



UNIVERSIDAD NACIONAL
DE MAR DEL PLATA



FACULTAD DE INGENIERÍA

TESIS DE GRADO EN INGENIERÍA MECÁNICA

ABRIL, 2012

“Estudio numérico de deformaciones y tensiones residuales en la soldadura de placas delgadas”

CODIGO

Autor: Scheggia, Nicolás

Tutor: Dr. Cisilino, Adrián

Carrera: Ing. Mecánica.



RINFI se desarrolla en forma conjunta entre el INTEMA y la Biblioteca de la Facultad de Ingeniería de la Universidad Nacional de Mar del Plata.

Tiene como objetivo recopilar, organizar, gestionar, difundir y preservar documentos digitales en Ingeniería, Ciencia y Tecnología de Materiales y Ciencias Afines.

A través del Acceso Abierto, se pretende aumentar la visibilidad y el impacto de los resultados de la investigación, asumiendo las políticas y cumpliendo con los protocolos y estándares internacionales para la interoperabilidad entre repositorios



Esta obra está bajo una [Licencia Creative Commons Atribución-
NoComercial-CompartirIgual 4.0 Internacional](https://creativecommons.org/licenses/by-nc-sa/4.0/).



UNIVERSIDAD NACIONAL
DE MAR DEL PLATA



FACULTAD DE INGENIERÍA

TESIS DE GRADO EN INGENIERÍA MECÁNICA

ABRIL, 2012

“Estudio numérico de deformaciones y tensiones residuales en la soldadura de placas delgadas”

CODIGO

Autor: Scheggia, Nicolás

Tutor: Dr. Cisilino, Adrián

Carrera: Ing. Mecánica.

Tabla de contenido

1	<i>Introducción</i>	5
1.1	Motivación.....	5
1.2	Alcance y objetivos	6
1.3	Estructura de la tesis.....	7
2	<i>Antecedentes y revisión bibliográfica</i>	8
2.1	Introducción.....	8
2.2	El proceso de soldadura	8
2.2.1	Definición	8
2.2.2	Soldadura TIG	8
2.2.3	Descripción del proceso de soldadura y sus efectos	9
2.3	Descripción teórica de los procesos físicos involucrados.....	12
2.3.1	Introducción.....	12
2.3.2	Transferencia de calor.....	12
2.3.3	Análisis mecánico	17
2.3.4	Propiedades del material.....	20
2.3.5	Conclusiones.....	20
2.4	El método de los elementos finitos	20
2.4.1	Descripción del Método de los Elementos Finitos.....	20
2.4.2	Software de cálculo utilizado	21
2.5	Aspectos sobre el modelado numérico del proceso de soldadura	22
2.5.1	Introducción.....	22
2.5.2	Recomendaciones para el modelado numérico de soldaduras.....	22
2.5.2.1	Nivel de precisión	22
2.5.2.2	Modelado de la geometría.....	23
2.5.2.3	Material de aporte.....	26
2.5.2.4	Marco de referencia espacial	27
2.5.2.5	Modelado de las interacciones de campo	28
2.5.2.6	Diferentes formulaciones	30
2.5.2.7	Incremento de tiempo mínimo en estudios de transferencia de calor	31
2.5.2.8	Incremento de tiempo en la formulación mecánica explícita	32
2.5.2.9	Modelado de la fuente de calor	33
2.5.3	Conclusiones.....	40
2.6	Conclusiones	42
3	<i>Verificación y calibración de las herramientas de modelado</i>	43
3.1	Introducción.....	43

3.2	Estudios realizados	43
3.2.1	Transferencia de calor por conducción y convección.....	43
3.2.2	Transferencia de calor por radiación	48
3.2.3	Desplazamiento de la fuente de calor	52
3.2.4	Calores latentes de fusión y cambios de fase en estado sólido	56
3.2.5	Acople termomecánico.....	57
3.2.6	Comportamiento elasto-plástico.....	61
3.3	Conclusiones.....	66
4	<i>Modelado de soldadura.....</i>	<i>67</i>
4.1	Introducción.....	67
4.2	Modelado de la soldadura de una placa delgada.....	67
4.2.1	Parámetros de la simulación	67
4.2.2	Resultados experimentales de validación	69
4.2.3	Modelo de bajo costo computacional	70
4.2.4	Modelo mecánico de formulación explícita	74
4.2.5	Modelo de formulación explícita y mallado de alta densidad	75
4.2.6	Modelo final de soldadura de placa plana	77
4.3	Conclusiones.....	81
5	<i>Estrategia de modelado de soldadura de placas delgadas</i>	<i>83</i>
5.1	Descripción de la estrategia desarrollada.....	83
5.1.1	Introducción y alcance de la estrategia	83
5.1.2	Propiedades del material.....	83
5.1.3	Parámetros de soldadura	84
5.1.4	Modelado de las interacciones de campo	84
5.1.5	Formulaciones aplicables	85
5.1.6	Marco de referencia	85
5.1.7	Sistema de referencia.....	86
5.1.8	Discretización temporal	86
5.1.9	Modelado de la geometría.....	88
5.1.10	Discretización espacial	88
5.1.11	Cargas aplicadas	89
5.1.12	Condiciones de contorno.....	90
5.1.13	Validación del modelo	91
5.2	Conclusiones.....	92
6	<i>Ejemplo de aplicación:</i>	<i>93</i>
	<i>Soldadura circunferencial de un cilindro de acero de bajo carbono.....</i>	<i>93</i>
6.1	Resultados y conclusiones.....	98
7	<i>Conclusiones y trabajo futuro</i>	<i>104</i>

7.1	Conclusiones	104
7.2	Trabajo futuro	105
8	<i>Bibliografía</i>	107
	<i>Apéndice</i>	111
	<i>Herramienta para especificar el camino de soldadura</i>	111
	Descripción de la herramienta	111
	Uso de la herramienta.....	111

1 Introducción

1.1 Motivación

El proceso de soldadura es, en la actualidad, ampliamente usado en la fabricación y reparación de estructuras en la gran mayoría de los campos abordados por la ingeniería mecánica. De hecho su aplicación se extiende desde la industria convencional hasta la de alta tecnología incluyendo la ferroviaria, aeroespacial, marina y de recipientes de alta presión, entre otras. En lo que respecta a la soldadura de placas delgadas en particular este procedimiento es utilizado en campos de tal diversidad que van desde la manufactura de una bicicleta hasta la de un satélite, pasando por la fabricación de caños de conducción, recipientes de presión y el montaje de sistemas de piping entre muchos otros. Esta gran amplitud en su uso es resultado de las ventajas que presenta en costos, tiempos y resistencia estructural respecto a otros tipos de uniones mecánicas.



FIGURA 1.1-1 EJEMPLOS DE CAMPOS DE APLICACIÓN DE LA SOLDADURA DE PLACAS DELGADAS.

Una característica importante de este proceso de fabricación de alta complejidad es que produce deformaciones térmicas localizadas que generan tensiones superiores a las de fluencia del material. Por ello, se desarrollan deformaciones plásticas que, a su vez, inducen tensiones residuales que deforman y afectan las prestaciones mecánicas de la estructura resultante. Estos efectos negativos deben ser tenidos en cuenta al momento de diseñar tanto las estructuras a ser soldadas como los procedimientos para su unión.

Entre las diversas herramientas disponibles para estudiar estos efectos se encuentra la simulación numérica. Esta presenta la gran ventaja de permitir evaluar los efectos de la aplicación de diferentes parámetros, condiciones y estrategias de soldado sin la necesidad de invertir grandes cantidades de dinero en ensayos y mediciones. Esta información podrá ser luego utilizada en el diseño de procedimientos de soldadura que mejoren las prestaciones y aumenten la vida útil de los componentes en los que se los aplica. Así se podrá alcanzar una importante reducción en los costos de diseño a la vez que se mejora la calidad del producto.

Este campo de conocimiento ha sido abordado por institutos de investigación y universidades tan prestigiosas como el Departamento de Ingeniería Mecánica de la Universidad Tecnológica de Lulea (Suecia), la Universidad Técnica de Dinamarca, el Instituto de Tecnología de Massachusetts (EE.UU.), el Instituto Harbin de Tecnología (China), La Universidad de Cambridge (Inglaterra) y el Departamento de Ciencias de la Manufactura de la Universidad de Osaka (Japón) (Malik, Qureshi, & Dar, 2007). Entre ellos debe contarse también a la División de Soldadura y Fractomecánica del Instituto Nacional de Tecnología en Materiales de Mar del Plata. Ella posee una línea de investigación en este mismo sentido en la cual se enmarca el presente trabajo.

1.2 Alcance y objetivos

El alcance de esta tesis está limitado a la soldadura de placas delgadas. Se estudiarán las tensiones y deformaciones residuales generadas en la estructura por efecto de dicho proceso de fabricación. En este análisis, basado en el modelado por el método de elementos finitos, se compararán las respuestas obtenidas contra resultados experimentales y teóricos para comprobar la validez de los modelos y estrategias generadas.

El objetivo de este trabajo consiste en el desarrollo y documentación de una estrategia y armado de un instructivo para el modelado por elementos finitos del proceso de soldadura de pasada simple de placas delgadas. Los modelos desarrollados en base a los resultados alcanzados deberán permitir obtener los campos de tensiones y deformaciones residuales generados durante la soldadura de grandes estructuras en los puntos alejados al cordón de soldadura.

1.3 Estructura de la tesis

Esta tesis está organizada en 8 capítulos y un apéndice que comprenden los temas indicados a continuación:

En el Capítulo 1 se presenta una introducción que involucra la motivación, el alcance, los objetivos y la estructura del trabajo.

En el Capítulo 2 se detallan los resultados de la revisión bibliográfica realizada. Allí se introducen el proceso de soldadura, su desarrollo y sus efectos. Se presentan las herramientas teóricas que permiten describir los diferentes fenómenos involucrados en la soldadura. Y se describe el modelado por elementos finitos en general y su aplicación particular al caso de estudio junto con las recomendaciones pertinentes.

En el Capítulo 3 se analizan las herramientas que luego serán usadas para modelar la soldadura de una placa delgada. Los estudios realizados en este capítulo tienen como objetivo comprender la manera en que estas herramientas se utilizan en el software Abaqus y calibrar sus parámetros en forma eficiente para la aplicación de interés

En el Capítulo 4 se utiliza la información bibliográfica recolectada junto con los estudios realizados para ensamblar e implementar modelos de soldadura de complejidad creciente en el programa Abaqus. El trabajo realizado en este capítulo se enfoca a comprender el funcionamiento de los diferentes aspectos involucrados en el modelado de soldadura. Esta información será luego utilizada para diseñar estrategias y generar recomendaciones que permitan mantener bajo control el error cometido y el costo computacional al modelar una soldadura.

En el Capítulo 5 se ponen en común todos los conocimientos recogidos hasta el momento en el diseño y documentación de la estrategia de soldadura que es objetivo de la presente tesis.

En el Capítulo 6 se utiliza la estrategia desarrollada para modelar la soldadura circunferencial de un cilindro de acero de bajo carbono.

En el Capítulo 7 se establecen las conclusiones obtenidas en la realización del presente estudio junto con los trabajos futuros que lo podrían complementar.

En el Capítulo 8 se presenta el listado de la bibliografía consultada respectivamente.

En el Apéndice se incluye la información complementaria que fue considerada de interés en el marco del trabajo llevado a cabo.

2 Antecedentes y revisión bibliográfica

2.1 Introducción

En este capítulo se presentan los resultados de la extensa revisión bibliográfica realizada. En base a ella se define y describe el proceso de soldadura en general y el procedimiento de soldadura TIG en particular. Luego, se presenta la descripción teórica de los fenómenos involucrados en la soldadura. A continuación se describe el método de los elementos finitos y se introduce el software de cálculo elegido para su aplicación. Finalmente se incluyen diversas recomendaciones respecto al modelado de soldadura de placas delgadas que serán de gran ayuda en la generación de la estrategia objetivo de la presente tesis.

2.2 El proceso de soldadura

En este apartado se define el proceso de soldadura en general y se lo describe junto con sus efectos. Además, se explica el procedimiento de soldadura con TIG en particular.

2.2.1 Definición

El proceso de soldadura se puede definir como una unión localizada de metales o no metales generada por calentamiento de los componentes involucrados con o sin aplicación de presión y con o sin el uso de material de aporte (Fosca, 2007).

2.2.2 Soldadura TIG

Por sus capacidades en la soldadura de placas delgadas de un amplio rango de materiales metálicos y por su posible automatización e incluso robotización se basa el desarrollo de la estrategia objetivo en el tipo de soldadura conocida como TIG (Tungsten Inert Gas) o GTAW (Gas Tungsten Arc Welding). En esta sección se incluye una breve descripción de dicho procedimiento de fabricación.

La soldadura con gas inerte y tungsteno (TIG o GTAW, por sus siglas en inglés) utiliza un electrodo no consumible de tungsteno protegido por un gas inerte. El electrodo puede estar compuesto de tungsteno puro o aleado con pequeñas cantidades de óxidos (Óxido de torio, Óxido de zirconio) para mejorar su performance. Dado que el procedimiento utiliza un electrodo no consumible es usual la adición de material de aporte extra.

En la Figura 2.2-1 se representa esquemáticamente el procedimiento de soldado TIG. La descarga eléctrica produce un arco de plasma entre la punta del electrodo y la pieza de trabajo que genera la energía térmica necesaria para fundir al metal base y de aporte.

