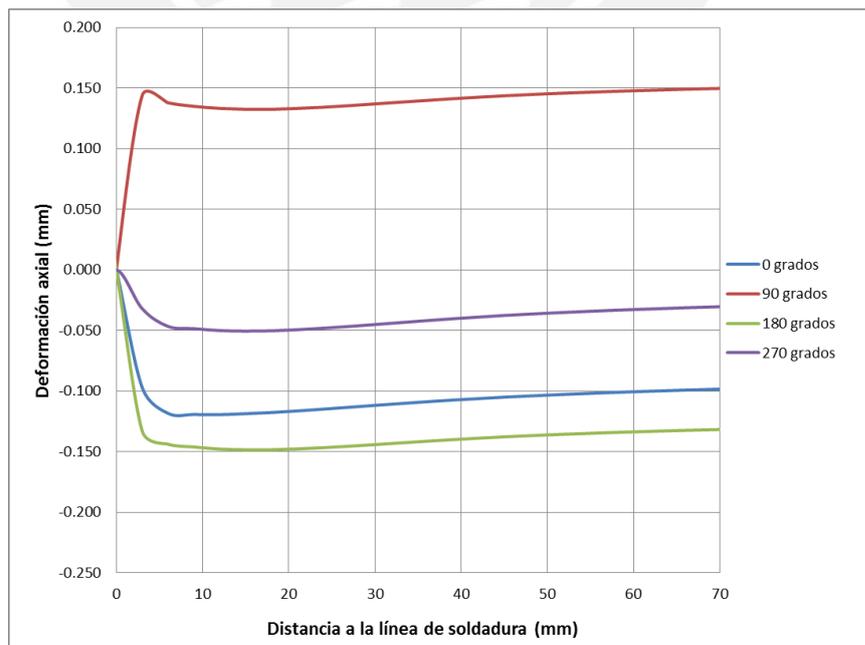


Figura 3.54. Gráfica de deformaciones axiales en el eje Z.

Qureshi [22] realizó mediciones de las tensiones residuales para validar su trabajo. Estas se realizaron a través de arreglos de strain gages y equipos especiales para medir la deformación. Estos equipos y sensores se pueden apreciar en las figuras 3.55 y 3.56.

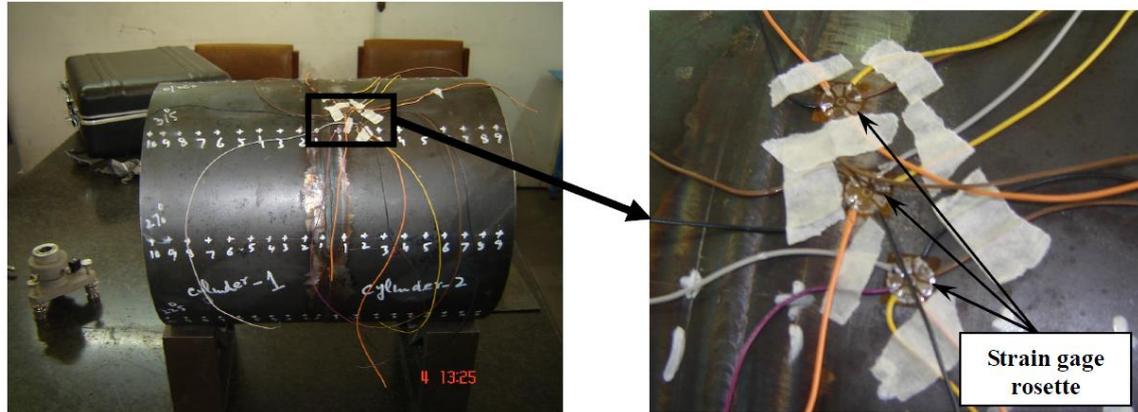


Figura 3.55. Galgas extensiométricas colocadas en arreglos en distintos puntos para medir las tensiones residuales en el trabajo de Qureshi [22].

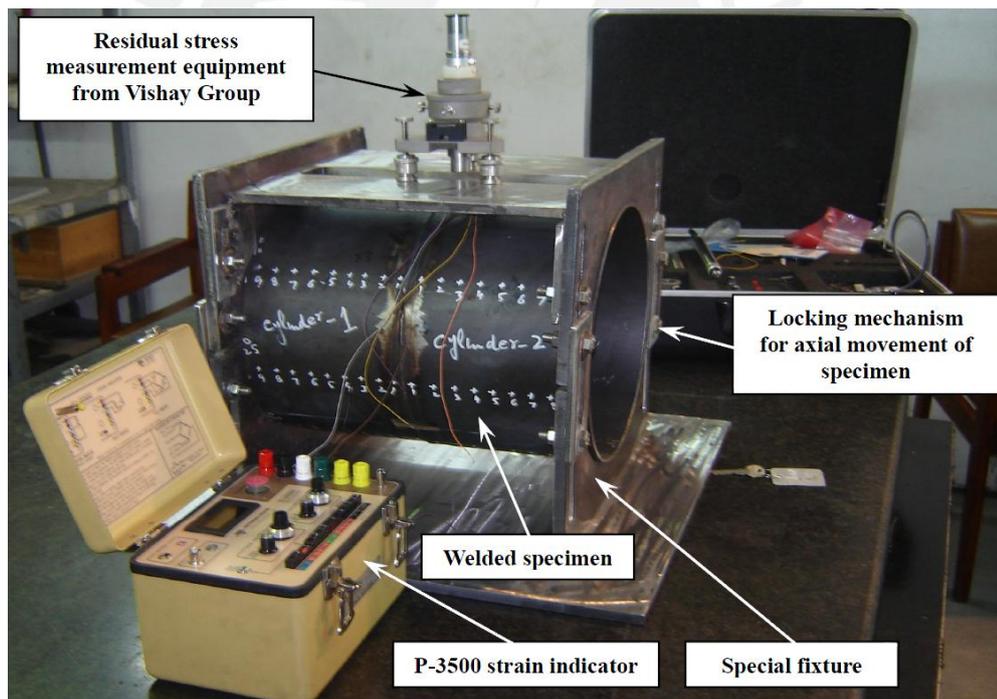


Figura 3.56. Equipos utilizados para medir las tensiones y deformaciones en el trabajo de Qureshi [22].

En la tabla 3.4 se muestran las mediciones de las tensiones residuales axiales que se realizó en el trabajo de Qureshi [22] en 6 puntos y se comparan con los valores obtenidos por simulación en el presente trabajo.

Tabla 3.4. Comparación de los valores obtenidos por la simulación con los valores experimentales de las tensiones axiales.

POSICIÓN			TENSIONES AXIALES (Mpa)	
N°	ángulo	mm de WL	EXPERIMENTAL	SIMULACIÓN
1	30	10	-70	-103
2	30	15	15	24
3	30	20	65	46
4	45	10	-210	-185
5	135	10	-130	-156
6	225	10	-181	-158

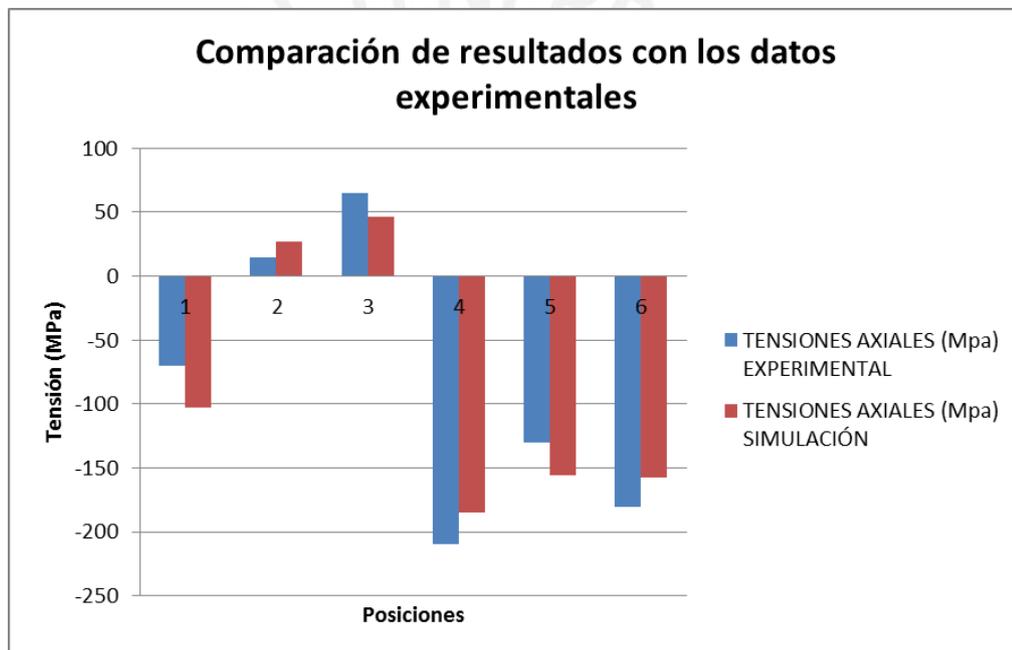


Figura 3.57. Comparación de los valores obtenidos por la simulación con los valores experimentales de las tensiones axiales.

En la figura 3.57 se observa una correspondencia entre los valores medidos de manera experimental y los valores obtenidos mediante simulación. Asimismo las curvas de deformaciones y tensiones residuales obtenidas mediante simulación tienen un comportamiento en forma y magnitud esperado en comparación con los trabajos realizados a la fecha en este campo. A partir de ello, se puede concluir que el procedimiento realizado para realizar la simulación de la soldadura en tuberías ha sido adecuado y puede ser utilizado para estimar los valores de las tensiones residuales y deformaciones que ocurren en el proceso de soldadura de una sola pasada.

3.4. Diagrama de flujo del procedimiento para la simulación de la soldadura en gasoductos

En la figura 3.60 se presenta un diagrama de flujo del procedimiento a seguir para la simulación del proceso de soldadura en tuberías

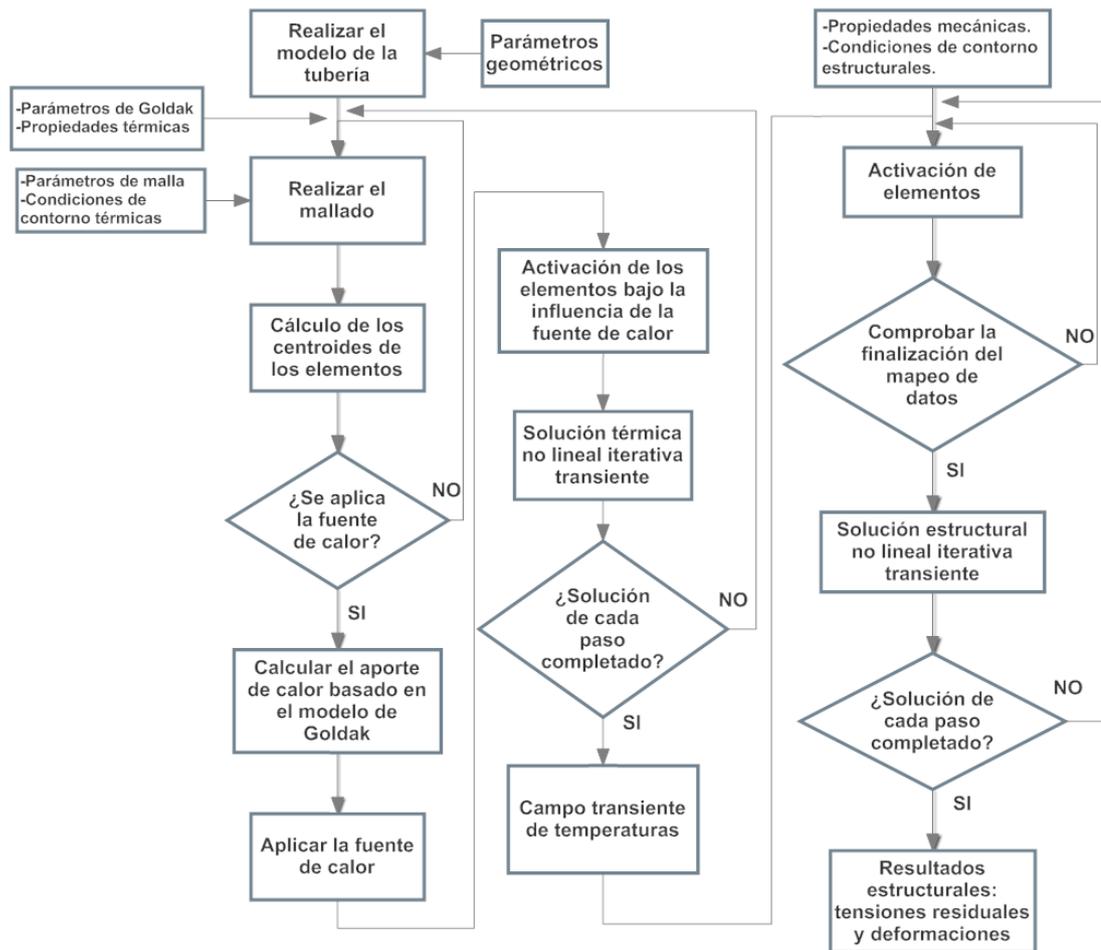


Figura 3.60. Diagrama de flujo del procedimiento para la simulación de la soldadura en gasoductos. Elaboración propia.

CAPÍTULO 4

APLICACIÓN DEL PROCEDIMIENTO A LA SOLDADURA DE UN GASODUCTO

4.1. Consideraciones preliminares

En la siguiente sección se aplicará el procedimiento detallado en el capítulo 3 a un caso de estudio, que será la soldadura de un gasoducto con las condiciones de acuerdo a norma: geometría, material y parámetros de soldadura.

Se realizará la soldadura en una sola pasada. El material y las dimensiones del material están basados en las recomendaciones de las normas API 1104 y ASME B31.8. En este caso se simulará la unión de dos tuberías de material API 5L X65 y que tiene un tamaño nominal número 14 (diámetro exterior nominal de 14 pulgadas).

Tal como se explicó en la parte inicial del capítulo 2. Para empezar a diseñar el modelo para la simulación, se debe iniciar el ANSYS y crear un análisis termo-estructural transiente en el cual se elaborará el modelo para la simulación de este caso de soldadura. A continuación se presenta los principales aspectos del modelo.

4.2. Propiedades del material

Los valores de las propiedades del material han sido extraídos del trabajo de Bang [32] que ha realizado investigación mediante el método de elementos finitos aplicados a la soldadura. En las figuras del 4.1 al 4.6 se presentan los valores de cada propiedad que se ha de insertar en el módulo *Properties* del ANSYS tal como se realizó en el capítulo anterior para crear el modelo del material.

Propiedades térmicas.

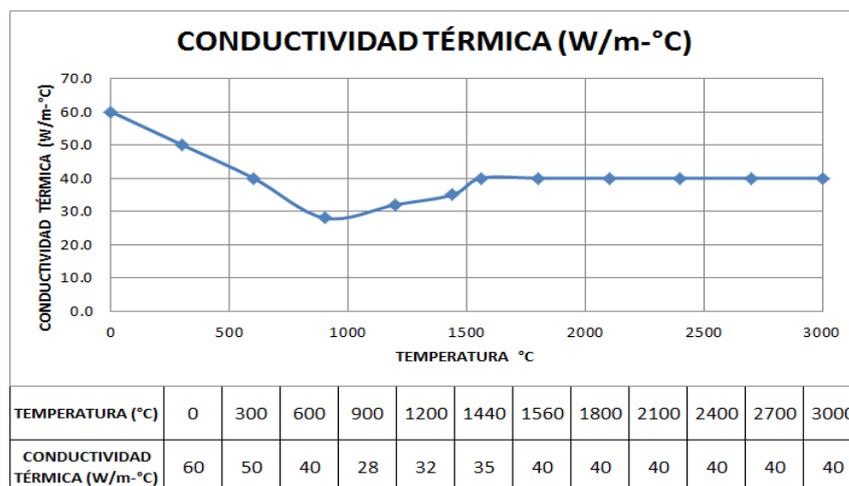


Figura 4.1. Conductividad térmica del API 5L X65.

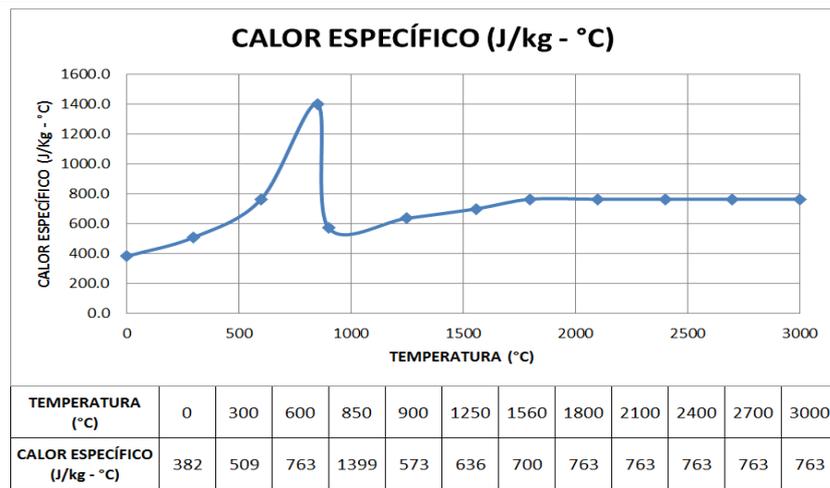


Figura 4.2. Calor específico del API 5L X65.

Propiedades termo mecánicas:

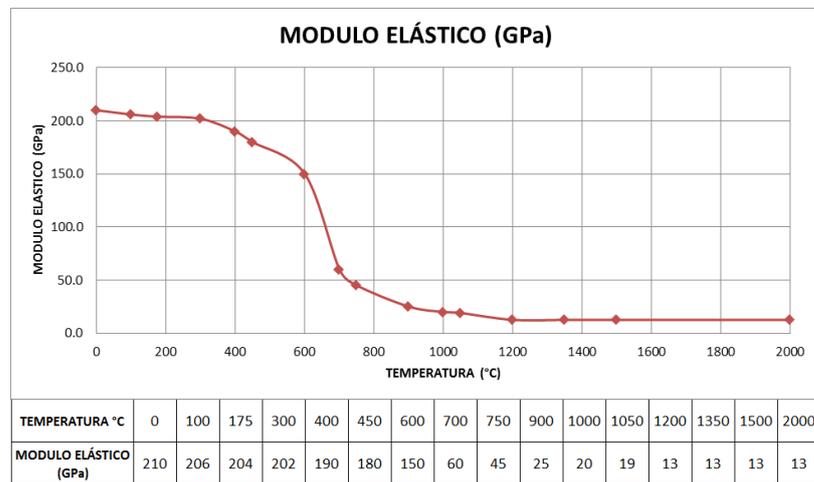


Figura 4.3. Módulo elástico del API 5L X65.

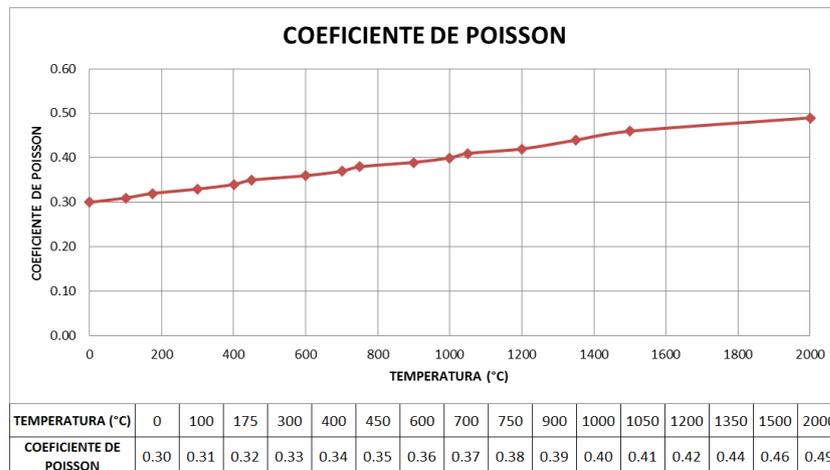


Figura 4.4. Coeficiente de Poisson del API 5L X65.

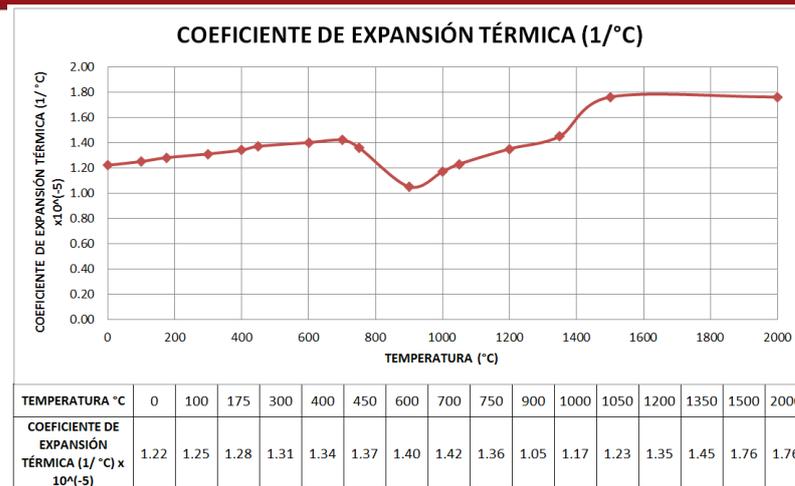


Figura 4.5. Razón de Poisson del API 5L X65.

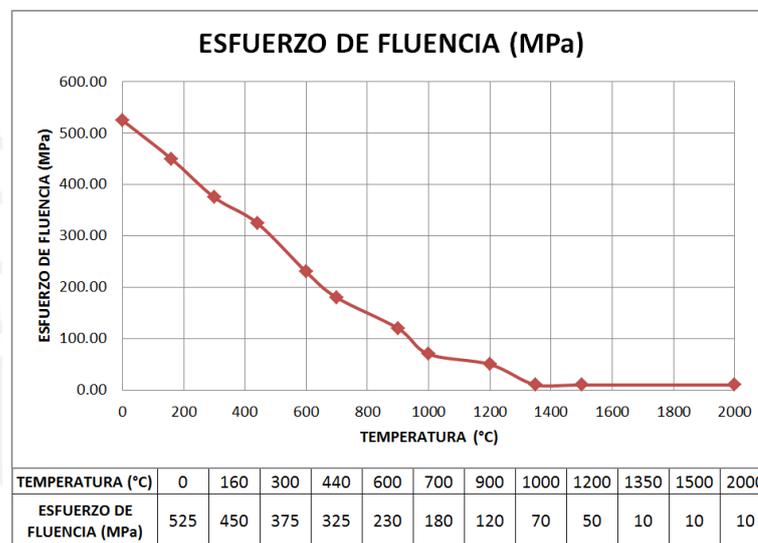


Figura 4.6. Esfuerzo de fluencia del API 5L X65.