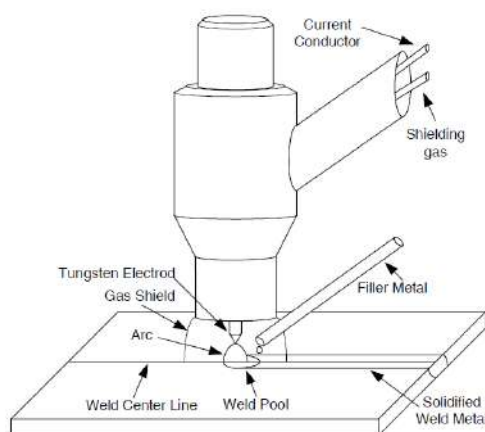


FIGURA 2.2-1 CONFIGURACIÓN DE LA SOLDADURA TIG (ERICSSON, 2003)

Existen tres alternativas para la corriente aplicada, a saber, corriente continua con electrodo positivo o negativo y corriente alterna. La tercera es normalmente utilizada para soldar aluminio y magnesio dado que ayuda a la limpieza de la capa de óxido que se forma en la superficie de las piezas. La opción de corriente continua con electrodo negativo es utilizada para casi todo otro material incluyendo placas gruesas de aluminio. Mientras que el caso de corriente continua con electrodo positivo es normalmente utilizado en la soldadura de placas delgadas puesto que así se logra reducir el calor desarrollado en el componente. Esto es por que la gran mayoría del calor generado por la TIG se produce en el ánodo, el cual será el extremo positivo del circuito eléctrico formado. (Ericsson, 2003)

2.2.3 Descripción del proceso de soldadura y sus efectos

La soldadura es un fenómeno complejo en el que se da la interacción múltiple de los campos térmico, mecánico y metalúrgico. El proceso se inicia con la introducción de energía térmica a los componentes a unir a través de un arco eléctrico. Según (Tanner, 2009), por efecto de la aplicación del mismo se generan transformaciones metalúrgicas en el material base que definen cuatro zonas claramente identificables las cuales pueden ser apreciadas en la Figura 2.2-2. La zona fundida (FZ, por sus siglas en inglés) es aquella cuya

temperatura supero en algún momento la temperatura de liquidus del material por lo que dio forma a la llamada pileta líquida. La zona parcialmente fundida (PMZ) es aquella que fue sometida a temperaturas superiores a la de solidus pero inferiores a la de liquidus por lo que presenta una estructura de grano fino. La zona afectada por el calor (HAZ) es aquella que nunca supero la temperatura de solidus pero sufrió transformaciones metalúrgicas, identificable por presentar una granulometría gruesa. Y el material base no afectado (BM) es aquel que conserva sus características metalúrgicas iniciales. A su vez, estos cambios de fase y estado producen cambios de volumen que influyen sobre el campo mecánico y tienen un calor latente asociado que afecta la distribución de temperaturas.

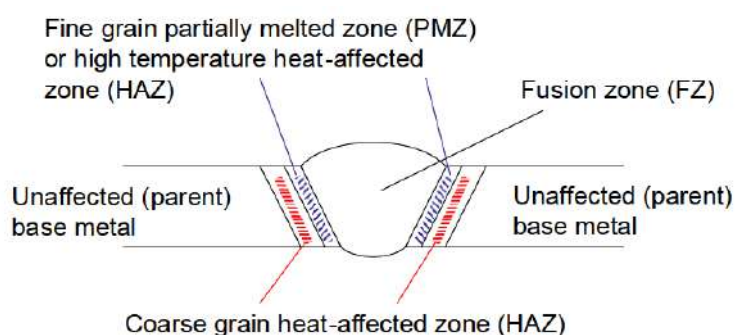


FIGURA 2.2-2 ALTERACIONES METALÚRGICAS PRODUCIDAS DURANTE LA SOLDADURA (TANNER, 2009)

Por otro lado, un efecto importante del calentamiento desigual de los componentes es la aparición de fluencia localizada en el entorno del cordón de soldadura. El gradiente de dilatación térmica asociado al gradiente térmico espacial y temporal se suma a la contracción y toma de carga del material de la pileta líquida durante su solidificación. Esto resulta en la expansión del material cercano a la pileta líquida restringida por el que está a menor temperatura. Por ello se desarrollan tensiones superiores a la de fluencia que dan origen a deformaciones plásticas.

Dicha distorsión permanente localizada tiene tres consecuencias en el proceso, a saber:

- Se genera una pequeña cantidad de calor por disipación mecánica.
- En algunos metales se pueden encontrar transformaciones metalúrgicas inducidas mecánicamente.
- Se originan tensiones residuales evidenciadas en distorsiones remanentes que modifican la geometría de las piezas.

El campo de tensiones residuales es representado usualmente por sus valores en las direcciones transversal y longitudinal al cordón de soldadura. Según esta manera de expresarlo se lo puede apreciar para un caso típico en la Figura 2.2-3.

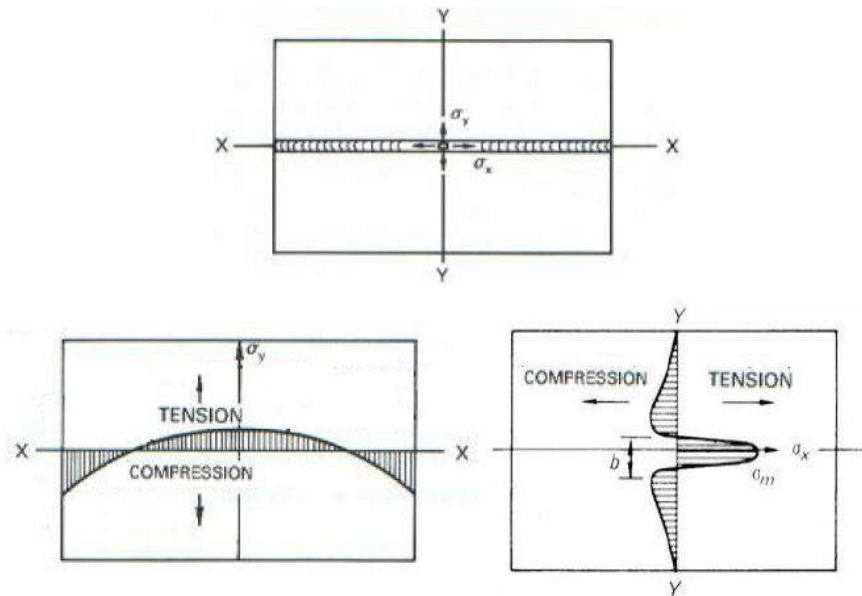


FIGURA 2.2-3 TENSIONES LONGITUDINALES Y TRANSVERSALES GENERADAS EN UNA SOLDADURA (CONNOR, 1987)

Corresponde mencionar también que el estudio de las deformaciones macrogeométricas residuales se realiza de acuerdo a los modos graficadas en la Figura 2.2-4. Estos son, las contracciones longitudinal y transversal que se dan en el plano de la placa, la contracción angular que genera el llamado ángulo de mariposa y el curvado resultante de tensiones longitudinales desiguales a través del espesor. (Ericsson, 2003)

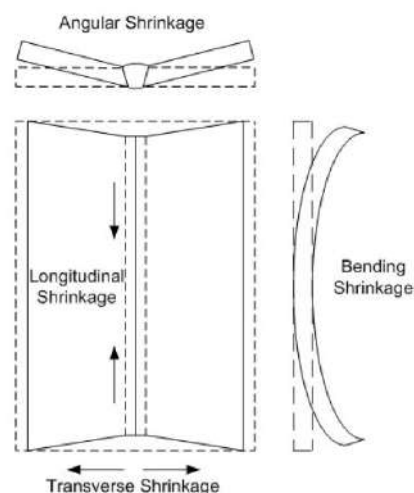


FIGURA 2.2-4 MODOS TÍPICOS DE DEFORMACIÓN REMANENTE PRODUCIDOS POR LA SOLDADURA (ERICSSON, 2003)

2.3 Descripción teórica de los procesos físicos involucrados

2.3.1 Introducción

En esta sección se presentan las bases teóricas necesarias para la descripción de los procesos físicos involucrados en el proceso de soldadura.

Se introducen conceptos referidos al estudio de los procesos de transferencia de calor y de equilibrio mecánico indicando las ecuaciones diferenciales que gobiernan cada proceso y las condiciones de contorno aplicables para su resolución. Luego se indican las propiedades del material intervinientes en la soldadura.

2.3.2 Transferencia de calor

Ecuaciones básicas de transferencia de calor

El primer principio a tener en cuenta es la Ley empírica de Fourier de transferencia de calor:

$$q_n = -k \frac{\partial T}{\partial n}, \quad \text{Ec. 2.3.2-1}$$

donde:

- q_n : Calor por unidad de área en la dirección n
- k : Conductividad térmica
- T : Temperatura

Ella indica que el calor en la dirección n fluye en sentido contrario al gradiente de temperaturas en la misma dirección.

Luego, se debe considerar la ecuación diferencial que gobierna la transferencia de calor en sólidos, la cual puede ser fácilmente deducida a partir de la ley de Fourier y la ecuación de conservación de la energía:

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} k_x \frac{\partial T}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial y} k_y \frac{\partial T}{\partial y} + \frac{\partial}{\partial z} k_z \frac{\partial T}{\partial z} + q_v, \quad \text{Ec. 2.3.2-2}$$

donde:

- ρ : Densidad.
- C_p : Calor específico.
- t : Tiempo.
- q_v : Fuente volumétrica de calor.

Condiciones iniciales y de contorno térmicas

Para resolver la ecuación de transferencia de calor en sólidos hay que aplicar condiciones iniciales y de contorno apropiadas. En general, la condición inicial será de temperatura constante en todo el dominio ($T_{X,Y,Z} = T_0$). Por otro lado, en lo que respecta a las condiciones de borde es práctica común la imposición de condiciones de convección libre, radiación y flujo de calor. Cabe mencionar que los parámetros que definen las mencionadas condiciones de contorno serán variables con el tiempo debido a la influencia que sobre ellos tienen las temperaturas del entorno y de la pieza.

Convección libre

El término “convección” se refiere a la transferencia de calor que ocurrirá dentro de un fluido por efecto de un gradiente térmico. Este modo de transporte energético se compone de dos mecanismos. Además de la transferencia debida al movimiento molecular aleatorio (difusión), la energía también se intercambia mediante el movimiento global, macroscópico, del fluido (advección).

La convección se clasifica en libre o forzada de acuerdo a la fuerza impulsora del flujo másico. En caso que el mismo sea inducido por fuerzas de empuje surgidas a partir de diferencias de densidad causadas por un gradiente de temperatura en el fluido se está en presencia de convección libre. Mientras que se tratará de convección forzada cuando el flujo sea causado por medios externos, por ejemplo, un ventilador, una bomba o vientos atmosféricos. (Incropera & De Witt, 1999).

En este estudio resulta de importancia caracterizar la transferencia de calor por convección entre un fluido y una superficie sólida. Para ello se recurrirá a la llamada “Ley de enfriamiento de Newton” (Özisik, 1979):

$$q_{convección} = h T_s - T_{\infty} , \quad \text{Ec. 2.3.2-3}$$

donde:

- $q_{convección}$: Flujo de calor por convección por unidad de área.
- h : Coeficiente pelicular.
- T_s : Temperatura de la superficie.
- T_{∞} : Temperatura del seno del fluido

En esta ley empírica el coeficiente pelicular considera diversos efectos. El mismo tiene en cuenta tanto las características del flujo másico involucrado como las propiedades del medio de transporte de calor (fluido) y las condiciones de la superficie de intercambio.

En la determinación del mencionado coeficiente se debe recurrir a los números adimensionales presentados a continuación. Los mismos vinculan las diferentes variables que condicionan este tipo de transferencia energética.

Nusselt medio(Nu_m):

$$Nu_m = \frac{h_m L}{K_{fluido}} \quad \text{Ec. 2.3.2-4}$$

Reynolds (Re):

$$Re = \frac{V \delta L}{\mu} = \frac{V^2}{\frac{\nu V}{L^2}} = \frac{\text{Fuerzas de inercia}}{\text{Fuerzas viscosas}} \quad \text{Ec. 2.3.2-5}$$

Prandtl (Pr):

$$Pr = \frac{C_p \mu}{K} = \frac{\nu}{\alpha} = \frac{\text{Viscosidad cinemática}}{\text{Difusividad térmica}} \quad \text{Ec. 2.3.2-6}$$

Grashof (Gr):

$$Gr = \frac{L^3 \delta \beta g \Delta T}{\mu^2} \quad \text{Ec. 2.3.2-7}$$

Rayleigh (Ra):

$$Ra = GrPr \quad \text{Ec. 2.3.2-8}$$

donde:

- h_m : Coeficiente pelicular medio.
- V : Velocidad del fluido.
- δ : Densidad del fluido.
- L : Longitud característica.
- μ : Viscosidad dinámica.
- ν : Viscosidad cinemática.
- α : Difusividad térmica
- C_p : Calor específico
- βg : Coeficiente volumétrico de dilatación térmica.
- ΔT : Diferencia de temperaturas entre la pared y el seno del fluido.

Radiación

La radiación térmica es la energía emitida por la materia que se encuentra a una temperatura finita. Se la atribuye a cambios en las configuraciones electrónicas de los átomos o moléculas constitutivos por lo cual se trata de un fenómeno volumétrico. Aún así, al considerar la radiación de cuerpos opacos se lo trata como un fenómeno superficial puesto que la energía emitida por los átomos interiores es reabsorbida por el material circundante. También cabe mencionar que esta forma de transferencia de calor es de tipo espectral y direccional. (Incropera & De Witt, 1999)

De acuerdo a la Ley de Stefan-Boltzmann la potencia total máxima emitida por unidad de área en todas las longitudes de onda y todas las direcciones del espacio hemisférico por un cuerpo vale:

$$E_b = \sigma T^4, \quad \text{Ec. 2.3.2-9}$$

donde:

- $\sigma = 0.567 \cdot 10^{-7} \frac{J}{s \cdot m^2 \cdot K^4}$: Constante de Stefan - Boltzmann

Cabe mencionar que esta potencia máxima sólo podrá ser emitida por un cuerpo negro el cual absorbe y emite de manera perfecta. Para el caso de los emisores no perfectos, llamados cuerpos grises, se define la emisividad (ε). La misma es la fracción unitaria de energía que emite el cuerpo gris en relación al emisor perfecto estando ambos a la misma temperatura y se expresa matemáticamente como:

$$\varepsilon = \frac{E_g}{E_b} \quad \text{Ec. 2.3.2-10}$$

De acuerdo a (Incropera & De Witt, 1999) la potencia intercambiada por un cuerpo gris a temperatura T_s en presencia de un ambiente a temperatura T_∞ que lo rodea vale:

$$Q_{\text{radiación}} = \varepsilon \sigma A (T_s^4 - T_\infty^4) \quad \text{Ec. 2.3.2-11}$$

donde:

- ε : Emisividad
- A : Área del cuerpo gris irradiada
- T_s : Temperatura de la superficie del cuerpo gris
- T_∞ : Temperatura ambiental

La determinación de la energía radiante intercambiada en el proceso de soldadura se puede llevar a cabo de dos maneras. En principio es posible considerarla explícitamente a partir de la ecuación Ec. 2.3.2-11, para lo cual será necesario determinar la emisividad de la superficie. Por otro lado, dado que esta variable es difícil de cuantificar con exactitud y que dicha ecuación introduce fuertes no linealidades al sistema, en muchos casos resulta útil expresarla como:

$$Q_{\text{radiación}} = h_r A (T_s - T_\infty) \quad \text{Ec. 2.3.2-12}$$

donde:

- h_r : Coeficiente de transferencia de calor por radiación
- A : Área del cuerpo gris irradiada
- T_s : Temperatura de la superficie del cuerpo gris
- T_∞ : Temperatura ambiental

En la ecuación Ec. 2.3.2-12 el coeficiente de transferencia de calor por radiación resulta:

$$h_r = \varepsilon \sigma (T_s + T_\infty) (T_s^2 + T_\infty^2) \quad \text{Ec. 2.3.2-13}$$

De este modo, se obtiene una expresión linealizada que permite considerar esta pérdida de calor como una convección con un coeficiente pelicular equivalente.