Se utilizará un modelo de endurecimiento cinemático bi-lineal (bilinear kinematic hardening), es por ello que se deben ingresar estas propiedades de la zona de *Plasticity*. Se debe ingresar los valores del esfuerzo de fluencia en función de la temperatura tal como se muestra en la figura 4.6. Se considerará un comportamiento totalmente plástico y por ello el módulo tangente al superar el punto de fluencia será igual a cero.

4.3. Geometría

Las dimensiones para la tubería en el caso de los gasoductos se eligen basándose en las normas ANSI/ASME B31.8 y API 1104. En la tabla 4.1 se muestra las

dimensiones de las tuberías de uso común en las líneas de gasoductos según la norma API 1104.

Tabla 4.1 .Dimensiones de las tuberías más usadas para gasoductos según la norma API 1104. Tabla 6c [12].

TAMAÑO	DIAMETRO EXTERIOR (pulgadas)	ESPESOR DE PARED (pulgadas)	PESO POR UNIDAD DE LONGITUD (lb/ft)	DIAMETRO INTERIOR (pulgadas)
10 3/4	10.75	0.219	24.65	10.312
10 3/4	10.75	0.250	28.06	10.250
14	14	0.188	27.76	13.624
14	14	0.469	67.84	13.062
18	18	0.500	93.54	17.000
18	18	0.562	104.76	16.876
24	24	0.406	102.4	23.188
24	24	0.562	140.81	22.876
32	32	0.406	137.12	31.188
32	32	0.562	188.87	30.876

En la presente tesis se utilizará una tubería de tamaño nominal 14 con las dimensiones mostradas en las tablas 4.2 y 4.3.

Tabla 4.2. Parámetros del modelo geométrico.

PARÁMETRO	Valor (mm)
Diámetro exterior (D)	355.6
diámetro interior (d)	346.0
Espesor (e)	4.8

Tabla 4.3. Geometría de la soldadura.

TAMAÑO	DIAMETRO EXTERIOR		ESPESOR DE PARED		PESO POR UNIDAD DE LONGITUD		DIAMETRO INTERIOR	
	pulgadas	mm	pulgadas	mm	lb/ft	m/kg	pulgadas	mm
14	14	355.6	0.188	4.775	27.76	41.36	13.62	346.0

Para el diseño de la junta se basará en la norma ASME B31.4. En la figura 4.7 se muestra la geometría del extremo del tubo para la preparación a tope de la tubería, para las dimensiones descritas anteriormente, según la norma ASME B31.4.

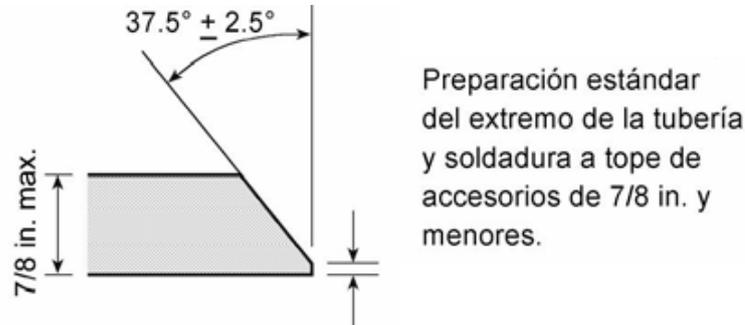


Figura 4.7. Diseño de la junta estándar según la norma ASME B31.8 [10].

Para la presente simulación se utilizarán las dimensiones indicadas en la tabla 4.4.

Tabla 4.4. Geometría de la junta.

PARÁMETRO	Valor	Unidad
Longitud total del modelo (L)	300	mm
Ángulo (θ)	75	grados
Espesor (e)	4.8	mm
apertura de raíz (a)	2	mm
cara de raíz (b)	1.588	mm

Se realizará el modelo en 3D de la geometría tal como se realizó en el Capítulo 3. Asimismo, se debe considerar los puntos de soldadura o *Tack Weld* que se detallaron y que deben estar separados 180°. Al igual que en el ejemplo mostrado en el procedimiento, éstas tendrán un espesor equivalente a los 2/3 del espesor de la tubería y una longitud equivalente a 4°.

4.4. Modelo

A continuación se definirá el modelo para la simulación de soldadura basados en el procedimiento detallado en el Capítulo 3. El primer paso es la creación de un sistema de coordenadas cilíndrico al que se designará el número 12 para poder activarlo mediante este número cuando se realice la programación en APDL.

En seguida, se deben definir las características del mallado que se impondrá al modelo. El procedimiento será el mismo realizado en el capítulo anterior. El tamaño de los elementos se puede variar. Para este análisis se utilizarán los mismos tamaños de elementos utilizados en el ejemplo anterior debido a la similitud en dimensiones de ambas tuberías. En la figura 4.8 se muestra el resultado del mallado.

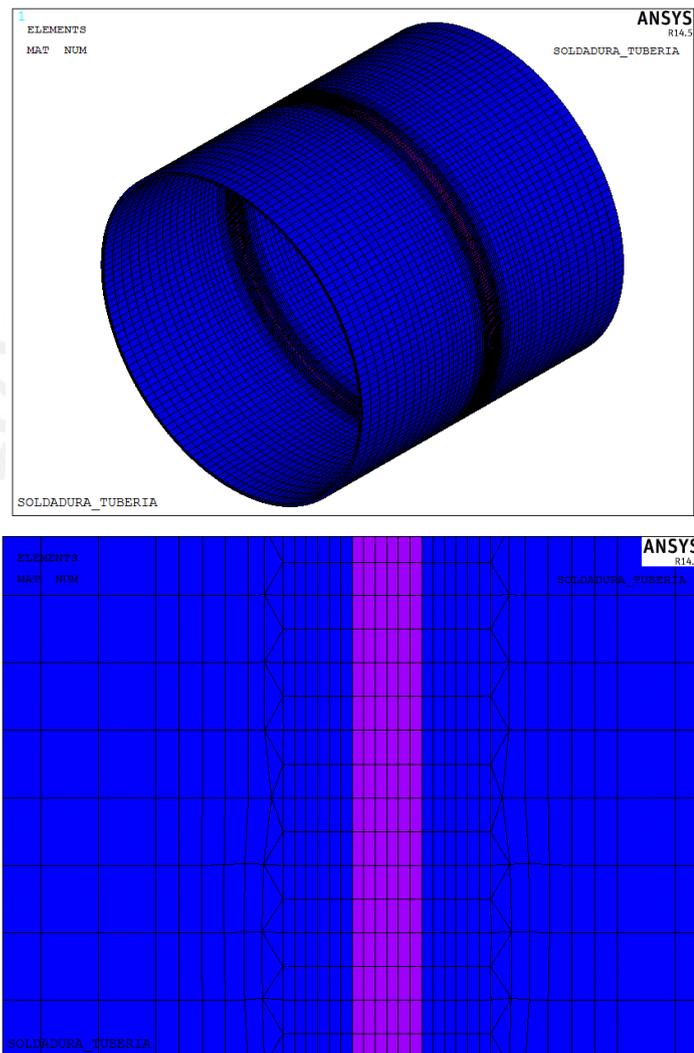


Figura 4.8. Mallado del modelo.

Se deben insertar las condiciones de contorno térmicas que en este caso consiste en definir el coeficiente combinado de transferencia de calor detallado anteriormente y definir las caras en las que será aplicado. Para ello se deben definir los valores de la figura 4.9.

Los parámetros de soldadura que se utilizarán en esta simulación se muestran en la tabla 4.5. Estos valores son tomados de la norma API 579-1 / ASME FFS 1 tabla E.1, ya que los resultados serán comparados con los valores esperados según la norma.

Los parámetros del modelo de la fuente de calor de Goldak se calcularon siguiendo el método de Christensen detallado en la sección 2.4.3, tomando en cuenta los parámetros del proceso de soldadura de la tabla 4.5.

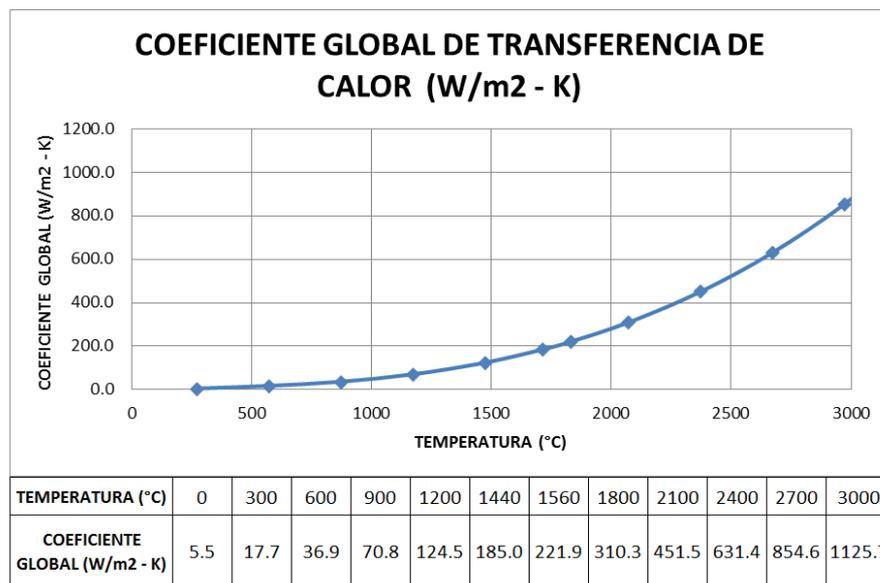


Figura 4.9. Coeficiente combinado de transferencia de calor.

Tabla 4.5. Parámetros del proceso de soldadura.

Parámetros del proceso de soldadura		
Parámetro	Valor	Unidad
Voltaje	15	Voltios
Corriente	120	Amperios
Velocidad	152	mm/min
eficiencia	75	%

Tabla 4.6. Parámetros del modelo de la fuente de calor de Goldak.

PARÁMETROS DEL MODELO DE LA FUENTE DE CALOR DE GOLDAK		
PARAMETRO	VALOR	UNIDAD
Longitud del elipsoide frontal	5	mm
Longitud del elipsoide posterior	20	mm
Ancho de la fuente de calor	10	mm
Profundidad de la fuente de calor	4	mm
Fracción de calor en el elipsoide frontal	1.25	
Fracción de calor el elipsoide posterior	0.75	

En total serán 372.38 segundos de tiempo de soldadura y 1500 segundos de tiempo de enfriamiento. El código utilizado para esta simulación es el mismo que se explicó en el Capítulo 3, básicamente se tienen que modificar los valores de la geometría, propiedades del material y parámetros de la soldadura y de la fuente de calor de Goldak. Una vez definido todas las partes del modelo descritas, se debe solucionar el análisis térmico transiente para determinar el campo de temperaturas durante y después de la soldadura en las tuberías. De la misma manera se debe incluir el comando para copiar los resultados térmicos y poder utilizarlos en el análisis estructural.

Una vez solucionado el problema térmico se definirán las condiciones de contorno estructurales que serán las mismas que se consideraron en el procedimiento general. Una vez definidos estos parámetros se soluciona el análisis transiente estructural que tomará como entrada los valores de la temperatura del análisis térmico.

4.5. Resultados

A continuación se presentan los resultados obtenidos, tanto térmicos como estructurales, en la simulación de la soldadura en un gasoducto.

4.5.1. Resultados térmicos

En las figura 4.10 se muestran el campo de temperaturas obtenidas después de la solución térmica en la simulación para distintos tiempos. En las figuras del 4.11 al

4.13 se muestran las gráficas de temperaturas a 10 mm, 15 mm y 20 mm de la línea de soldadura en función del tiempo.

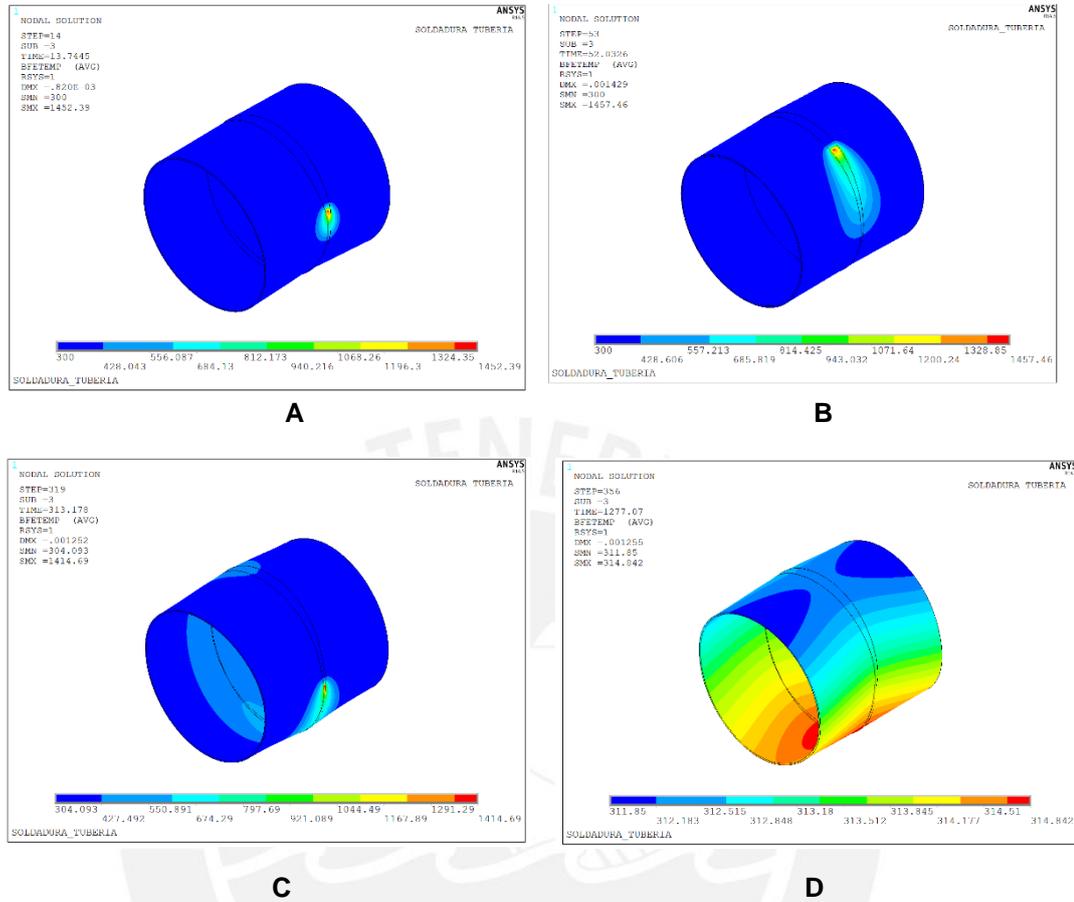


Figura 4.10. Resultado de campos de temperatura. A. Tiempo = 13 segundos B. Tiempo = 52 segundos. C. Tiempo = 313 segundos. D. Tiempo = 1277 segundos.

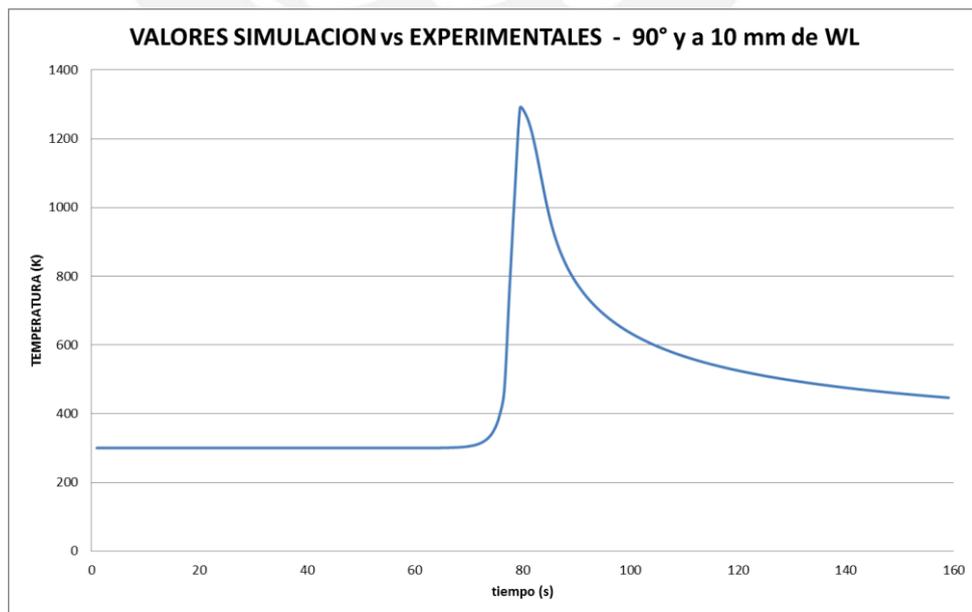


Figura 4.11. Resultados de temperatura a 90° y 10 mm de la línea de soldadura.

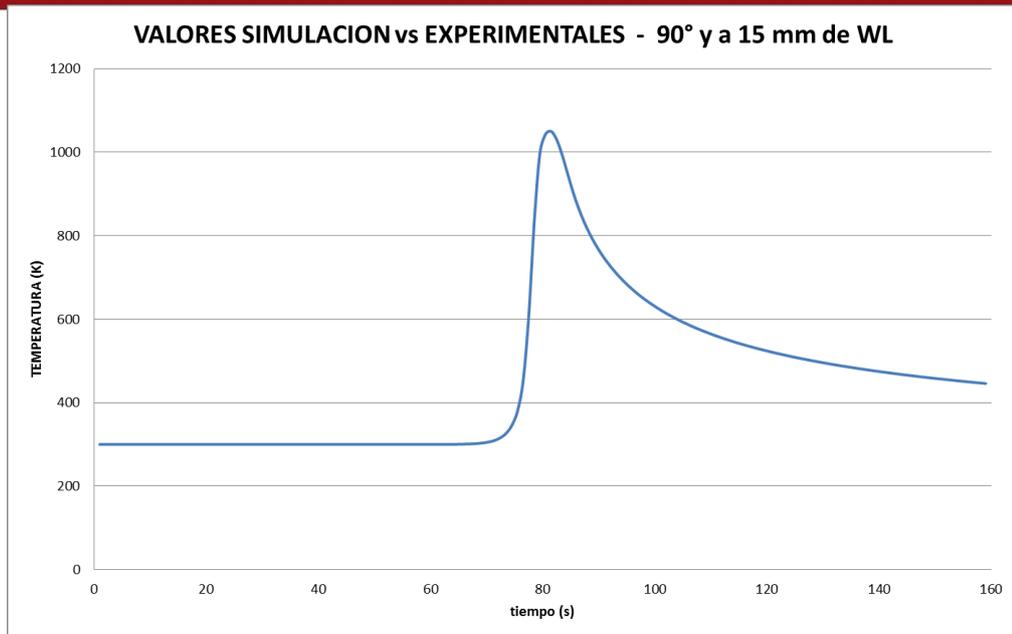


Figura 4.12. Resultados de temperatura a 90° y 15 mm de la línea de soldadura.

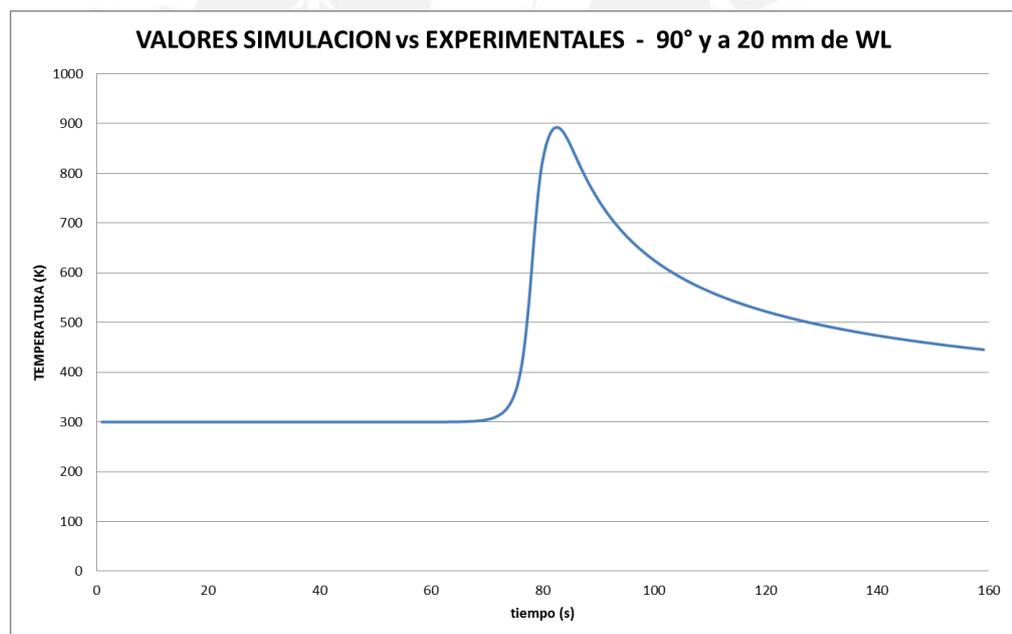


Figura 4.13. Resultados de temperatura a 90° y 20 mm de la línea de soldadura.

4.5.2. Tensiones residuales y deformaciones

4.5.3. Deformaciones axiales

En la figura 4.14 se muestra los resultados obtenidos de las deformaciones residuales en la dirección axial después de la soldadura.

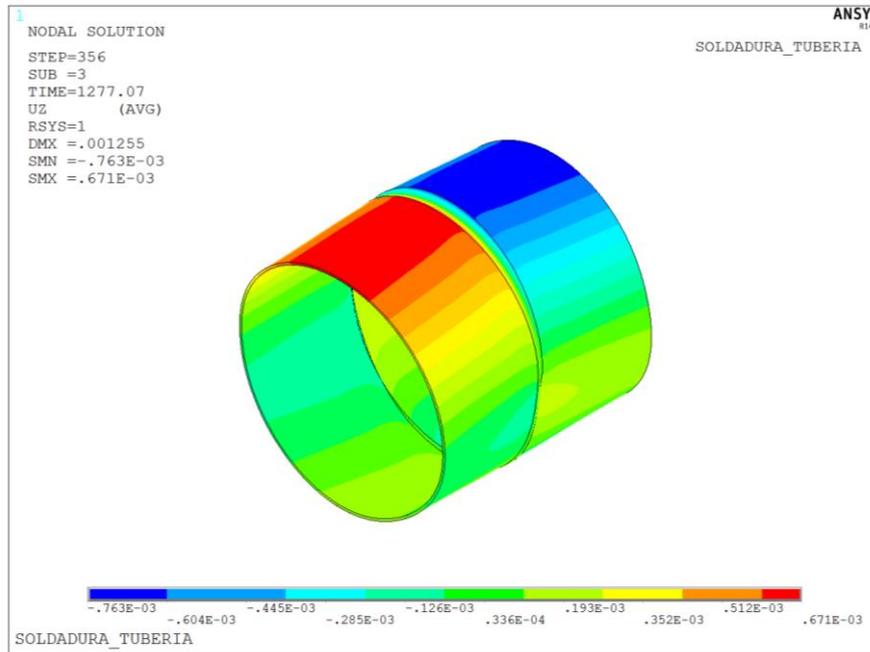


Figura 4.14. Campo de deformaciones axiales.