Por medio de esta estrategia se podrán considerar las pérdidas de calor presentadas en esta sección a partir de sólo un coeficiente de convección total:

$$h_{total} = h_{convección} + h_{radiación} \quad \text{Ec. 2.3.2-14}$$

El mismo podrá tener un valor constante durante todo el análisis o ser función de la temperatura de acuerdo a los datos disponibles y el nivel de precisión deseado. Un ejemplo de aplicación de esta estrategia se puede ver en (Dye, Hunziker, & Reed, 2001).

Flujo de calor

Para imponer un flujo de calor sobre una superficie hay que valerse de la Ley empírica de Fourier Ec. 2.3.2-1 según fuera desarrollado al principio de la presente sección.

2.3.3 Análisis mecánico

Aquí se presentan las ecuaciones de equilibrio de tensiones que junto con las constitutivas del material determinan el comportamiento mecánico de los componentes involucrados. Luego, se introduce una breve explicación al respecto.

Ecuaciones básicas

Ecuaciones de equilibrio

En este trabajo se supone que durante la soldadura sólo se desarrollan pequeñas deformaciones en el material. Luego, las ecuaciones de equilibrio en términos de un sistema de referencia lagrangiano resultan:

$$\sigma_{ij,j} + \rho b_i = 0, \quad \text{Ec. 2.3.3-1}$$

donde:

- σ_{ij} es el tensor de tensiones
- b_i es el vector de fuerzas volumétricas

Ecuaciones constitutivas del material

El material de las piezas es considerado como termomecánico y elastoplástico con endurecimiento isótropo por deformación. Luego, las ecuaciones constitutivas de comportamiento del mismo son (Akbari & Sattafari-Far, 2009):

$$d\sigma = D^{ep} d\varepsilon^{ep} + C^{th} dT \quad \text{Ec. 2.3.3-2}$$

$$d\varepsilon^{ep} = d\varepsilon^e + [d\varepsilon^p] \quad \text{Ec. 2.3.3-3}$$

$$D^{ep} = D^e + D^p, \quad \text{Ec. 2.3.3-4}$$

donde:

- D^e : Matriz elástica de rigidez
- $[D^p]$: Matriz plástica de rigidez
- $[C^{th}]$: Matriz de rigidez térmica
- $d\sigma$: Vector de incremento diferencial en la tensión
- $d\varepsilon^{ep}$: Vector de incremento diferencial en la deformación elastoplástica
- $d\varepsilon^e$: Vector de incremento diferencial en la deformación elástica
- $d\varepsilon^p$: Vector de incremento diferencial en la deformación plástica
- dT : Incremento diferencial en la temperatura

Por otro lado, para determinar la ocurrencia de fluencia plástica se utiliza el criterio Von Mises, cuya expresión matemática es:

$$\sigma_{VM} = \sqrt{\frac{3}{2} s_{ij} s_{ij}}, \quad \text{Ec. 2.3.3-5}$$

donde s_{ij} son las componentes del tensor desviador de tensiones:

$$\sigma^{desv} = \sigma - \frac{1}{3} \text{Traza } \sigma \cdot I. \quad \text{Ec. 2.3.3-6}$$

Aparición y avance de la deformación plástica

La deformación total de un material durante la soldadura está compuesta por las componentes elástica, plástica y térmica de acuerdo a:

$$\varepsilon^t = \varepsilon^e + \varepsilon^p + \varepsilon^{th} \quad \text{Ec. 2.3.3-7}$$

$$\varepsilon^{th} = \alpha T - T_0, \quad \text{Ec. 2.3.3-8}$$

donde

- ε^t : Deformación total
- ε^e : Deformación elástica
- ε^p : Deformación plástica
- ε^{th} : Deformación térmica
- α : Coeficiente de dilatación térmica
- T_0 : Temperatura de referencia

La deformación se desarrolla en el campo elástico y se calcula por medio de la ley de Hooke siempre y cuando la tensión de Von Mises del punto estudiado sea menor a la de fluencia del material. En caso de que se alcance la tensión de fluencia del material y la carga siga en aumento, se producen deformaciones plásticas que hacen que la tensión equivalente no supere nunca la que marca el límite elástico.

Vale aclarar que al aplicar un coeficiente isotrópico de endurecimiento al material la tensión de fluencia aumenta a medida que el mismo se deforma plásticamente, como se indica en la Figura 2.3-1.

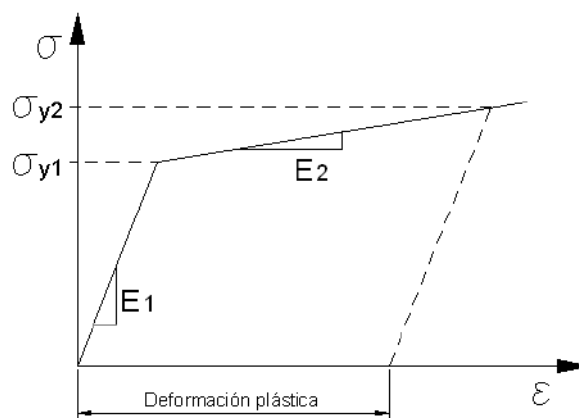


FIGURA 2.3-1 CURVA TENSIÓN VS DEFORMACIÓN. SE ILUSTRA EL ENDURECIMIENTO POR DEFORMACIÓN ISOTRÓPICO DEL MATERIAL

2.3.4 Propiedades del material

Dadas las altas temperaturas que se desarrollan durante la soldadura se debe considerar la variación de las propiedades del material con el campo térmico. Según se puede apreciar en los dos apartados anteriores las características del material a considerar son:

- Densidad
- Calor específico
- Conductividad térmica
- Coeficiente de expansión térmica
- Módulo de Young
- Tensión de fluencia
- Coeficiente de endurecimiento isotrópico
- Calores latentes de cambio de estado y de transformaciones de fase en estado sólido

2.3.5 Conclusiones

En esta sección se presentaron las herramientas teóricas que permiten describir los fenómenos desarrollados durante una soldadura. Fueron introducidas las condiciones iniciales y de contorno requeridas para resolver las ecuaciones diferenciales involucradas y se identificaron las propiedades del material a tener en cuenta.

2.4 El método de los elementos finitos

En esta sección se describe el método de elementos finitos y se presenta el software de cálculo utilizado para realizar las simulaciones.

2.4.1 Descripción del Método de los Elementos Finitos

El método de los elementos finitos es una herramienta para el estudio numérico de problemas en los que se requiere la respuesta de variables continuas definidas sobre dominios continuos.

En este método se reduce el dominio a un conjunto discreto de elementos finitos sobre los cuales se definen las propiedades del material y sus ecuaciones constitutivas. A su vez,

la variable de campo incógnita es aproximada dentro de ellos mediante polinomios en función de los valores que toma en los nodos de los elementos a través de las llamadas “funciones de interpolación” o “funciones de forma” (Ayuzo, 2010).

Estos elementos de discretización se interconectan a través de sus nodos mientras que la variable se conecta a través de sus valores nodales. Por ello se pueden obtener los “mejores” valores de la variable en los puntos de unión al resolver un conjunto de ecuaciones algebraicas simultáneas que minimizan una función dada (por ejemplo, la energía total). De este modo la incógnita objetivo del problema resulta interpolada por tramos sobre todo el dominio por tantas funciones polinómicas como elementos haya (Cook, 1995). Luego, a fines de mantener bajo control el error cometido, es importante que tanto la densidad de discretización espacial como el tipo de función de forma utilizada sean los apropiados.

Por otro lado, se debe tener en claro que, como en toda actividad humana, es posible cometer errores al generar un modelo de elementos finitos. Es por ello que la respuesta de todo modelo y estrategia utilizada al generar una simulación por medio de este método debe ser contrastada con resultados teóricos, bibliográficos y/o experimentales a fines de validar el desarrollo realizado.

2.4.2 Software de cálculo utilizado

Dado que el método de los elementos finitos involucra grandes cantidades de operaciones matemáticas es necesario aplicarlo por medio de un software de cálculo apropiado. Para ello, en el presente trabajo, se utiliza el programa Simulia Abaqus versión 10.0.

Por medio de dicho software se pueden llevar a cabo las tres etapas involucradas en el desarrollo de una simulación numérica, a saber, preprocesamiento, procesamiento, postprocesamiento. En la primera de ellas se define el modelo, su geometría, las condiciones de contorno, las características de los materiales involucrados y el proceso físico modelado. En la segunda se lleva a cabo la simulación realizando todos los cálculos involucrados en la obtención de resultados por medio del método de los elementos finitos. Mientras que en la última de ellas se analiza la respuesta obtenida comprobando su validez cuando corresponda y expresándola de la manera que el analista requiera.

2.5 Aspectos sobre el modelado numérico del proceso de soldadura

2.5.1 Introducción

En esta sección se introducen diversas recomendaciones referidas al modelado numérico del proceso de soldadura de placas delgadas recogidas de las fuentes bibliográficas consultadas.

En principio se determina el nivel de precisión requerido de acuerdo a una clasificación de uso común en el tema. Luego, se analiza el modelado de la geometría y del material de aporte y se discuten los marcos de referencia espacial aplicables. A continuación, se consideran las interacciones de campo presentes, su intensidad relativa y sus efectos sobre el procedimiento. Seguido se estudian las formulaciones aplicables y se detallan consideraciones sobre los incrementos de tiempo para la simulación. Por último se presentan las diferentes estrategias disponibles para el modelado del aporte de calor al sistema.

2.5.2 Recomendaciones para el modelado numérico de soldaduras

2.5.2.1 *Nivel de precisión*

De acuerdo a (Lindgren, 2006) el grado de simplificación aplicable al desarrollar un modelo numérico está directamente relacionado con el alcance del estudio en el cual se enmarca. En este sentido categoriza, de acuerdo a su nivel de precisión, los diversos estudios realizables en relación a sus objetivos según se puede apreciar en la Tabla 2.5-1.

1	Simulación de baja precisión. Involucra el uso de modelos simples y de bajo costo computacional destinados a su uso en etapas preliminares de diseño.
2	Simulación básica. Simulaciones realizadas sobre componentes de alta rigidez donde sólo se desea obtener los campos de tensiones y deformaciones residuales.
3	Simulación estándar. Modelos referidos a componentes flexibles donde se requieran los estados de tensiones y deformaciones transitorios y/o residuales.
4	Simulación de alta precisión. Referido a estudios donde se requieran los campos de tensiones, deformaciones y metalúrgico como función del tiempo.
5	Simulación de muy alta precisión. Simulaciones en las que se requiere conocer la respuesta del modelo en zonas cercanas a la fuente de calor y de alta temperatura.

TABLA 2.5-1 NIVEL DE PRECISIÓN BUSCADO EN LA SIMULACIÓN DE UNA SOLDADURA

De la lectura de dicha tabla se puede concluir que para cumplir con los objetivos y alcance planteados para este trabajo bastará con valerse de simulaciones de precisión estándar. Cabe mencionar aquí que por estructuras “rígidas” el autor se refiere a componentes mecánicos que no sean deformados durante la aplicación de la soldadura por las tensiones que ello genera.

Luego, en lo que sigue, se indicarán las simplificaciones que pueden ser aplicadas al modelo de acuerdo al nivel de precisión establecido.

2.5.2.2 Modelado de la geometría

En todo proceso de modelado se debe determinar la mejor forma de representar los componentes geométricos involucrados. Es decir, aquella que permita obtener la precisión buscada manteniendo en el menor nivel posible el costo computacional asociado. En este apartado se presentan y describen las posibles estrategias de discretización utilizables y se determina cual de ellas es la más apta para esta tesis.

Al momento de simular una soldadura se tienen tres posibles estrategias para modelar la geometría, representadas ellas esquemáticamente en la Figura 2.5-1.

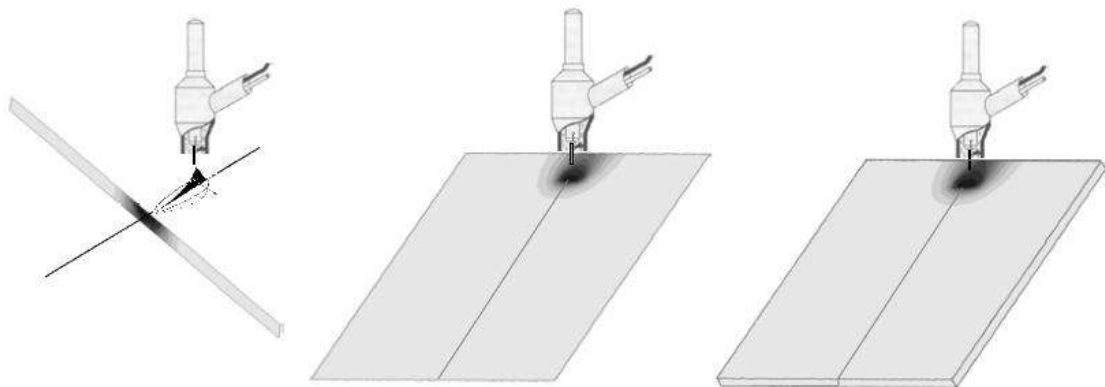


FIGURA 2.5-1 POSIBLES ESTRATEGIAS DE MODELADO DE SOLDADURA. IZQUIERDA, MODELO 2D (DEFORMACIÓN PLANA); MEDIO, MODELO DE PLACA 3D; DERECHA, MODELO SÓLIDO TRIDIMENSIONAL. (BERGLUND, 2001)

La estrategia más sencilla, ampliamente utilizada en las primeras simulaciones desarrolladas sobre el tema, consiste en modelar sólo la sección transversal de los elementos a soldar. En algunos casos, aprovechando la simetría de la estructura, esta estrategia ha sido aplicada con elementos axisimétricos pero bajo el mismo principio de

simplificación. La ventaja de este enfoque consiste en el reducido costo computacional alcanzado al minimizar la extensión de la geometría modelada. Siendo sus desventajas principales las importantes limitaciones que tiene al momento de representar geometrías complejas y el bajo nivel de precisión máxima obtenible. Es por ello que en (Lindgren, 2006) se propone limitar el uso de esta estrategia sólo a estudios donde se tenga gran tolerancia al error, que puedan servir en etapas de pre diseño y pre factibilidad o que sean utilizados con fines didácticos.