En la figura 4.15 se muestra los resultados obtenidos en la simulación de las deformaciones axiales en la cara exterior libre de la tubería a 150 mm de la línea de soldadura.

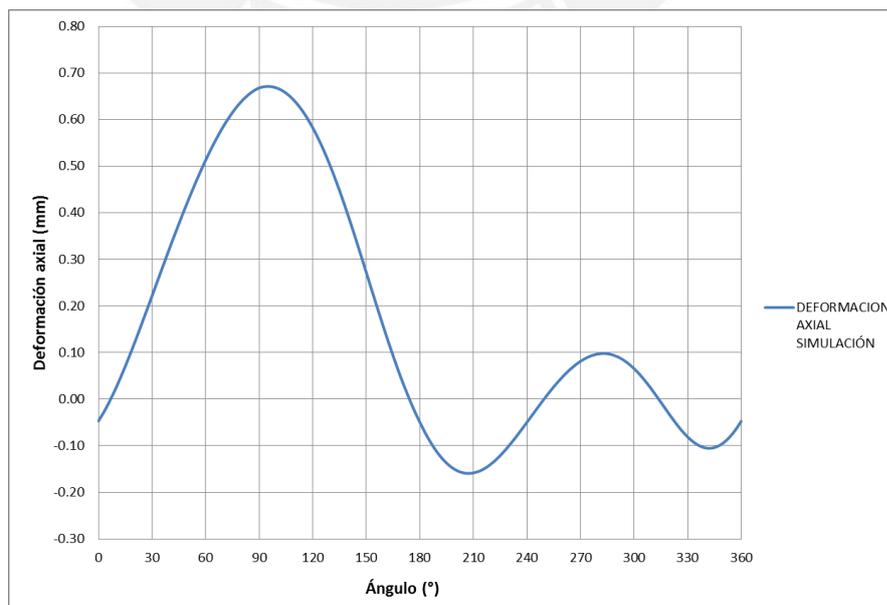


Figura 4.15. Gráfica de deformación axial en la cara exterior de la tubería.

En la figura 4.16 se muestra las curvas de tensiones residuales axiales y circunferenciales tanto en la cara exterior e interior de la tubería alrededor de la línea de soldadura en función del ángulo con respecto al inicio de la soldadura.

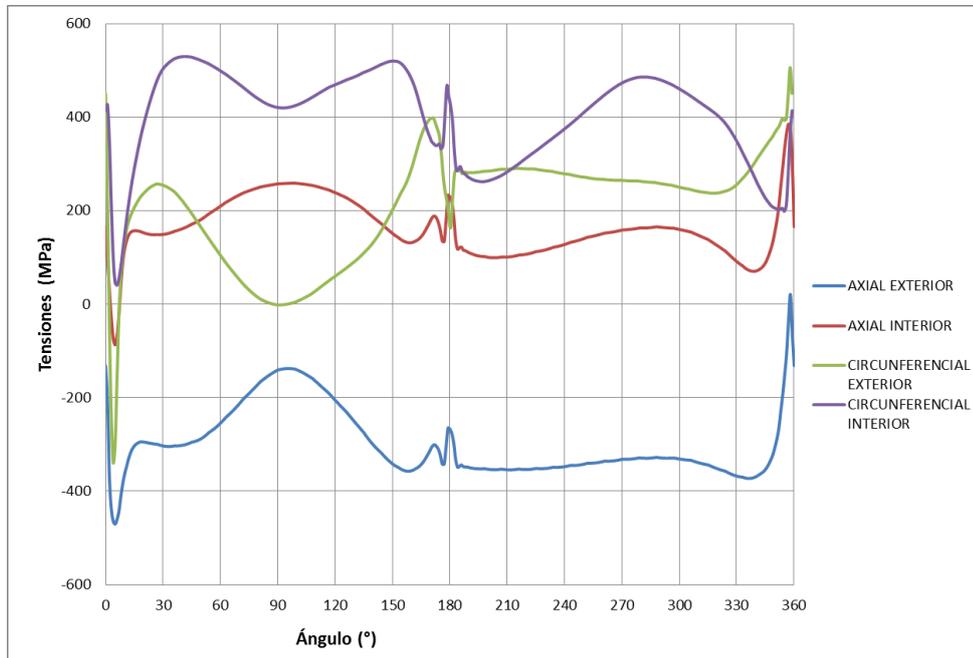


Figura 4.16. Gráfica de tensiones axiales y circunferenciales en la cara exterior e interior alrededor de la línea de soldadura.

En la figura 4.17 se muestra las curvas de deformaciones en la dirección axial en la cara exterior de la tubería en 4 secciones longitudinales ubicadas a 0°, 90°, 180° y 270° del punto de inicio de la soldadura.

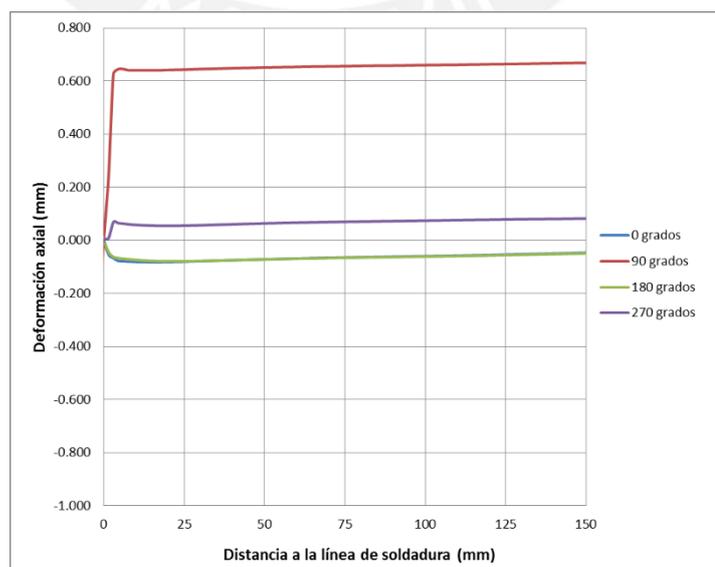


Figura 4.17. Gráfica de deformaciones axiales en el eje Z.

Tensiones axiales:

En la figura 4.18 se muestran los resultados obtenidos de los esfuerzos residuales en dirección axial.

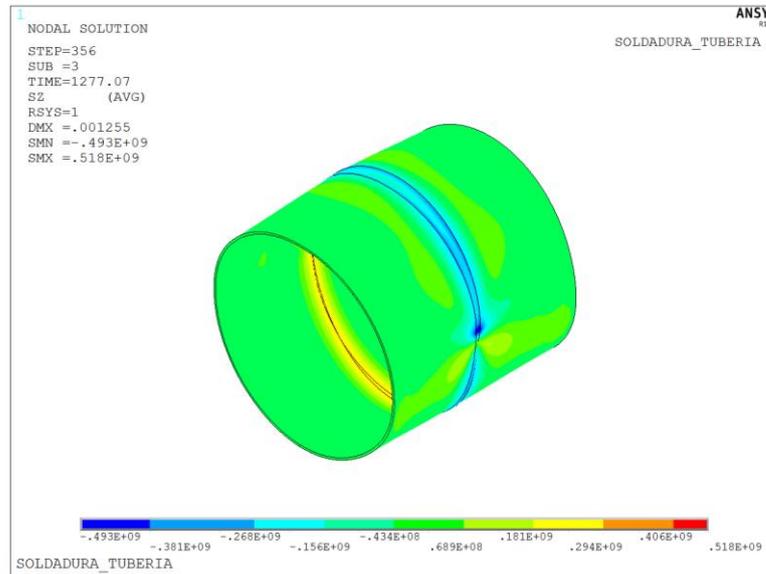


Figura 4.18. Campo de tensiones axiales residuales.

En la figura 4.19 se muestran los valores de tensiones axiales residuales en la cara exterior de la tubería en una sección longitudinal ubicada a 90° del punto de inicio de la soldadura.

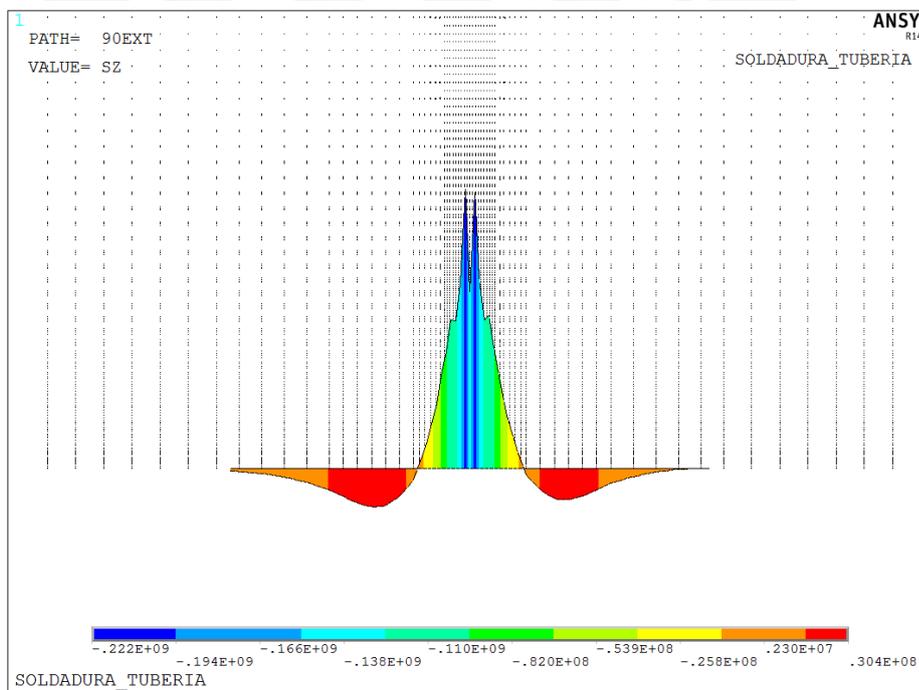


Figura 4.19. Valores de tensiones axiales en la cara exterior de la tubería a 90° del punto de inicio de la soldadura.

En la figura 4.20 se muestra las curvas de tensiones axiales residuales en la cara exterior de la tubería en 4 secciones longitudinales ubicadas a 0°, 90°, 180° y 270° del punto de inicio de la soldadura.

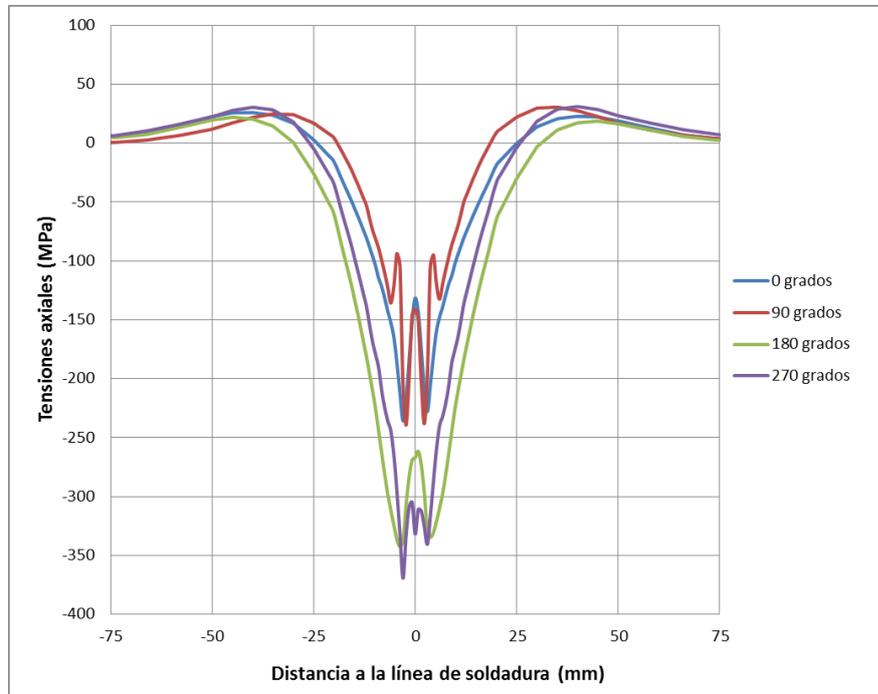


Figura 4.20. Gráfica de tensiones axiales en la cara exterior de la tubería a 0°, 90°, 180° y 270° del punto de inicio de la soldadura.

En la figura 4.21 se muestran los valores de tensiones axiales residuales en la cara interior de la tubería en una sección longitudinal ubicada a 90° del punto de inicio de la soldadura.

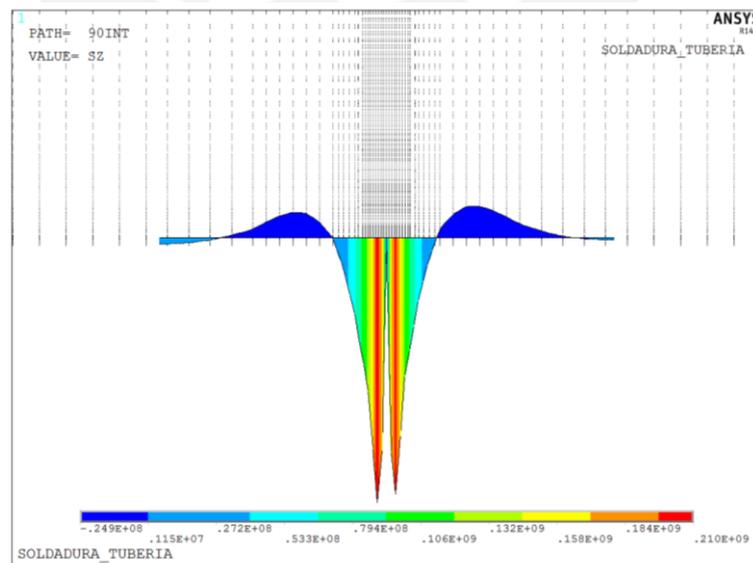


Figura 4.21. Valores de tensiones axiales en la cara interior de la tubería y a 90° del punto de inicio de la soldadura.

En la figura 4.22 se muestra las curvas de tensiones axiales residuales en la cara interior de la tubería en 3 secciones longitudinales ubicadas a 90°, 180° y 270° del punto de inicio de la soldadura.

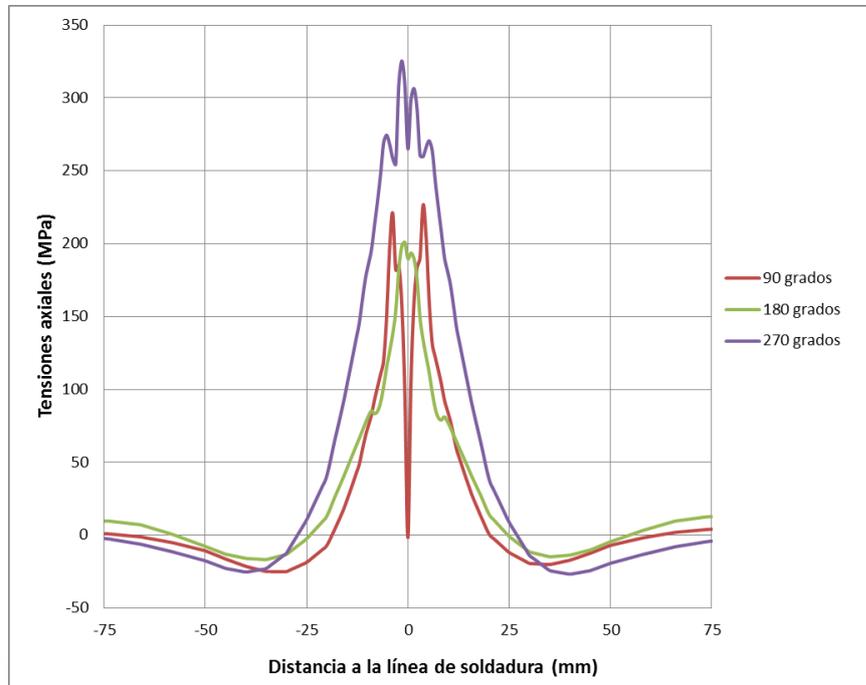


Figura 4.22. Gráfica de tensiones axiales en la cara interior de la tubería a 0°, 90°, 180° y 270° del punto de inicio de la soldadura.

Tensiones circunferenciales:

En la figura 4.23 se muestran los resultados obtenidos de las tensiones residuales en la dirección circunferencial después de la soldadura.

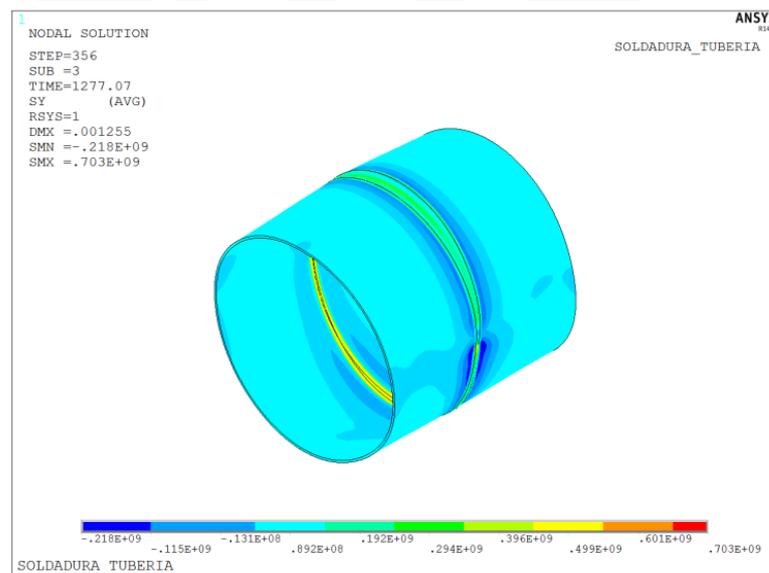


Figura 4.23. Campo de esfuerzos circunferenciales.

En la figura 4.24 se muestra los valores de tensiones circunferenciales en la cara exterior de la tubería en una sección longitudinal ubicada a 90° del punto de inicio de la soldadura.

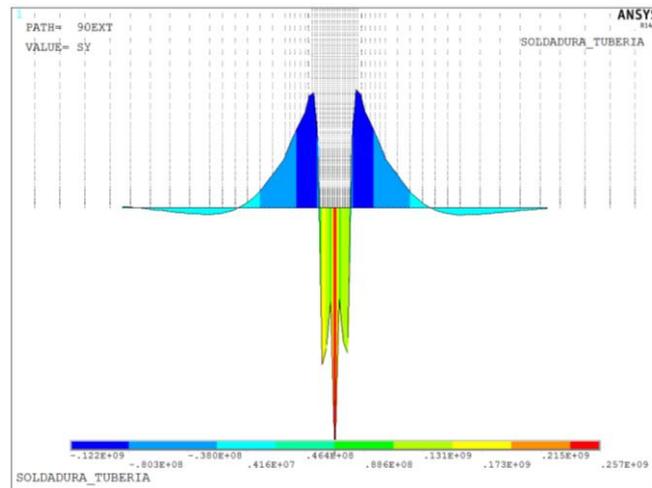


Figura 4.24. Valores de esfuerzos circunferenciales residuales en la cara exterior de la tubería a 90° del punto de inicio de la soldadura.

En la figura 4.25 se muestra las curvas de tensiones residuales circunferenciales en la cara exterior de la tubería en 4 secciones longitudinales ubicadas a 0°, 90°, 180° y 270° del punto de inicio de la soldadura.

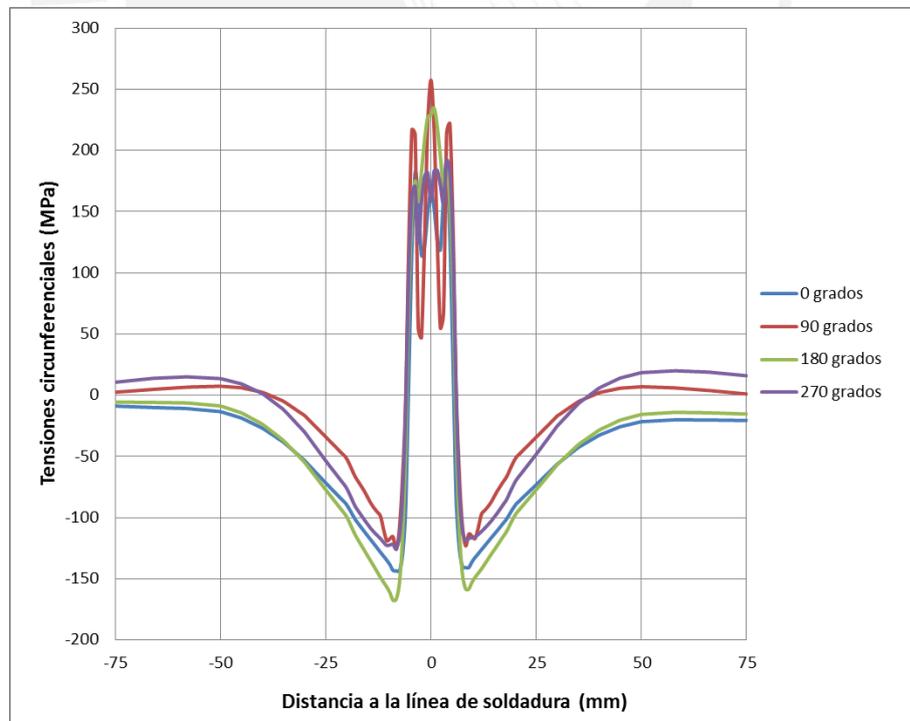


Figura 4.25. Gráfica de tensiones circunferenciales en la cara exterior de la tubería a 0°, 90°, 180° y 270° del punto de inicio de la soldadura.

En la figura 4.26 se muestra los valores de tensiones circunferenciales en la cara interior de la tubería en una sección longitudinal ubicada a 90° del punto de inicio de la soldadura.