Por otro lado, el mayor grado de complejidad se alcanza al modelar las piezas como sólidos tridimensionales. De este modo se pueden obtener resultados detallados de los campos térmico y mecánico en todo el dominio para cualquier tipo de geometría. Como es de esperar, la problemática principal de esta estrategia consiste en el alto costo computacional asociado. Costo que crece notablemente a medida que aumenta el tamaño relativo de la estructura modelada respecto a la zona afectada por la soldadura. Luego, esta manera de discretización debe ser reservada a modelos de alta precisión y complejidad para cuyo desarrollo y aplicación se disponga de suficiente potencia computacional.

En un punto intermedio entre estas opciones se encuentra la de utilizar elementos de placa tridimensionales. Esta posibilidad, limitada a componentes cuya geometría presente una dimensión mucho más pequeña que las otras dos, permite la obtención de resultados de buena precisión especialmente en las zonas alejadas al cordón de soldadura. A su vez, con este tipo de elementos se pueden modelar geometrías complejas y de gran tamaño con un costo computacional relativamente bajo. Así es que, en concordancia con lo sugerido en (Lindgren, 2006) y considerando el alcance del presente trabajo, tanto en la precisión deseada como en el tipo de geometrías que abarca, se optó por utilizar elementos de placa tridimensionales.

Siguiendo con el mismo tema corresponde indicar que existe la posibilidad de vincular estas estrategias a fines de combinar sus ventajas a la vez que reducir el efecto de sus características negativas. Es en este sentido que en (Simulia, 2007) se desarrolla un modelo que utiliza elementos sólidos tridimensionales para discretizar la zona cercana a la fuente combinados con elementos de placa 3D en el resto de la estructura. De este modo se logra aumentar el nivel de detalle en la zona más comprometida a la vez que se abarca todo el sistema con un costo computacional comparativamente bajo.

A continuación se describe la aplicación del tipo de discretización elegida en el programa Abaqus.

Elementos de placa en Abaqus

De acuerdo a los manuales del software (Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc., 2007), para el modelado de procesos mecánicos de estructuras discretizables con elementos de placa se dispone de diversas opciones. Particularmente cuando no se desea considerar las variaciones de espesor producidas durante la simulación por efecto de las cargas aplicadas se deberá optar por elementos de placa delgada. Dentro de esta categoría hay dos posibilidades, a saber: elementos de placa delgada de interpolación lineal o cuadrática en desplazamientos. Los códigos de dichos elementos son S4 y S8 respectivamente cuando son cuadriláteros y S3 y S6 respectivamente cuando son triangulares.

Cabe mencionar que los elementos lineales requieren la aplicación de integración reducida para evitar que se presente el fenómeno de rigidización en su comportamiento y de bloqueo en la solución. Además, estos elementos son sensibles a la aparición del modo espurio de deformación llamado de reloj de arena con lo cual se deberán aplicar métodos para mantener sus efectos bajo control. Aplicados estos métodos los códigos de elementos lineales de forma triangular o cuadrilátera son S3R y S4R respectivamente.

Por otro lado, en caso de usar elementos cuadráticos se podrá optar por eliminar de su formulación un grado de libertad, el de las rotaciones alrededor de la normal al elemento, y aplicar integración reducida. De este modo se podrá reducir el tiempo de cálculo siempre y cuando la estructura estudiada no este sometida a torsión alrededor de dicha dirección. Para aplicar esta opción se deberán utilizar elementos codificados como STRI65 o S8R5 según los mismos tengan tres o cuatro lados respectivamente.

En lo que respecta al modelado de procesos de transferencia de calor el Abaqus permite elegir entre dos elementos de placa diferentes, estos son los DS4 y DS8. La diferencia entre ellos es que el primero utiliza funciones de forma lineales para la interpolación del campo térmico en el plano de la placa mientras que el segundo utiliza funciones de forma cuadráticas. Siendo la variación de temperaturas a través del espesor interpolada, en ambos elementos, de forma cuadrática por tramos entre el número de puntos de integración indicado en la definición de la sección.

Determinación del comportamiento de la sección del elemento de placa

Al trabajar con elementos de placa se puede elegir que el Abaqus calcule el comportamiento de la sección durante el análisis o sólo una vez al principio. La primera de estas opciones debe ser elegida cuando la simulación presenta comportamientos no lineales

a través del espesor de la sección, cuando el material varía sus propiedades a medida que se desarrolla el problema y cuando se modela un proceso de transferencia de calor. Para calcular el comportamiento de la sección en estos casos el software realiza una integración numérica en cada incremento de tiempo de simulación para cada punto de integración a través de la sección.

La Figura 2.5-2 indica la ubicación de los puntos de integración a través del espesor del elemento. Sobre estos puntos se reportarán los resultados de los modelos que incluyan elementos de placa. El programa establece, por defecto, cinco de puntos de integración, valor que puede ser modificado por el usuario, pero debe ser siempre impar. En la modificación de este parámetro se debe tener en cuenta que su valor por defecto permite representar una gran cantidad de problemas prácticos y que aumentándolo hasta nueve se pueden tener en cuenta comportamientos altamente no lineales. También se debe considerar que el costo computacional de modelo aumenta notablemente a medida que se incrementa el número de puntos de integración.

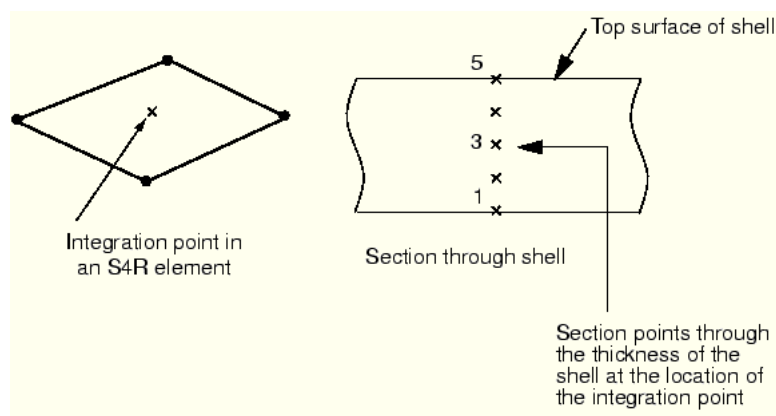


FIGURA 2.5-2 UBICACIÓN DE LOS PUNTOS DE INTEGRACIÓN A TRAVÉS DEL ESPESOR DE UN ELEMENTO DE PLACA

2.5.2.3 Material de aporte

En muchos casos, a medida que desarrolla el proceso de fabricación estudiado se aporta material a piezas a través de la pileta líquida. La manera en que esta característica es considerada modifica los resultados del estudio.

El modelado del aporte de material es considerado aquí para tres casos distintos de acuerdo a lo expresado en (Lingren, 2001). A saber, cuando se busca obtener el campo de tensiones en función del tiempo, cuando se desea obtener sólo las tensiones residuales generadas en soldaduras de pasada múltiple y cuando se busca lo mismo en soldaduras de pasada simple.

En caso que uno desee obtener la evolución temporal del campo de tensiones durante una soldadura deberá modelar la incorporación de material a las piezas a medida que avanza la

torcha. En ese caso se deberán determinar condiciones de contorno mecánicas que eviten la separación de las piezas por efecto de las tensiones térmicas y residuales actuantes en las zonas ya soldadas.

Algo similar sucede cuando uno busca obtener sólo los campos de tensiones y deformaciones residuales finales en un componente soldado en múltiples pasadas. En este tipo de procesos los campos tensiones y deformaciones residuales y las transformaciones metalúrgicas del material generadas en una pasada junto con la forma en que ella se realiza condicionan los resultados de la pasada siguiente. Por ello, para estos casos también resulta necesario actualizar la geometría a medida que avanza la torcha y determinar las condiciones de contorno mecánicas que eviten la separación de las piezas durante la soldadura.

Distinta es la situación cuando se busca obtener el campo de tensiones y deformaciones residuales en soldaduras de pasada simple. En este caso suele modelarse la geometría final desde el principio en lugar de actualizarla a medida que avanza la simulación. Esto se hace así al predecir los efectos de una soldadura realizada con o sin material de aporte sin mayores justificaciones al respecto. Ejemplos de ello son (Morejón, Quintero–Acosta, Cruz–Crespo, & Díaz–Cedré, 2011), (Kohandehghan & Serajzadeh, 2011) o (Dye, Hunziker, & Reed, 2001). Luego, esta será la estrategia adoptada en esta tesis.

2.5.2.4 Marco de referencia espacial

La manera en que se describe la evolución espacial y temporal del proceso esta vinculada con los límites de precisión del modelo. Es por ello que en esta sección se introducen las diferentes posibilidades utilizadas con ese fin hasta el momento.

En el pasado se han realizado simulaciones con objetivos similares a los de este trabajo considerando un estado llamado cuasiestático. A esta idea se llegó al observar que el perfil de temperaturas, pasado cierto tiempo, se mantiene invariable respecto a un sistema de coordenadas móvil ubicado en el centro de la fuente. Luego, en dichos estudios, ha sido posible utilizar un marco de referencia euleriano para la descripción del problema. Sin embargo, debido a las limitaciones que esta estrategia presenta al momento de describir la soldadura de geometrías reales sólo es utilizada en estudios básicos y de muy baja precisión.

Por otro lado, en estudios donde se requiera controlar el error en niveles más estrictos será necesario basar la descripción espacial en una referencia lagrangiana. Además, de acuerdo a lo establecido en (Lundbäck & Runnemalm, 2003) y (Dye, Hunziker, & Reed, 2001) cuando se utilizan elementos de placa en la discretización hay que actualizar la geometría de referencia con el tiempo para considerar las deformaciones sufridas durante la simulación. Según dichos estudios, de no hacerlo así la capacidad predictiva del modelo

quedará limitada a casos en que las piezas tengan completamente restringidos los desplazamientos en la dirección del espesor de las placas. Vale la pena mencionar que en estos casos las tensiones residuales serán de muy baja intensidad.

2.5.2.5 Modelado de las interacciones de campo

Como se indicó en la sección 2.2.3, “Descripción del proceso de soldadura y sus efectos”, la soldadura es un fenómeno complejo en el que se da la interacción múltiple de los campos térmico, mecánico y metalúrgico. Aquí se aborda este tema desde el punto de vista del modelado numérico. Para ello se hace foco en la intensidad relativa de las interacciones y en la manera adecuada de considerarlas dentro de una simulación.

Para comenzar el estudio se presenta en la Figura 2.5-3 y la Tabla 2.5-2 un resumen de las interacciones mencionadas.

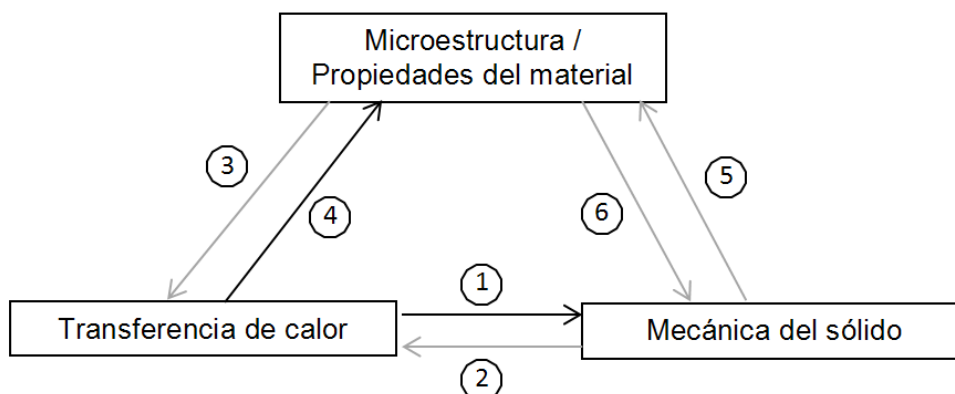


FIGURA 2.5-3 INTERACCIONES EN EL PROCESO DE SOLDADURA. LAS FLECHAS EN GRIS INDICAN ACOPLE LEVE. (LINDGREN, 2006)

Ref	Interacción
1	La dilatación térmica impulsa la deformación del material.
2	La deformación plástica del material genera una pequeña cantidad de calor por disipación. Mientras que el calor producido por deformación elástica es completamente despreciable.
3	Los calores latentes de cambio de fase en estado sólido afectan la distribución del campo térmico.
4	El campo térmico afecta la microestructura y las propiedades del material.
5	La deformación afecta la microestructura del material.
6	Los cambios en la microestructura generan dilataciones localizadas del material.

TABLA 2.5-2 REFERENCIAS DE LA FIGURA 2.5-3

Estas interacciones y acoples se encuentran en toda soldadura, sin embargo algunos tienen efectos más importantes que otros. En principio el acople 2 es de tipo débil y su cuantificación requiere de estudios de gran precisión. De hecho, las dificultades que surgen al momento de obtener datos numéricos confiables de los procesos físicos desarrollados en la pileta líquida y de la manera en que la energía es introducida a las piezas hace que dicha interacciones no sea modelada en los estudios de precisión estándar.

Respecto al acople 3, es común que se lo considere aumentando el calor específico en el rango de temperaturas en que aparece dicho fenómeno.

Los acoples 5 y 6 sólo son considerados expresamente en estudios donde se requiera obtener un seguimiento de la variación en las características microestructurales del material. Mientras que en aquellos cuyos alcances impliquen un nivel de precisión menor suele omitirse el acople 5 y tener en cuenta el 6 modificando el coeficiente de dilatación térmica del material (Lindgren, 2006).

Luego, los acoples 1 y 4 son los más importantes y comandan, en gran medida, los resultados del proceso. Por ello se puede decir que existe un acople unidireccional, es decir, las variaciones en el campo térmico tienen efecto sobre el campo mecánico pero lo inverso no ocurre. Así, es posible realizar una simulación secuencial en la que primero se obtenga la distribución de temperaturas en todo el modelo y para todo tiempo y luego se lo imponga como campo externo en el análisis mecánico del cual se obtendrán los campos de tensiones y deformaciones buscados.

Implementación en Abaqus

Al momento de simular procesos donde haya presente un acople secuencial entre los campos térmico y mecánico utilizando el programa Abaqus corresponde tener en cuenta ciertas consideraciones que son presentadas a continuación.

Para transferir el campo de temperaturas obtenido del análisis térmico al modelo mecánico se lo debe aplicar como un campo predefinido. En el caso de modelos discretizados con elementos de placa este campo se transfiere como un valor para cada punto a través de la sección en cada nodo y es, luego, interpolado sobre el resto del modelo mecánico en base a estos valores. Dicha interpolación es lineal en el plano de la placa y cuadrática en el espesor. Por lo anterior, al generar ambos modelos, se debe indicar que el número de puntos en que se toma la temperatura sobre el espesor sea igual al número de puntos de integración.