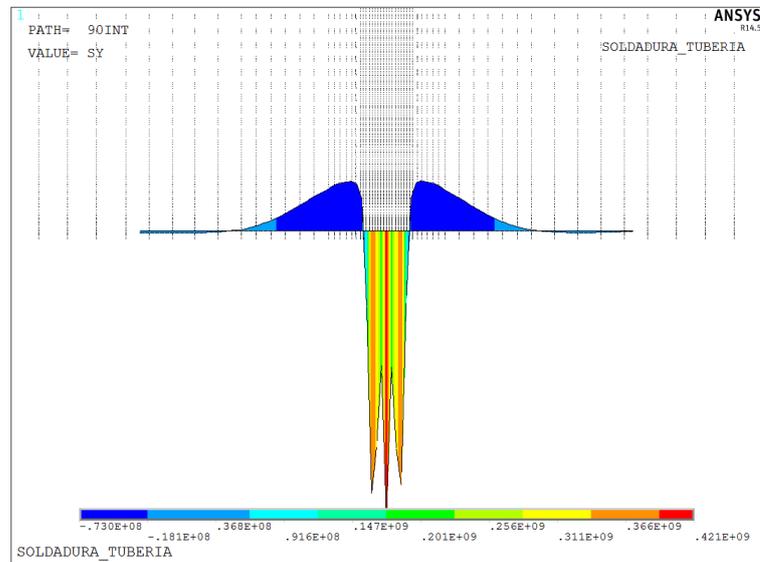


Figura 4.26. Valores de esfuerzos circunferenciales residuales en la cara interior de la tubería a 90° del punto de inicio de la soldadura.

En la figura 4.27 se muestra las curvas de tensiones residuales circunferenciales en la cara exterior de la tubería en 4 secciones longitudinales ubicadas a 0°, 90°, 180° y 270° del punto de inicio de la soldadura.

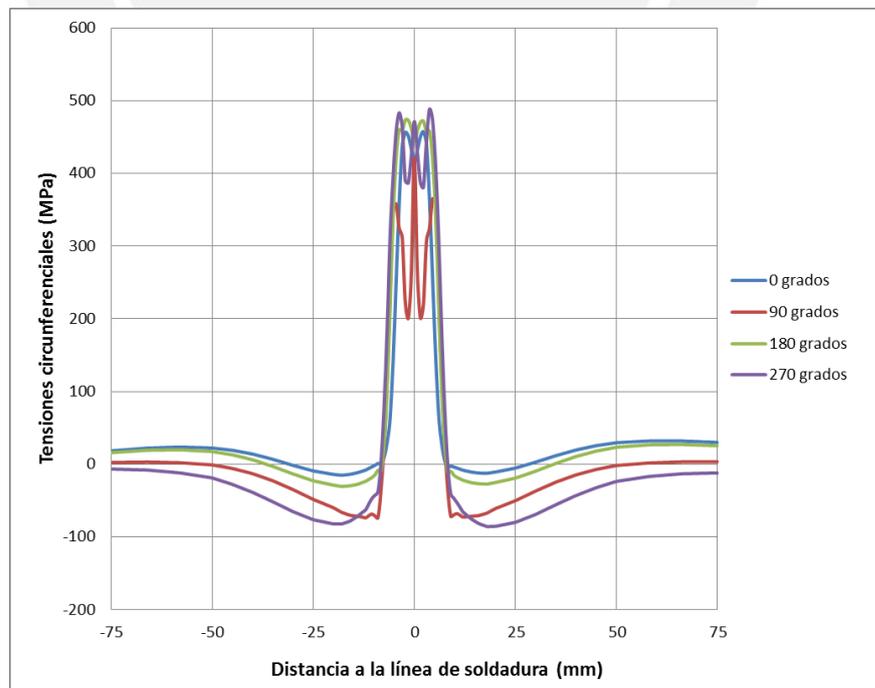


Figura 4.27. Gráfica de tensiones circunferenciales en la cara interior de la tubería a 0° 90°, 180° y 270° del punto de inicio de la línea de soldadura.

4.5.3. Comparación de los resultados con la norma API 579/ASME FFS-1

En las figuras 4.28 y 4.29 se puede observar la comparación de las curvas de tensiones residuales obtenidas por simulación en la soldadura del gasoducto y las curvas estimadas según la norma API 579/ASME FFS-1 en dirección axial y circunferencial, respectivamente.

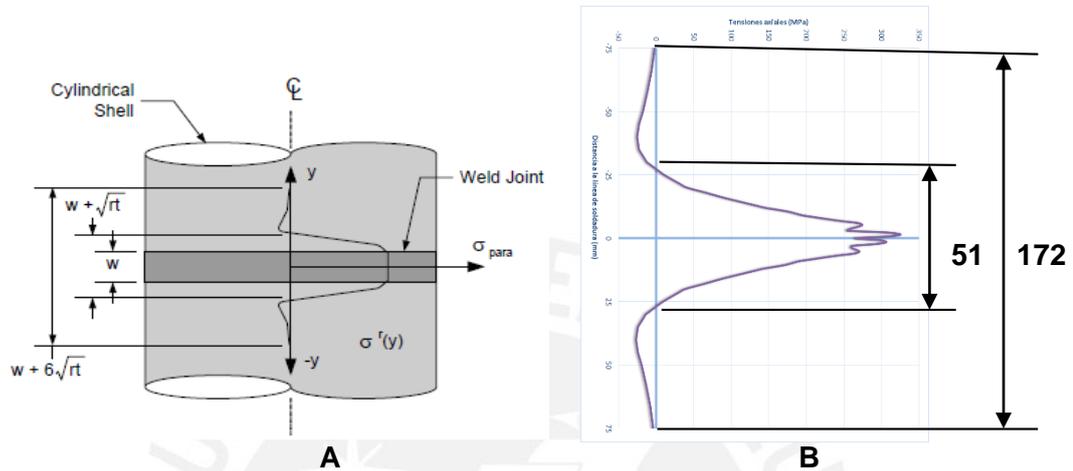


Figura 4.28. A. Curva de tensiones residuales axiales estimada según la norma API 579/ASME FFS-1. B. Curva de tensiones residuales axiales obtenida en la simulación.

En la curva de tensiones residuales en dirección axial, el valor esperado para la distancia entre los puntos en los que la tensión disminuye a 0 según la norma es de 45.3 mm y el obtenido en la simulación es de 51 mm. La distancia entre los puntos en los que la curva empieza a tender a 0 es de 207.7 mm según la norma y de 172 mm en la simulación.

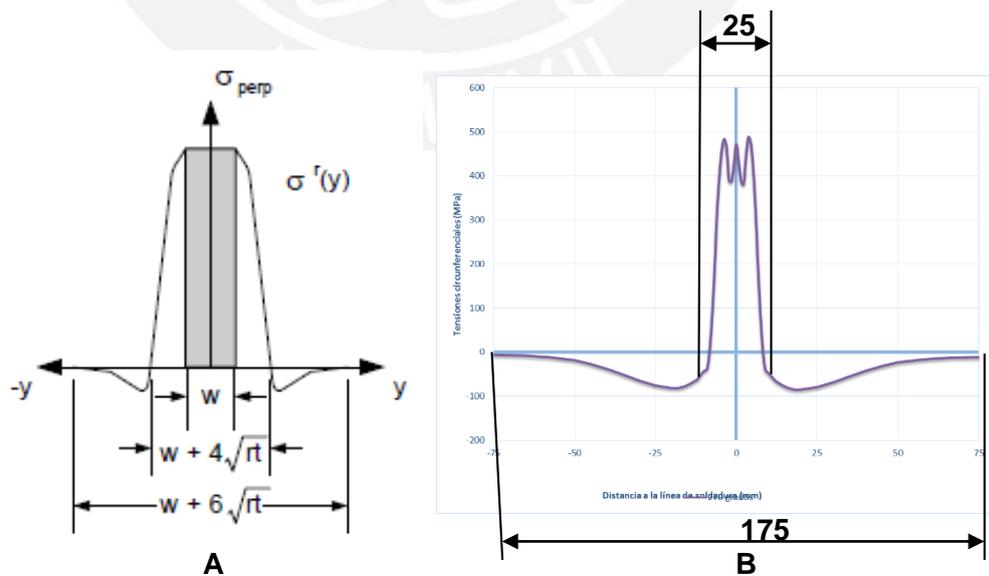
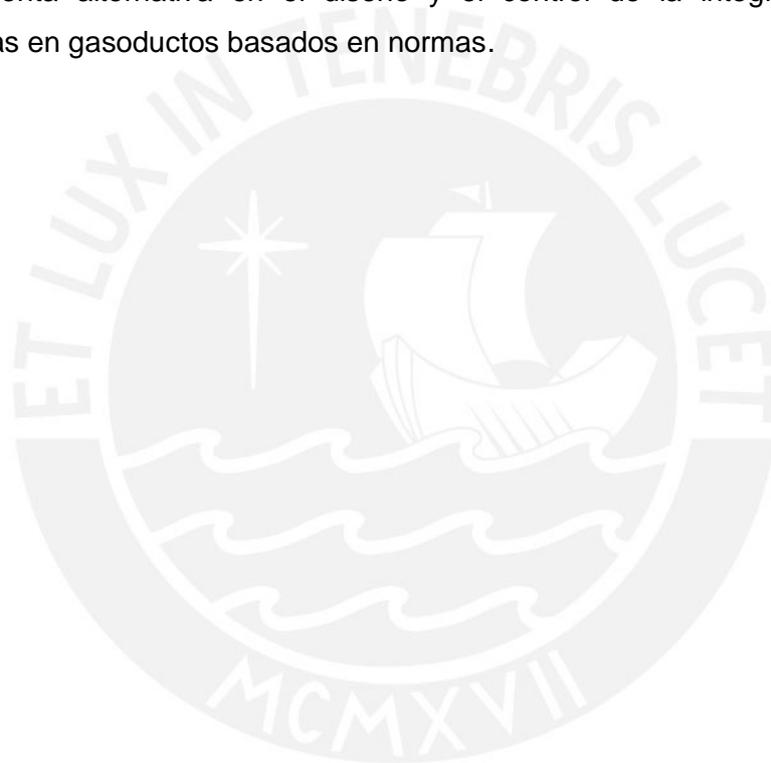


Figura 4.29. A. Curva de tensiones residuales circunferenciales estimada según la norma API 579/ASME FFS-1. B. Curva de tensiones residuales circunferenciales en la simulación.

En la curva de tensiones en dirección circunferencial, el valor esperado para la distancia entre los puntos en los que la tensión disminuye a 0 según la norma es de 56 mm y el obtenido en la simulación es de 25 mm. La distancia entre los puntos en los que la curva empieza a tender a 0 es de 207.7 mm según la norma y de 175 mm en la simulación.

Se puede observar que existe una correlación cercana entre las distribuciones de las tensiones residuales axiales y circunferenciales obtenidas mediante la simulación y las que son estimadas según la norma API 579. Esto nos indica que el procedimiento desarrollado en la presente tesis puede ser utilizado como una herramienta alternativa en el diseño y el control de la integridad de uniones soldadas en gasoductos basados en normas.