Por otro lado, en general, los modelos entre los que se realiza la transferencia de datos pueden tener mallados diferentes tanto en distribución y densidad como en el orden de interpolación de los elementos. Lamentablemente, la interpolación de temperaturas sobre el modelo mecánico para mallados que difieran, respecto al modelo térmico asociado, en la cantidad y distribución de elementos introduce niveles importantes de error a la transferencia. Por ello, en el presente trabajo se utilizarán mallados de igual distribución y número de elementos para ambos modelos.

Al analizar otro aspecto del mismo tema, en el manual del software, se sugiere utilizar, para estudios secuencialmente acoplados, elementos de interpolación lineal para el campo de temperaturas e interpolación cuadrática para el campo de desplazamientos. Esto es porque el campo de temperaturas así obtenido, proporcional al cual será el campo de deformaciones térmicas, es consistente con la interpolación de deformaciones que permiten los elementos mecánicos cuadráticos. Hay que recordar aquí que los elementos de interpolación cuadrática en desplazamientos interpolan linealmente las deformaciones.

Finalmente, otra cuestión a tener en cuenta es que cuando se impone un campo térmico a un modelo mecánico el análisis de este último requerirá del campo de temperaturas en ciertos momentos de tiempo. Estos momentos, en general, no se corresponden con aquellos en los que se han reportado los resultados del análisis de transferencia de calor. Cuando se dan estas condiciones Abaqus interpola el campo de temperaturas linealmente entre los tiempos en los que el mismo se encuentra definido. Luego, es importante tener en cuenta el error de interpolación temporal al momento de determinar el intervalo de tiempo con que se reportarán los resultados del campo de térmico al archivo de salida.

2.5.2.6 Diferentes formulaciones

Al utilizar el Abaqus se podrá optar entre dos formulaciones distintas para llevar a cabo la simulación. Estas son la implícita y explícita llamadas así en función de cómo se expresa en ellas la variable tiempo. El modo implícito, el único que permite simular procesos de transferencia de calor, tiene las ventajas de ser incondicionalmente estable y de disponer de una mayor variedad de tipos de elementos. Sin embargo, su uso está limitado por la intensidad y cantidad de no linealidades involucradas en el proceso analizado. Otra característica de esta formulación es que al aplicarla a simulaciones mecánicas los modelos involucrados deben tener restringidos todos los posibles movimientos de cuerpo rígido.

Por otro lado, el modo explícito, que puede incluir tantas y tan graves desviaciones del comportamiento lineal como se desee, presenta la característica de ser condicionalmente estable. Estando este condicionamiento limitado por el tamaño del paso de tiempo elegido para la simulación. Además, para el uso de esta formulación sólo hay disponibles elementos de interpolación lineal. Cabe mencionar, también, que al aplicar esta formulación a

simulaciones mecánicas no será necesario restringir los posibles desplazamientos y rotaciones de cuerpo rígido.

En esta tesis se utilizará la formulación implícita para modelar el proceso de transferencia de calor por ser ella la única disponible. Mientras que para el modelado mecánico se aplicará la formulación implícita para poder utilizar elementos de segundo orden salvo que la intensidad de las no linealidades presentes imposibilite su uso. Si ello sucediera se recurrirá a la formulación explícita.

2.5.2.7 Incremento de tiempo mínimo en estudios de transferencia de calor

En los manuales de Abaqus se establece que en los análisis transitorios de transferencia de calor realizados con elementos de interpolación cuadrática existe un incremento de tiempo mínimo por debajo del cual surgirán oscilaciones espurias en el campo térmico. Este límite se establece como:

$$\Delta t > \frac{\rho c}{6k} \Delta l^2, \quad \text{Ec. 2.5.2-1}$$

donde:

- Δt : Incremento de tiempo.
- Δl : Dimensión característica de un elemento.
- ρ : Densidad.
- c : Calor específico.
- k : Conductividad térmica

En análisis transitorios realizados con elementos de primer orden no se presentarán dichas oscilaciones. No obstante lo cual, podrán surgir errores localizados en el cálculo del flujo de calor si se utilizan incrementos menores al límite mencionado.

En caso de que el análisis requiera incrementos de tiempo menores deberá reducirse el tamaño de los elementos aumentando la densidad de la malla.

2.5.2.8 Incremento de tiempo en la formulación mecánica explícita

La formulación explícita es condicionalmente estable en función del máximo incremento de tiempo con que se avanza en la simulación. En esta sección se analiza brevemente este aspecto y se presenta una herramienta que permite aumentar el máximo incremento de tiempo estable.

Abaqus determina el incremento a utilizar en base a una estimación por defecto de acuerdo al mínimo tiempo que tarda en desplazarse una onda de dilatación mecánica a través de un elemento del modelo:

$$\Delta t \approx \frac{L_{min}}{c_d}, \quad \text{Ec. 2.5.2-2}$$

donde:

- L_{min} : Menor dimensión del elemento más pequeño de la malla (sin tomar en cuenta el espesor de los elementos de placa).
- c_d : Velocidad de la onda de dilatación.

La velocidad de la onda de dilatación es obtenida por medio de las constantes de Lamé como:

$$c_d = \frac{\overline{\lambda+G}}{\rho}. \quad \text{Ec. 2.5.2-3}$$

Entonces, el incremento de tiempo utilizado estará limitado por la siguiente inecuación:

$$\Delta t < \min L_e \frac{\overline{\rho}}{\lambda+G}, \quad \text{Ec. 2.5.2-4}$$

donde el mínimo es tomado sobre todos los elementos de la malla y L_e es la longitud característica de un elemento.

Luego, si paso de tiempo permaneciera constante al simular un evento de duración T segundos, el número de incrementos requeridos para completar la simulación sería $n = \frac{T}{\Delta t}$, o sea:

$$n \approx T * \max \frac{1}{L_e} \frac{\overline{\lambda+G}}{\rho}. \quad \text{Ec. 2.5.2-5}$$

Por lo todo lo anterior es que escalando la masa del modelo se puede aumentar el paso de tiempo estable y así reducir el costo computacional y tiempo de cálculo requeridos para

llevar a cabo una simulación. De hecho si se aumenta la masa por un factor de f^2 se reduce el número de incrementos necesarios para completar la simulación de n a n/f .

Sin embargo, la estrategia de escalar la masa debe ser utilizada con cuidado puesto que en la misma proporción que aumenta ella, se incrementan las fuerzas de inercia en la simulación lo cual modifica la respuesta obtenida.

Este efecto debe tenerse particularmente en cuenta al aplicar el escalado en problemas cuasiestáticos resueltos por medio de una formulación explícita a fines de poder incorporar fuertes no linealidades al modelo. En estos casos debe monitorearse la energía cinética durante la simulación teniendo en cuenta que nunca supere el 10 % de la energía interna. Si en algún momento así lo hiciera, deberá reducirse el escalado utilizado para mantener bajo control el error incorporado por las fuerzas de inercia.

Finalmente, corresponde mencionar que el Abaqus dispone de diversas opciones para indicar el escalamiento de la masa a imponer en una simulación. De todas ellas la elegida para utilizar en esta tesis es aquella que permite introducir el incremento de tiempo estable máximo. Con esta información el programa establece automáticamente, cada un número de incrementos dado por el usuario, el escalado necesario para cumplir la condición impuesta. De esta forma, el indicar un intervalo de tiempo estable máximo mayor implicará utilizar un factor de escalamiento de masa mayor.

2.5.2.9 Modelado de la fuente de calor

En la soldadura TIG se realiza un aporte de calor intenso y localizado. Luego, a partir del mismo, se desarrollan una serie de procesos que terminan, en última instancia, con la deseada unión de las piezas. Por ello resulta fundamental determinar de qué manera se modelará este aporte energético. En este apartado se mencionan algunas opciones utilizadas a este fin en diversos estudios y se determina cual se aplicará en esta tesis. Luego se profundiza en la descripción de la opción elegida y se describe la forma en que se simulará el movimiento de la fuente.

Es razonable asumir que toda la energía eléctrica del arco se convierte en energía térmica. Pero no toda la energía térmica es utilizada para incrementar la temperatura del electrodo y la pieza, una parte de esta energía se disipa (pérdidas hacia el ambiente, calentamiento del gas de protección, etc.). Además la incorporación de calor a las piezas depende, en gran medida, del comportamiento de la piletta líquida. Dentro de ella se desarrollan procesos físicos de gran complejidad y de difícil medición y modelado. Entre los mismos se puede mencionar la vaporización de componentes de aleación y la fuerte agitación del material fundido generada por efecto del campo electromagnético del arco. Por ello, según lo expresado en (Lingren, 2001) y (Yaghi & Becker, 2004), es de uso común la imposición de

una fuente de calor distribuida que tenga en cuenta el flujo energético neto introducido a los componentes, definido el mismo como:

$$Q = \eta E I,$$

Ec. 2.5.2-6

donde:

- Q : Calor neto introducido a la pieza de trabajo
- η : Rendimiento del procedimiento de soldadura
- E : Voltaje medido en la fuente de la soldadora
- I : Corriente medida en la fuente de la soldadora

De este modo se logra simplificar notablemente el modelado, quedando el nivel de precisión condicionado a la aptitud de la estrategia elegida para la descripción de dicho proceso y el nivel de aproximación con que se conocen los parámetros que la determinan.

Además se deberá considerar cual es la mejor manera de modelar la pileta líquida. De acuerdo a (Lingren, 2001), en los estudios de precisión estándar, se suele recurrir a una serie de simplificaciones según las cuales la zona de alta temperatura es considerada como un sólido de baja rigidez y límite elástico y alta conductividad térmica. Esto se hace a fines de poder representar con un modelo sencillo su baja resistencia mecánica y la fuerte agitación del fluido de la pileta líquida.

En relación con lo anterior (Dye, Hunziker, & Reed, 2001) plantea la posibilidad de reducir el coeficiente de expansión térmica del material para temperaturas superiores a la de fusión. El objetivo de ello es reducir las deformaciones plásticas espurias que podrían generarse en la pileta líquida al modelarla de la manera en que se indicó en el párrafo anterior.

La forma de representar los efectos térmicos del arco de soldadura ha evolucionado con el tiempo. Las estrategias utilizadas han ganado complejidad a medida que la potencia de los computadores y la experiencia acumulada han permitido profundizar los estudios numéricos del procedimiento de soldadura.

En un principio se desarrollaron modelos extremadamente simples que consideraban a la fuente concentrada en un punto o uniformemente distribuida sobre una línea o superficie. Luego se desarrollaron herramientas que utilizaron distribuciones no uniformes de calor sobre una superficie. En ellas la forma de la superficie de aplicación y las características de la distribución asignada se obtuvieron a partir de la forma de la pileta líquida, evidenciada ella por las transformaciones metalúrgicas desarrolladas en el proceso. Avances posteriores incluyeron estrategias que consideraron a la fuente distribuida de manera uniforme y no uniforme sobre recintos volumétricos logrando de esta manera tener en cuenta de forma

más detallada el ingreso de calor en cada tipo de soldadura. Ejemplos de esto son la fuente doble elipsoidal desarrollada en (Goldak & Akhlaghi, 2005) y la fuente cónica utilizada en el modelado de soldaduras por rayo de electrones.

En los últimos tiempos se ha podido avanzar aún más en la comprensión de la forma en que el calor se transmite desde el arco a la pieza. A tal fin se han realizado estudios numéricos que tienen en cuenta las interacciones entre los campos térmico, electromagnético, fluidodinámico y metalúrgico a medida que avanza la unión de las piezas (David, DebRoy, Dupont, Koseki, & Smartt, 2009).

Ahora bien, es tarea del ingeniero, al momento de realizar un determinado análisis, elegir la estrategia que mejor se condice con los objetivos propuestos y conlleva el menor costo, en este caso computacional, posible. Luego, teniendo en cuenta que en el presente trabajo se busca obtener los campos de tensiones y deformaciones residuales, se utilizará una fuente de distribución gaussiana aplicada sobre una de las superficies de la placa en concordancia con lo realizado en (Vincent, 2011).

Fuente superficial de distribución Gaussiana

En la Figura 2.5-4 se muestran la representación gráfica de la fuente de calor utilizada, cuya la fórmula matemática es:

$$q(r) = q_m e^{-\frac{r^2}{2\sigma^2}}, \quad \text{Ec. 2.5.2-7}$$

donde:

- q_{max} : Calor por unidad de área máximo
- σ : Dispersión de la curva gaussiana
- r : Distancia radial al punto de aplicación de la máxima potencia por unidad de área (centro de la gaussiana)

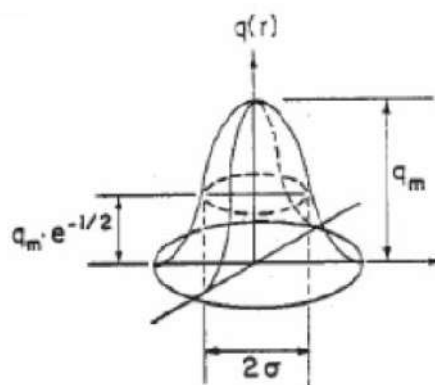


FIGURA 2.5-4 FUENTE DE CALOR DE DISTRIBUCIÓN GAUSSIANA (EAGAR & TSAI, 1983)

Ahora bien, para un dado tipo de soldadura, el valor q_m (Figura 2.5-4) está relacionado con la potencia aplicada por la fuente. De hecho, de acuerdo al desarrollo expresado en (Vincent, 2011), la expresión matemática de esta relación es:

$$q_m = \frac{\eta E I}{2\sigma^2\pi}, \quad \text{Ec. 2.5.2-8}$$

donde:

- η : Rendimiento del procedimiento de soldadura
- E : Voltaje medido en la fuente de la soldadora
- I : Corriente medida en la fuente de la soldadora
- σ : Dispersión de la gaussiana

Por otro lado, según lo determinado en (Goldak & Akhlaghi, 2005), (Eagar & Tsai, 1983) y otros, la dispersión de una fuente distribuida de acuerdo a una gaussiana está relacionada con su diámetro de efecto. De hecho, estos autores coinciden en que el radio de la fuente es igual a 2.45 dispersiones de la distribución. A esa distancia del centro la potencia por unidad de área aplicada se reduce al 5% de la máxima como se esquematiza en la Figura 2.5-5.

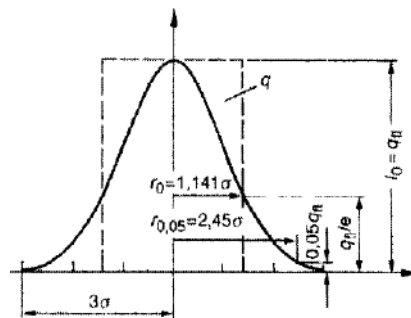


FIGURA 2.5-5 RADIO EFECTIVO DE LA FUENTE DE CALOR (GOLDAK & AKHLAGHI, 2005)

Por otro lado, es importante determinar cual debe ser la densidad mínima de elementos de discretización que permita describir adecuadamente la distribución gaussiana de calor. A este respecto, en (Goldak & Akhlaghi, 2005), se indica que deberá haber, al menos, diez elementos de interpolación lineal en temperaturas bajo un diámetro de la fuente. Luego, en esta tesis se utilizará un mallado de cuadriláteros cuyos elementos tengan un tamaño igual a media dispersión de la fuente y se la modificará sólo si los resultados obtenidos así lo justifiquen.

Finalmente la descripción analítica de la fuente de calor resulta:

$$q(r) = \frac{\eta E I}{2\sigma^2\pi} e^{-\frac{r^2}{2\sigma^2}}, \quad \text{Ec. 2.5.2-9}$$

Se debe tener en cuenta que el voltaje y corriente de soldado se obtienen directamente de la fuente de potencia eléctrica de la TIG, mientras que el rendimiento y la dispersión deben ser establecidos a partir de información bibliográfica o de resultados experimentales.

Corresponde mencionar aquí que la estrategia elegida para considerar el aporte de calor tiene la versatilidad de permitir modelar diversos procedimientos de soldado, no sólo el TIG. En la Figura 2.5-6 se muestra la forma en que está curva podrá representar la energía introducida en soldaduras por gas o por arco. Se puede apreciar que para la primera se utiliza una distribución de baja intensidad máxima aplicada sobre una gran área mientras que la segunda involucra una intensidad mayor sobre un área menor. En el mismo sentido, las curvas correspondientes a la soldadura por laser o rayo de electrones serán de mayor intensidad aún y estarán concentradas en áreas más pequeñas.

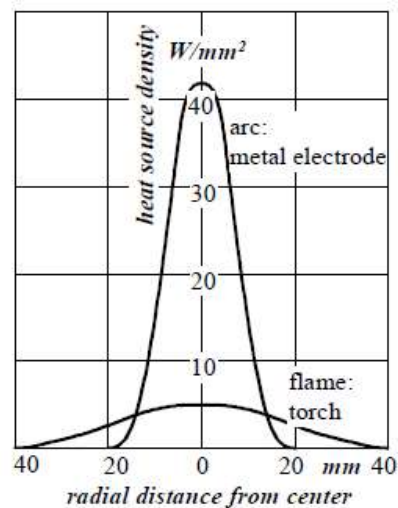


FIGURA 2.5-6 CURVA DE DISTRIBUCIÓN DE DENSIDAD DE CALOR PARA SOLDEO CON ARCO ELÉCTRICO Y GAS CON IGUAL CALOR NETO INTRODUCIDO ($Q = 97. \text{ kW}$) (PILIPENKO, 1980)

Desplazamiento de la fuente de calor

Para modelar una soldadura es necesario establecer una manera de desplazar la fuente a lo largo del cordón de soldadura. De acuerdo a la información recolectada al respecto, existen dos estrategias que cumplen este objetivo:

La primera consiste en activar y desactivar de forma sucesiva e instantánea una serie de fuentes iguales ubicadas sobre el camino de soldadura. Si bien esto ha sido realizado en algunos estudios tempranos sobre el tema, actualmente se ha dejado de lado. La razón de ello es que acarrea ciertos problemas en la simulación de elementos finitos debido a que conlleva el desarrollo de derivadas infinitas en el análisis térmico al momento de cambiar de una fuente a la siguiente.

La otra manera de simular el desplazamiento es en todo igual a la anterior salvo porque la activación de las fuentes se da de acuerdo a alguna función del tiempo y no de manera instantánea. Así se logran suavizar las variaciones en el calor aplicado y eliminar los problemas de la opción anterior. Vale la pena aclarar que al aplicar esta estrategia se genera una fuente móvil efectiva con una posición y potencia efectiva resultado de la suma de las fuentes base activas en cada momento.

En el presente trabajo se aplicará la segunda estrategia descrita, utilizando el tipo de fuente elegido en el apartado anterior, en concordancia con lo realizado en (Vincent, 2011). Esta estrategia se describe a continuación y se analiza posteriormente en la sección 3.2.3.

Las curvas de activación de cada fuente base debe ser generadas de manera tal que cada una de ellas se encuentre totalmente activada cuando se quiera que la posición de la fuente efectiva móvil coincida con la de alguna de las fuentes base. En momentos inmediatamente anteriores y posteriores a ese, la distribución en cuestión, se encontrara parcialmente activada junto con la que la precede o la sucede sobre el camino de soldadura, respectivamente. O sea, si llamamos paso (p) a la distancia entre dos gaussianas sucesivas A y B (ver Figura 2.5-7), la distribución B deberá estar completamente activada T segundos después que lo haya estado la A. Siendo el valor de dicho intervalo de tiempo:

$$T = \frac{p}{V_s}, \quad \text{Ec. 2.5.2-10}$$

donde:

- V_s : Velocidad de desplazamiento de la fuente.
- T : Período del desplazamiento de la fuente.

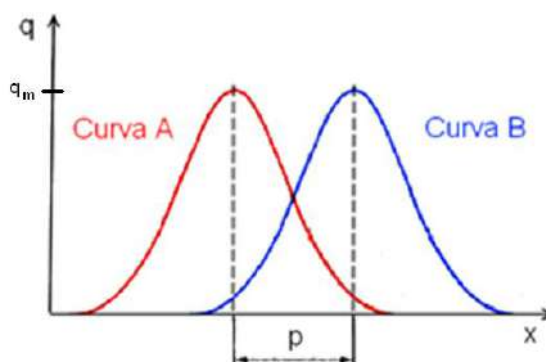


FIGURA 2.5-7 CORTE DE LAS GAUSSIANAS A Y B SEGÚN EL CAMINO DE SOLDADURA

Ahora bien, siendo que se desea mantener constante la potencia de la fuente efectiva y que las fuentes base son lineales con dicho parámetro, las funciones de activación y desactivación deben ser complementarias siendo su suma constante en el tiempo. Así, considerando lo anterior, se aplicará la estrategia más sencilla disponible, es decir, funciones de activación lineales. Estas funciones se pueden apreciar en la Figura 2.5-8.

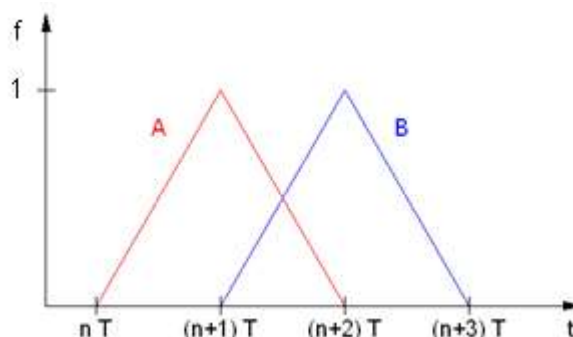


FIGURA 2.5-8 FUNCIONES DE ACTIVACIÓN DE LAS GAUSSIANAS A Y B

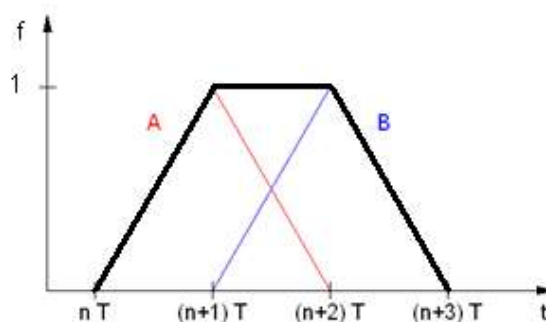


FIGURA 2.5-9 MULTIPLICADOR EFECTIVO A LA POTENCIA APLICADA

Como se ve en la Figura 2.5-9 la estrategia elegida presenta un transitorio inicial y uno final en los cuales la potencia efectiva pasa de cero al valor determinado por las fuentes base al principio y viceversa al final. Esto simula el acercamiento y alejamiento de la torcha al iniciar y concluir la soldadura respectivamente. En la misma figura también se puede apreciar que la potencia efectiva se mantiene constante entre los momentos que limitan los transitorios, es decir, mientras se avanza sobre el camino de soldadura.

Por otro lado, esta estrategia para el desplazamiento de la fuente produce variaciones en la forma de la fuente efectiva aunque según (Lindgren, 2006) puede ser aplicada sin problemas mientras el paso del desplazamiento sea inferior al radio de las fuentes base.

Parámetros de soldadura

En base a lo expuesto en este apartado se concluye que se deberá determinar el valor de los siguientes parámetros para cada soldadura simulada:

- Velocidad de desplazamiento de la fuente de calor
- Potencia neta introducida a las piezas
- Dispersión de la fuente

2.5.3 Conclusiones

Las recomendaciones presentadas en esta sección fueron de gran utilidad al momento de determinar las simplificaciones aplicadas al modelado y sirvieron de base para el desarrollo de la estrategia objetivo de esta tesis. A continuación se presenta un resumen de las decisiones tomadas en base a las recomendaciones discutidas. El orden en que ellas están listadas se corresponde con el orden en que fueron presentadas anteriormente.

- Los objetivos y alcance de la tesis determinan que el nivel de precisión buscado sea de tipo estándar en la clasificación establecida en (Lindgren, 2006)
- Discretizar la geometría de los componentes utilizando elementos de placa.
- Integrar la sección de los elementos durante el análisis en cinco puntos a través del espesor.
- Modelar la geometría de los componentes como si estuviesen unidos desde el principio de la simulación.
- Utilizar un marco de referencia lagrangiano y actualizar la geometría base con el tiempo. Esto se hará a fines de considerar los efectos que la deformación de los componentes durante el proceso tiene en la forma de aplicación de las cargas.
- Aplicar un enfoque de acople secuencial simulando primero el proceso de transferencia de calor y aplicando luego sus resultados al análisis mecánico del cual se obtendrán las tensiones y deformaciones residuales.
- Tener en cuenta los cambios de volumen debidos a cambios de fase en estado sólido modificando el coeficiente de expansión térmica en función de la temperatura.
- Utilizar mallados de igual distribución y número de elementos para los modelos térmico y mecánico.
- Utilizar elementos de interpolación lineal para el campo de temperaturas e interpolación cuadrática para el campo de desplazamientos.

- Indicar que el número de puntos en que se toma la temperatura sobre el espesor sea igual al número de puntos de integración.
- Tener en cuenta el error de interpolación temporal al momento de determinar el intervalo de tiempo con que se reportan los resultados del estudio térmico al archivo de salida.
- Utilizar la formulación implícita para simular la transferencia de calor en el modelo, dado que esa es la única opción disponible.
- Determinar el mínimo incremento de tiempo en el análisis térmico transitorio de modo tal que se cumpla la inecuación: $\Delta t > \frac{\rho c}{6k} \Delta l^2$
- Utilizar la formulación implícita para realizar el análisis mecánico salvo que la intensidad de las no linealidades presentes determinen el uso de la explícita.
- En caso de utilizar la formulación explícita para el análisis mecánico se podrá escalar la masa para aumentar el máximo paso de tiempo estable. Se deberá tener en cuenta que si se aumenta la masa por un factor de f^2 se reduce el número de incrementos necesarios de n a n/f .
- En caso de utilizar la herramienta de escalado de la masa deberá monitorearse la energía cinética durante la simulación teniendo en cuenta que nunca supere el 10 % de la energía interna. Si en algún momento así lo hiciera, deberá reducirse el escalamiento impuesto para mantener bajo control el error incorporado por las fuerzas de inercia.
- Modelar la introducción de energía a las piezas producida por el arco eléctrico por medio de una fuente de calor móvil distribuida sobre una superficie circular de acuerdo a una gaussiana bidimensional.
- Modificar las propiedades del material imponiendo una baja tensión de fluencia y modulo de Young y alta conductividad a altas temperaturas para considerar el comportamiento mecánico de la piletta líquida y la alta agitación del fluido que la compone.
- Reducir, con criterio, el coeficiente expansión térmica a temperaturas superiores a la de fluencia del material para evitar el desarrollo de deformaciones permanentes espurias en la piletta líquida debido a las modificaciones sugeridas en el ítem anterior.
- Simular el movimiento de la fuente de calor de acuerdo a la estrategia desarrollada en (Vincent, 2011).
- Utilizar un mallado cuya densidad permita ubicar, al menos, diez elementos de interpolación lineal en temperaturas bajo la fuente de calor.

2.6 Conclusiones

En este capítulo se presentaron conceptos respecto al proceso de soldadura, su estudio teórico y su modelado numérico. Se incluyeron, dentro de esta última categoría, recomendaciones prácticas obtenidas de múltiples fuentes bibliográficas respecto a la generación de modelos numéricos de soldadura.

Los elementos aportados en este capítulo sirvieron para establecer el marco general del trabajo sobre el cual se avanzará luego para cumplir los objetivos planteados.

3 Verificación y calibración de las herramientas de modelado

3.1 Introducción

En este capítulo se realizan diversos estudios sobre las herramientas que luego serán utilizadas para simular el proceso de soldadura. Los objetivos planteados son, para algunas de ellas, comprender la manera en que se las utiliza en el software Abaqus y, para todas ellas, calibrar sus parámetros en forma eficiente para la aplicación de interés.

Los estudios incluidos en esta sección son:

- Comprobación del modelado de transferencia de calor por conducción y convección.
- Comprobación del modelado de transferencia de calor por radiación.
- Análisis sobre las consecuencias de la estrategia de movimiento de la fuente de calor.
- Determinación de la mejor manera de considerar los calores latentes de cambio de fase y de estado.
- Comprobación de la herramienta de acople termomecánico.
- Estudio del comportamiento elastoplástico de los elementos de placa a través de su espesor.

3.2 Estudios realizados

3.2.1 Transferencia de calor por conducción y convección

Introducción

Se estudia teóricamente la disipación de calor que ocurre en una superficie extendida sometida a temperatura constante en un extremo, a pérdida de calor nula en el otro y por convección hacia un fluido desde sus superficies mayores. A continuación se modela el mismo proceso utilizando el método de los elementos finitos y, finalmente, se comparan ambos resultados para obtener una estimación de error cometido durante la simulación.

Solución teórica

Las Figura 3.2-1 y Figura 3.2-2 introducen la geometría y condiciones generales del problema. Cabe mencionar que se considera una placa lo suficientemente larga como para que la temperatura en el extremo libre sea igual a la temperatura en el seno del fluido en el que está inmersa.