RECOMENDACIONES Y OBSERVACIONES

1. Se recomienda, como continuación de los trabajos en esta línea de investigación, la determinación de temperaturas, deformaciones y tensiones residuales en la soldadura de tuberías de una manera experimental para varios casos de estudio con el fin de lograr una mejor validación de los resultados obtenidos mediante simulación.
2. Para el análisis de la soldadura en gasoductos, se recomienda realizar en un trabajo futuro, la simulación de la soldadura considerando múltiples pasadas.
3. Se observa que un limitante para la investigación de distintos tipos de soldadura es la poca disponibilidad de información de propiedades térmicas y mecánicas a elevadas temperaturas, ya que un correcto modelo de las propiedades de los materiales tiene una gran influencia en la exactitud de los resultados.
4. En un trabajo futuro, aplicando el procedimiento presentado para el análisis de la soldadura, se debe realizar un análisis de la influencia de la geometría, espesor de pared de la tubería, inicio del punto de soldadura, parámetros de soldadura, etc. en el valor de las tensiones residuales y deformaciones.

CONCLUSIONES

1. El presente procedimiento, basado en el análisis por elementos finitos para la obtención de los campos de temperatura, tensiones y deformaciones residuales producidas por el proceso de soldadura en tuberías, ha sido desarrollado e implementado satisfactoriamente. Los resultados térmicos y estructurales obtenidos mediante este procedimiento tienen una correlación cercana con los resultados experimentales disponibles en la literatura revisada.
2. Se seleccionó y aplicó el modelo de la fuente de calor de doble elipsoide de Goldak en la simulación. Asimismo se presentaron los parámetros utilizados para dicho modelo y los distintos métodos para obtenerlos. Se aplicó el método de Christensen para calcular los parámetros de la fuente de calor de Goldak en la aplicación del procedimiento al caso de la soldadura de un gasoducto.
3. En primer lugar, se desarrolló un ejemplo para validar el procedimiento propuesto. Los resultados térmicos obtenidos en este ejemplo fueron comparados con resultados experimentales [22]. Esta comparación es presentada en la gráfica 3.29, observándose una adecuada similitud entre los resultados. Las temperaturas máximas obtenidas fueron: 910 K, 730 K y 560 K a 10 mm, 15 mm y 20 mm de la línea de soldadura, respectivamente, siendo la diferencia máxima de 5% con respecto a los resultados experimentales.
4. En este mismo ejemplo, se obtuvo el campo de tensiones residuales y deformaciones en la tubería soldada. Las tensiones residuales en la dirección axial alcanzan, en promedio, un valor máximo cercano a los 300 MPa a compresión en la cara exterior de la tubería y de 300 MPa a tracción en la cara interior; además, cambian de tracción a compresión a 21.5 mm de la línea de soldadura en la cara exterior. Las tensiones residuales en la dirección circunferencial alcanzan, en promedio, un valor máximo cercano a 220 MPa a tracción en la cara exterior y de alrededor de 350 MPa a tracción en la cara interior; y cambian de tracción a compresión a 17.5 mm de la línea de soldadura en la cara exterior. Se compararon los valores de tensiones residuales axiales con los experimentales en 6 puntos, la diferencia entre estos valores es, en promedio, del 12%. Las deformaciones axiales fueron medidas en la cara transversal libre de la tubería a 150 mm de la línea de soldadura. Las deformaciones axiales máxima y mínima obtenidas son de 0.19 mm y -0.24 mm a 190° y 88° del inicio de la soldadura, respectivamente. Estos valores fueron comparados con resultados experimentales [22] y se presentaron en la

gráfica 3.53, observándose similitud en valores y comportamiento de ambas gráficas.

5. Se aplicó el procedimiento a un caso de estudio, la soldadura de un gasoducto. Se obtuvieron resultados de temperaturas, de tensiones y de deformaciones residuales. Las temperaturas máximas obtenidas fueron: 1350 K, 1050 K y 890 K a 10 mm, 15mm y 20 mm de la línea de soldadura, respectivamente.

6. Se presentaron los resultados de tensiones y deformaciones para este caso. En los puntos cercanos a la línea de soldadura se observa elevados valores de tensiones residuales en dirección axial, de tracción en la cara interna de la tubería y de compresión en la cara externa. En los puntos alejados de la línea de soldadura, el sentido de las tensiones residuales en dirección axial se invierte y se observan tensiones de compresión en la cara interna y de tracción en la cara externa. Las tensiones residuales en la dirección axial alcanzan, en promedio, un valor máximo cercano a los 350 MPa a compresión en la cara exterior y de 330 MPa a tracción en la cara interior; además, cambian de tracción a compresión a 25 mm de la línea de soldadura en la cara exterior. Las tensiones residuales en la dirección circunferencial alcanzan, en promedio, un valor máximo cercano 250 MPa a tracción en la cara exterior y de alrededor de 450 MPa a tracción en la cara interior; y cambian de tracción a compresión a 10 mm de la línea de soldadura en la cara exterior. Las deformaciones axiales máxima y mínima obtenidas son de 0.68 mm y -0.15 mm a 93° y 210° del inicio de la soldadura, respectivamente.

7. Se observa que los resultados de tensiones residuales máximos obtenidos (alrededor de 450 MPa) son considerables ya que son cercanos al esfuerzo de fluencia del material (520 MPa). Esto indica que es importante el estudio de dichas tensiones residuales para optimizar el diseño y mejorar la seguridad de las uniones soldadas en gasoductos.

8. Los resultados de las tensiones residuales se compararon con los valores estimados según la norma API 579 / ASME FITNESS FOR SERVICE y se observa que, para este caso de aplicación, la tendencia de las curvas de tensiones residuales es la misma que tienen las curvas esperadas según la norma. Asimismo, los valores obtenidos tienen similitud con los valores esperados según dicha norma.

BIBLIOGRAFIA

- [1] E. Avallone, T. Baumeister, **Manual Marks del Ingeniero Mecánico**, Editorial McGraw-Hill, Estados Unidos, 1995.
- [2] S. Kalpakjian, S. R. Schmid **Manufactura, ingeniería y tecnología**, Pearson educación, Quinta Edición, México, 2008.
- [3] D. Radaj. **Heat Effects of Welding**, Springer-Verlag, 1992.
- [4] K. Masubuchi. **Analysis of Welded Structures**, International Series on Materials Science and Technology, Volume 33, Pergamon Press, primera edición, 1980.
- [5] L. Xiangyang. **Influence of Residual Stress on Fatigue Failure of Welded**. PhD Thesis, North Carolina State University, 2002.
- [6] Y. Ueda, K. Fukuda, Y.C. Kim. **New Measuring Method of Axis-symmetric Three-Dimensional Residual Stresses Using Inherent Strains as Parameters**. Journal of Engineering Materials and Technology; 108: 328-334, 1986.
- [7] S. Vaidyanathan, A.F. Todato and I. Finnie. **Residual Stress Due to Circumferential Welds**. ASME Journal of Engineering Material and Technology; 95: 233-237.
- [8] M. Siddique, M. Abid, H.F. Junejo and R.A. Mufti. **3-D Finite Element Simulation of Welding Residual Stresses in Pipe-Flange Joints: Effect of Welding Parameters**. Materials Science Forum 2005.
- [9] C.H. Lee and K.H. Chang. **Three-dimensional finite element simulation of residual stresses in Circumferential Welds of Steel Pipe Including Pipe Diameter Effects**. Journal of Material Science & Engineering-A, 2007.
- [10] American Society for Mechanical engineers, **ASME B31.8 Gas Transmission and Distribution Piping Systems**, Edición 1999.
- [11] Perú LNG, **Recorrido del gasoducto**, 2010

[12] American Petroleum Institute **Norma API 1104 Welding of Pipelines and Related Facilities**, vigésima edición, noviembre del 2005.

[13] American Petroleum Institute (API), American Society for Mechanical Engineers (ASME), **API 579-1 / ASME FFS-1 Fitness For Service**, 2da edición, 2007.

[14] H.F. Junejo. **Finite Element Modeling of Weld Based Rapid Prototyping**, PhD Thesis, Ghulam Ishaq Khan Institute of Engineering & Technology, Pakistan, 2006.

[15] Rosenthal, D., **The Theory of Moving Heat Source and its Application to Metal Treatment**, ASME.

[16] Goldak, J., Zhou, J., Breiguine, V., and Montoya, F., **Thermal Stress Analysis of Welds: From melting Point to Room Temperature**, JWRI, 1996.

[17] Goldak, J., Bibby, M., Moore, J., House, R. and Patel, B., **Computer Modeling of Heat Flow in Welds**, Metallurgical Transactions B, vol. 17 B, pp. 587-600, 1986.

[18] J. Goldak M. Akhlaghi **Computational welding mechanics** . Primera edición. Springer Science Bussiness Media. 2005.

[19] V. Pavelic, R. Tanbakuchi, O.A. Uyehara, P.S. Myers - **Experimental and Computed Temperature Histories in Gas Tungsten-Arc Welding of Thin Plates** - Welding Journal, n° 48, p.295s-305s.

[20] INDURA - **Códigos, normas y especificaciones en la soldadura**.

[21] American Welding Society, **ANSI / AWS D 14.5 SPECIFICATION FOR WELDING OF PRESSES AND PRESS COMPONENTS**, Edición de 1997.

[22] Qureshi, M., **Analysis of residual stresses and distortions in circumferentially welded thin-walled cylinders**, Tesis doctoral, Department of Mechanical Engineering, University of Engineering and Technology, Taxila, Pakistan, 2008.

[23] American Petroleum Institute **API 5L – Specification for Pipe Lines**, 2004.

- [24] Afzaal M. Malik , Ejaz M. Qureshi , Naeem Ullah Iqbal Khan, ”**Analysis of circumferentially arc welded thin-walled cylinders to investigate the residual stress fields.**”, Department of Mechanical Engineering, University of Engineering and Technology, Taxila, Pakistan, 2009.
- [25] Lindgren; L. E., Karlsson, L., **Deformation and Stresses in Welding of Shell Structures**, Numerical Methods in Engineering, vol. 25, pp. 635 – 655, 1998.
- [26] Andersson, B. A. B., **Thermal Stresses in Submerged Arc Welded Joint Considering phase Transformations**, ASME Journal of Engineering Materials and Technology, vol. 100, pp. 356 – 362.
- [27] ANSYS 14.5, **User Guide**
- [28] ANSYS, CUSTOMER TRAINING MANUAL, **Lecture 5 – Rate Independent Plasticity.**
- [29] N.T. Nguyen, T. A. Ohta, K. Matsuoka, N. Suzuki, Y. Maeda. **Analytical Solutions for Transient Temperature of Semi-Infinite Body Subjected to 3-D Moving Heat Sources.** Welding Journal; August Issue: 265s-274s, 1999.
- [30] N. Christensen, V.L. Davies, K. Gjermundsen - **Distribution of Temperatures in Arc Welding** - British Welding Journal, 12, p.54-75.
- [31] J.M. Ribera, J.M. Prado, **Modelización térmica y estructural de la zona afectada por calor en la soldadura**, Revista de Soldadura N° 199 Pag. 185 – 198.
- [32] I. W. Bang, Y. P. Son, K. H. Oh, Y. P. Kim, W. S Kim. **Numerical Simulation of Sleeve Repair Welding of In- Service Gas Pipelines.** Welding Research Supplement. Welding Journal pp. 273–282, 2002.
- [33] C. Fosca. **Introducción a la Metalurgia de la Soldadura.** Séptima Edición. Pontificia Universidad Católica del Perú, 2007.
- [34] L. Karlsson. **Thermal Stresses in Welding.** In: Thermal stresses, Vol. 1 (Ed.: R.B. Hetnarski), pp. 299-389. Amsterdam: North-Holland, 2005.