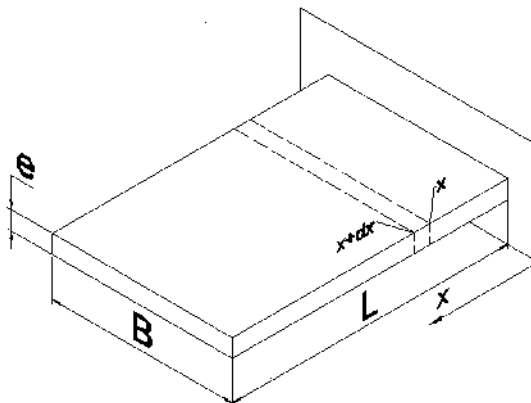


FIGURA 3.2-1 GEOMETRÍA ESTUDIADA Y SISTEMA DE COORDENADAS UTILIZADO

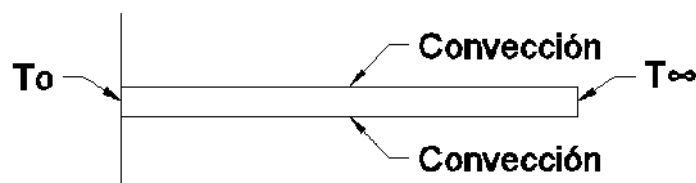


FIGURA 3.2-2 CONDICIONES DE CONTORNO Y ZONAS DE CONVECCIÓN

Simplificaciones aplicadas en la solución teórica del problema:

- Relación de aspecto L/e grande
- Temperatura constante a través del espesor de la placa y sólo función de la variable x

Tomando en cuenta estas hipótesis se puede considerar al problema como unidimensional y plantear que el calor que entra por conducción a un diferencial de volumen ($dV=A \cdot dx$) es igual al que sale por convección.

El calor transmitido por conducción a través del volumen diferencial vale (Özsisik, 1979):

$$Q = - KA \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_x - KA \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x+dx} , \quad \text{Ec. 3.2.1-1}$$

donde:

- K : Conductividad térmica
- A : Área transversal al flujo de calor
- T : Temperatura

El calor transmitido por convección desde la superficie del volumen diferencial al espacio infinito circundante vale:

$$Q = hA_c(T_s - T_\infty), \quad \text{Ec. 3.2.1-2}$$

$$Q = hPdx(T_s - T_\infty), \quad \text{Ec. 3.2.1-3}$$

donde:

- h: Coeficiente pelicular
- A_c : Área sometida a convección
- P: Perímetro del área perpendicular a dx

Igualando y operando se llega a la ecuación diferencial de transmisión de calor a través de una aleta de área transversal y perímetro constantes:

$$\frac{d^2T}{dx^2} + \frac{hP}{KA} T_\infty - T_x = 0, \quad \text{Ec. 3.2.1-4}$$

donde:

- T_∞ : Temperatura en el seno del fluido
- T_x : Temperatura de la placa en la posición x

A continuación se listan las condiciones de contorno a aplicar para resolver la ecuación diferencial antes expresada:

- Temperatura constante en un extremo (X=0):

$$T_{(0)} = T_0. \quad \text{Ec. 3.2.1-5}$$

- Temperatura contante e igual a la del seno del fluido en el otro extremo (X=L):

$$T_{(L)} \approx T_\infty. \quad \text{Ec. 3.2.1-6}$$

Luego, aplicando las condiciones de contorno a la ecuación diferencial y operando se llega a la siguiente solución general para el campo de temperaturas:

$$T_x = T_0 e^{-x \sqrt{\frac{hP}{KA}}}. \quad \text{Ec. 3.2.1-7}$$

Solución por el método de los elementos finitos

Para modelar el proceso se utiliza una placa discretizada con 250 elementos cuadrados de placa de transferencia de calor de interpolación lineal en temperaturas (DS4). Se deben imponer condiciones de temperatura T_0 en un extremo de la placa ($X=0$) y temperatura T_∞ al otro ($X=L$) y de convección con temperatura de fluido T_∞ a las superficies positiva y negativa. El cálculo se realiza en un paso estacionario de tipo "transferencia de calor" aplicando las condiciones de contorno en veinte incrementos lineales.

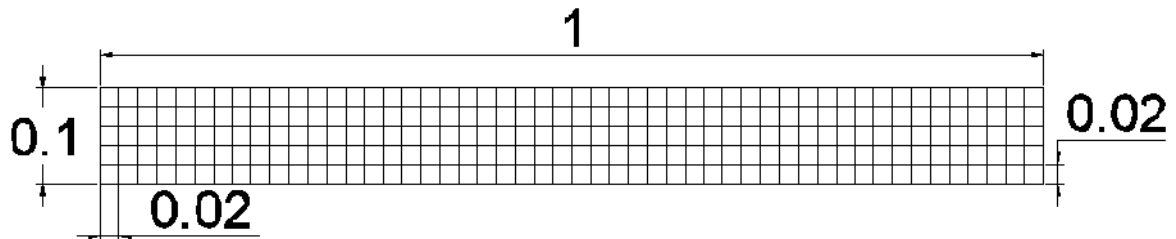


FIGURA 3.2-3 DIMENSIONES Y DISCRETIZACIÓN ESPACIAL IMPUESTAS

En la Figura 3.2-3 se presentan las dimensiones utilizadas para generar la placa y los elementos de discretización. A continuación se introducen los parámetros y propiedades necesarias para la solución del caso particular estudiado.

- $L = 1 \text{ m}$
- $B = 0.1 \text{ m}$
- $e = 0.01 \text{ m}$
- $T_0 = 1000 \text{ }^\circ\text{C}$
- $T_\infty = 0 \text{ }^\circ\text{C}$
- $h = 10 \frac{\text{W}}{\text{ }^\circ\text{C m}^2}$
- $K = 50 \frac{\text{W}}{\text{ }^\circ\text{C m}}$

Presentación de resultados y discusión

En la Figura 3.2-4 se presentan los perfiles de temperaturas obtenidos por los métodos teórico y de elementos finitos. Luego, en la Figura 3.2-5 se grafica el error porcentual relativo a la media aritmética de las temperaturas T_0 y T_∞ .

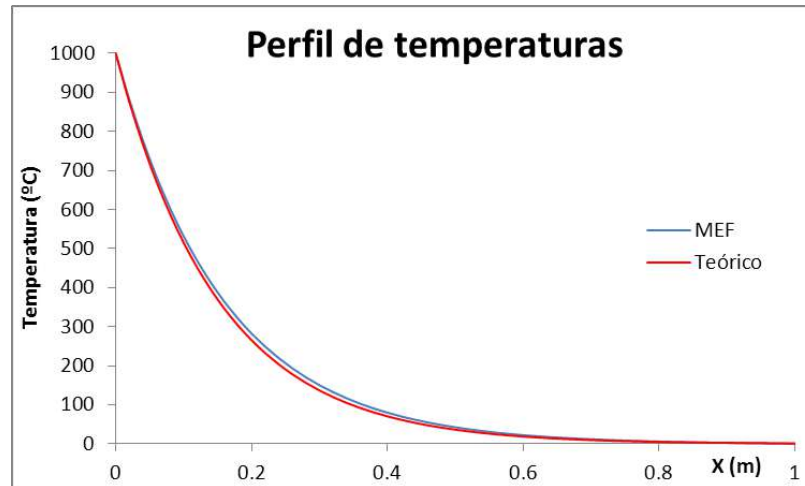


FIGURA 3.2-4 PERFILES DE TEMPERATURAS OBTENIDOS POR EL MÉTODO DE LOS ELEMENTOS FINITOS Y MÉTODO TEÓRICO

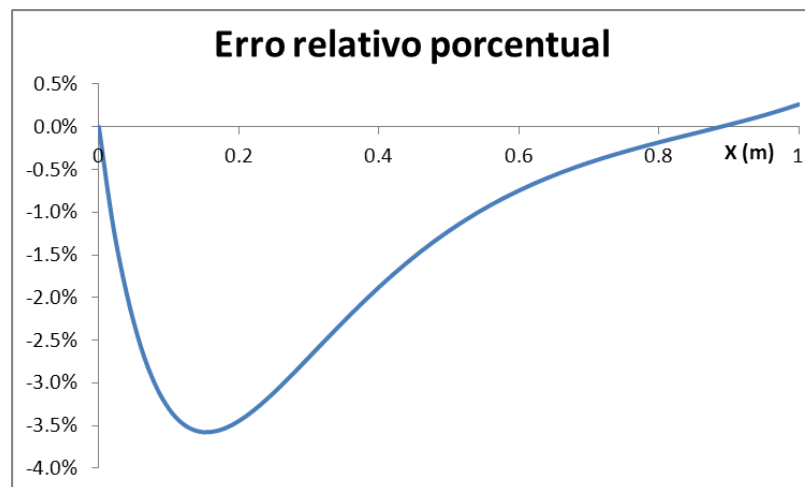


FIGURA 3.2-5 ERROR PORCENTUAL RELATIVO A LA TEMPERATURA MEDIA

El bajo error obtenido permite aceptar como válida la solución del problema e inferir que el modelo de elementos finitos ha sido generado de manera correcta.

3.2.2 Transferencia de calor por radiación

Introducción

Se estudia teóricamente la transferencia de calor por radiación en estado estacionario desde una superficie de una placa delgada hacia el ambiente mientras la otra se mantuvo a una temperatura superior a la ambiental. Luego se modela el mismo proceso y se comparan los resultados a fin de obtener una estimación del error cometido. El objetivo de la realización de este modelo es comprender el funcionamiento de los procesos de conducción a través del espesor de una placa y de radiación hacia el ambiente en el programa Abaqus.

Descripción del problema

En la Figura 3.2-6 se presenta la geometría utilizada para realizar el estudio. A su vez, en la Figura 3.2-7 se presenta un corte de la placa, a través del espesor, junto con las condiciones de contorno.

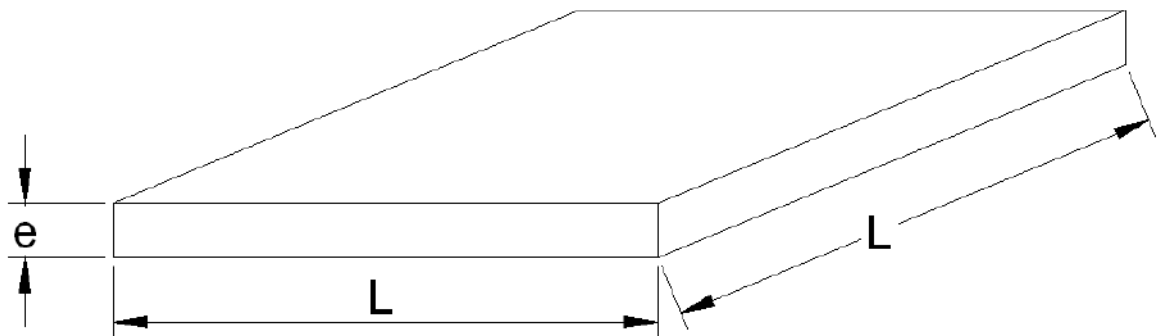


FIGURA 3.2-6 GEOMETRÍA ANALIZADA

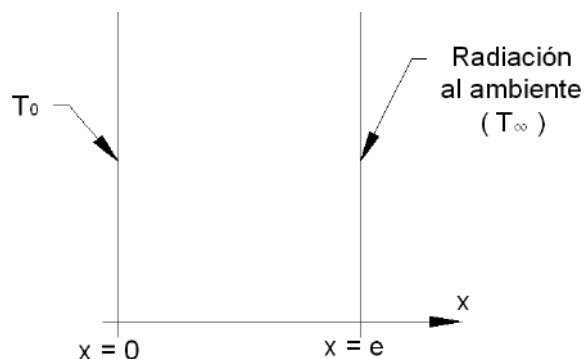


FIGURA 3.2-7 CONDICIONES DE CONTORNO

Solución teórica

La resolución teórica del problema consiste en encontrar la temperatura de la cara sometida a radiación al ambiente que iguala los flujos de calor entrante por conducción y saliente por radiación en dicha superficie. Además, dado que las condiciones de contorno son uniformes en ambas caras el problema resulta unidimensional y puede ser resuelto en términos del flujo de calor por unidad de área.

Calor transferido por conducción

De acuerdo a la ley de Fourier el calor que llega a una superficie de la placa por conducción vale:

$$q = -K \frac{dT}{dx}, \quad \text{Ec. 3.2.2-1}$$

donde:

- K: Conductividad térmica

Teniendo en cuenta que se estudia el proceso en estado estacionario, el flujo de calor resulta constante a través del espesor de la placa. Luego, la pendiente del perfil de temperaturas respecto a x se mantiene constante en todo el espesor e igual a:

$$\frac{dT}{dx} = \frac{T_1 - T_0}{e}. \quad \text{Ec. 3.2.2-2}$$

En definitiva, la tasa de calor por unidad de área transmitida a la cara radiante por conducción resulta:

$$q_{\text{conducción}} = \frac{K}{e} T_0 - T_1. \quad \text{Ec. 3.2.2-3}$$

Calor transferido por radiación al ambiente

Como fuera introducido oportunamente el calor por unidad de área que se intercambia desde una superficie de un cuerpo por radiación al ambiente vale:

$$q_{\text{radiación}}^{x=e} = \sigma F_A F_E (T_\infty^4 - T_1^4), \quad \text{Ec. 3.2.2-4}$$

donde:

- σ : Constante de Stefan-Boltzmann $10^{-7} \frac{W}{m^2 \text{ } ^\circ K^4}$
- F_A : Factor de vista

- F_E : Factor de reflectividad
- T_∞ : Temperatura ambiente
- T_1 : Temperatura de la cara radiante

Siendo el caso estudiado radiación al ambiente, el factor de vista toma valor unitario. Además, imponiendo emisividad unitaria en la superficie radiante se logra que el factor de reflectividad tenga ese mismo valor.

Luego, igualando el flujo de calor por unidad de área que llega a la superficie ubicada en $x=e$ con el que sale de la misma por radiación se llega a una ecuación polinómica de cuarto grado en T_1 :

$$T_1^4 - \frac{K}{e\sigma} T_1 + \frac{K}{e\sigma} T_0 - T_\infty^4 = 0. \quad \text{Ec. 3.2.2-5}$$

Esta ecuación puede ser resuelta utilizando el programa de cálculo Derive.

Solución por el método de los elementos finitos

Descripción del modelo

El modelo utilizado consiste en una placa cuadrada de 1000 mm de lado (L) y 10 mm de espesor (e), compuesta de un material homogéneo e isótropo con conductividad térmica de $50 \frac{W}{m \cdot ^\circ C}$.

Condiciones de contorno

Los valores de las temperaturas que definen las condiciones de contorno aplicadas son:

$$T_0 = 2000 \text{ } ^\circ K$$

$$T_\infty = 300 \text{ } ^\circ K$$

Discretización temporal

El modelo se desarrolla en un paso de tipo “transferencia de calor” estacionario y las cargas son aplicadas en diez incrementos lineales.

Discretización espacial

La discretización espacial del modelo se realiza con elementos de placa cuadriláteros de interpolación lineal en temperaturas y cinco puntos de integración a través del espesor de la sección.

La malla utilizada consiste en 100 elementos del tipo descrito con lados de tamaño característico de 100 mm como se puede apreciar en la Figura 3.2–8.

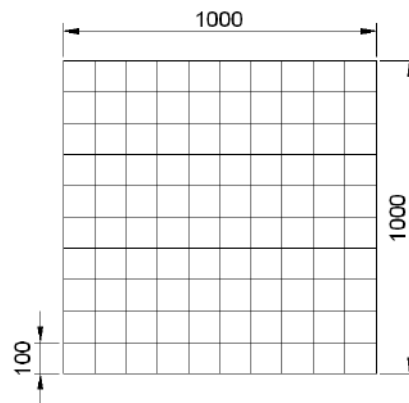


FIGURA 3.2-8 MALLADO UTILIZADO (UNIDADES EN MM)

Presentación de resultados y discusión

Los resultados obtenidos por los métodos teórico y de los elementos finitos se presentan en la Figura 3.2–9, mientras que en la Figura 3.2–10 se introduce el error porcentual relativo a la temperatura máxima. Un rápido análisis de ambas figuras indica que la aproximación entre ambos resultados es excepcionalmente buena y permite inferir que la diferencia observada se debe sólo a errores propios del algebra computacional (errores de truncamiento).

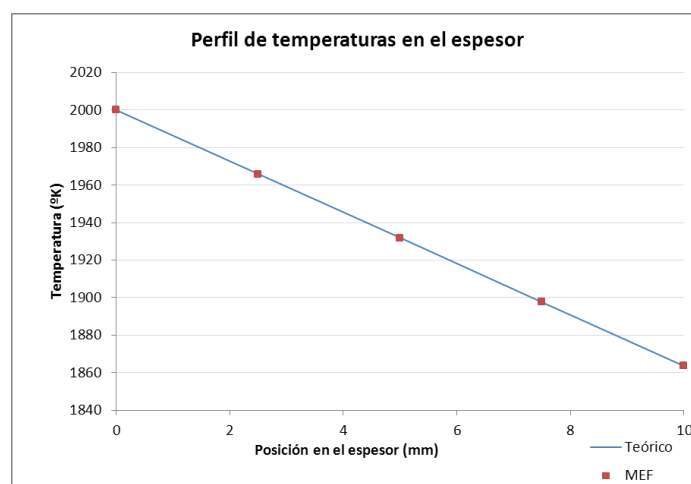


FIGURA 3.2-9 PERFIL DE TEMPERATURAS A TRAVÉS DEL ESPESOR

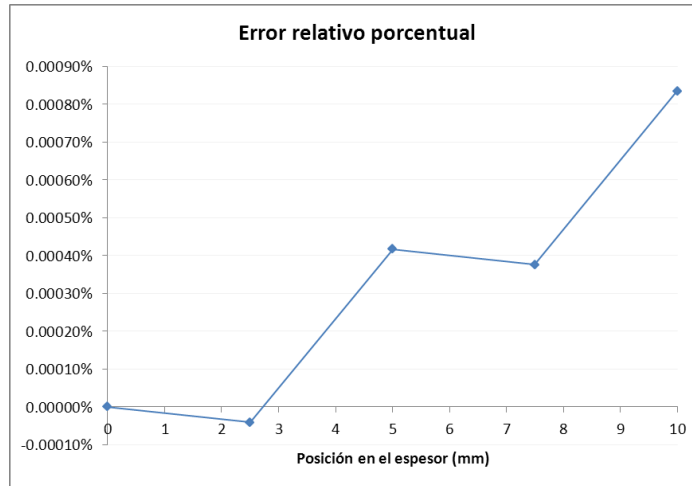


FIGURA 3.2-10 ERROR PORCENTUAL RELATIVO A LA TEMPERATURA MÁXIMA

Una variable importante a considerar al momento de desarrollar un modelo numérico es el tiempo de cálculo requerido para completar la simulación. La transferencia de calor por radiación, al ser este un proceso altamente no lineal (proporcional a la cuarta potencia de la temperatura), incrementa mucho ese tiempo. Es por ello que se decide dejar de lado, en principio, el modelado directo de este tipo de transferencia de calor. En lugar de ello, de acuerdo a lo explicado en la sección 4.1.2, las pérdidas de calor por radiación serán consideradas incrementando el coeficiente de convección.

3.2.3 Desplazamiento de la fuente de calor

Introducción

Como se mencionó en la sección 2.5.2.9 “Modelado de la fuente de calor”, la estrategia elegida para simular el desplazamiento de la torcha involucra, para la fuente efectiva, cierto alejamiento de la forma de las fuentes bases. En esta sección se estudia ese efecto.

Estudio del modelado del desplazamiento de la fuente de calor

El mencionado alejamiento se caracteriza por los cambios sufridos por la fuente efectiva en su potencia por unidad de área máxima y dispersión. En la Figura 3.2-11 se puede apreciar el avance de la fuente efectiva entre las posiciones de dos fuentes base consecutivas para un caso testigo con velocidad de desplazamiento 1 mm/s, dispersión 2 mm, paso 2 mm y potencia neta 100 W.

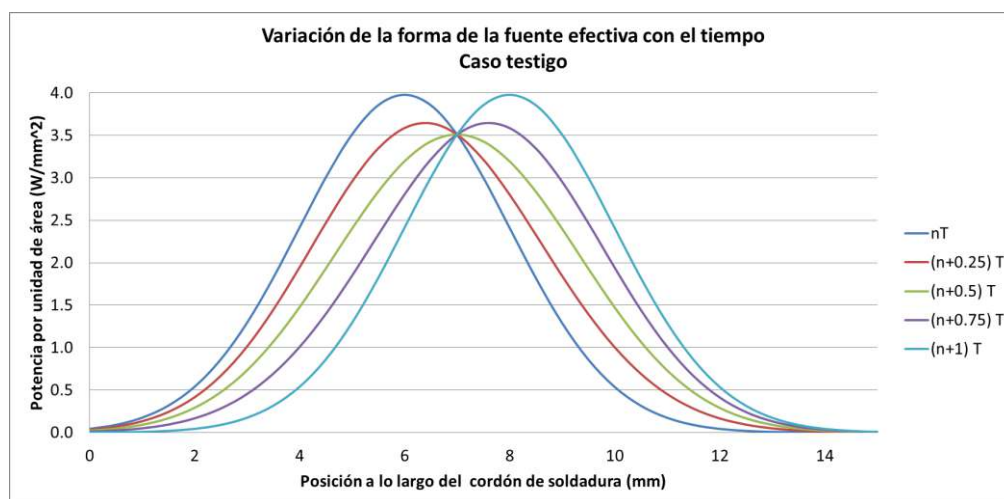


FIGURA 3.2-11 VARIACIÓN DE LA FORMA DE LA FUENTE EFECTIVA CON EL TIEMPO. POTENCIA POR UNIDAD DE ÁREA PARA PUNTOS PERTENECIENTES AL CORDÓN DE SOLDADURA. CASO TESTIGO, VELOCIDAD 1 MM/S, DISPERSIÓN 2 MM, PASO 2 MM, POTENCIA 100 W

Estudios preliminares indicaron que las mencionadas variaciones de forma sólo dependen del paso de la soldadura y la dispersión de la fuente. En este punto es importante recordar que, como se mencionó anteriormente, de acuerdo a (Lindgren, 2006), se pueden obtener resultados de precisión aceptable siempre y cuando el paso sea igual o menor al radio de las fuentes base, o sea, 2.45 dispersiones.

Se llevó a cabo un estudio respecto a la influencia que tienen, en este efecto el paso y dispersión de la fuente. En las Figura 3.2-12, Figura 3.2-13, Figura 3.2-14 y Figura 3.2-15 se presentan, superpuestas, las formas de la fuente efectiva cuando ocupa la posición de una fuente base y cuando se encuentra en el punto medio entre dos de ellas. En las mencionadas figuras se puede ver el máximo alejamiento de la forma de la fuente efectiva respecto a las base parametrizado con el paso de soldadura, medido este en dispersiones de la fuente base. Vale la pena aclarar que la dispersión de la fuente depende del tipo de soldadura realizada, con lo cual su valor se obtiene de estudios experimentales, mientras que el paso es un parámetro propio de la simulación.

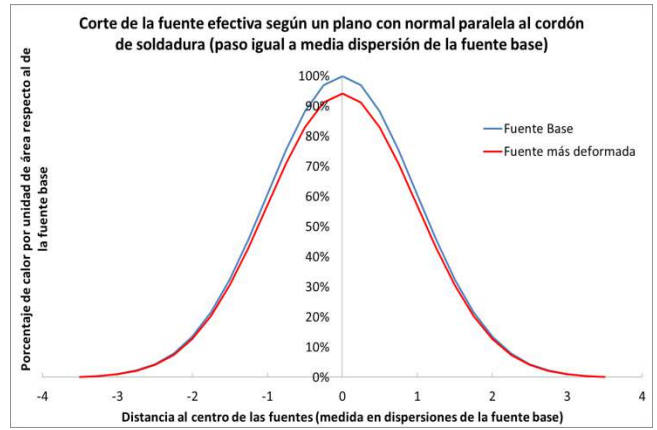
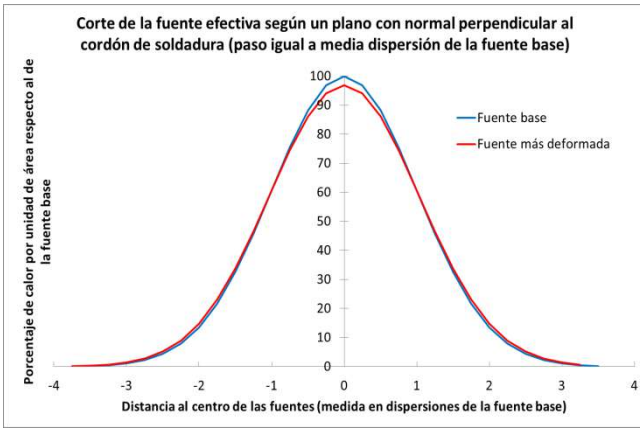


FIGURA 3.2-12 COMPARACIÓN DE LA FUENTE EFECTIVA CUANDO TOMA LA FORMA DE LA FUENTE BASE (TIEMPOS NT) Y CUANDO ALCANZA SU MAYOR ALEJAMIENTO DE LA DISTRIBUCIÓN INICIAL (TIEMPOS $(N+0.5)*T$). PASO DE LA SOLDADURA IGUAL A MEDIA DISPERSIÓN DE LA FUENTE BASE

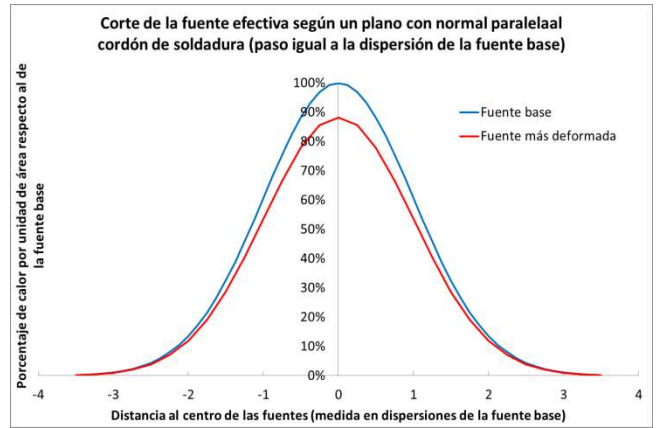
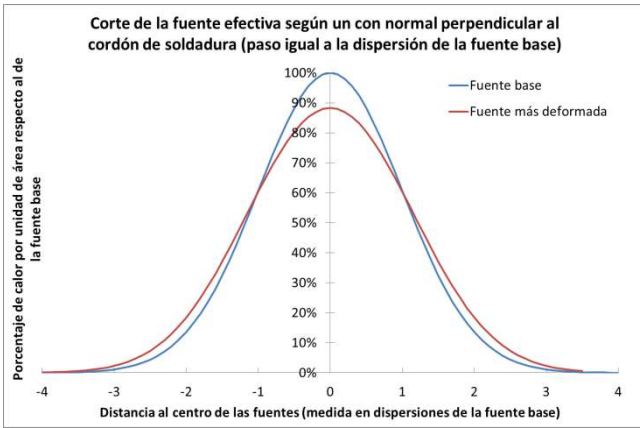


FIGURA 3.2-13 COMPARACIÓN DE LA FUENTE EFECTIVA CUANDO TOMA LA FORMA DE LA FUENTE BASE (TIEMPOS NT) Y CUANDO ALCANZA SU MAYOR ALEJAMIENTO DE LA DISTRIBUCIÓN INICIAL (TIEMPOS $(N+0.5)*T$). PASO DE LA SOLDADURA IGUAL A LA DISPERSIÓN DE LA FUENTE BASE

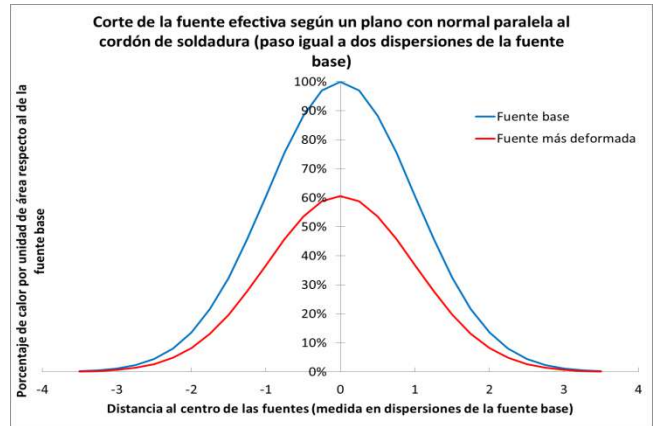
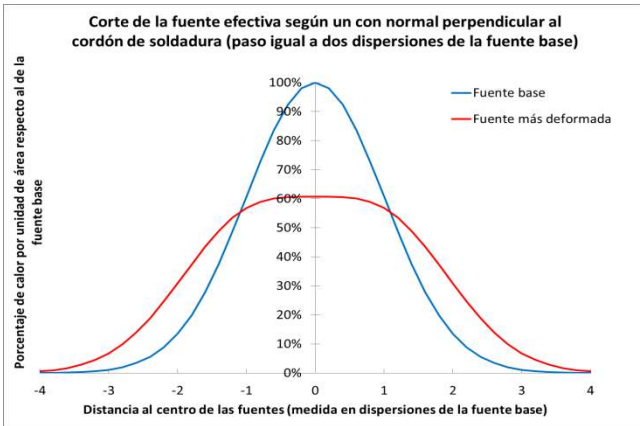


FIGURA 3.2-14 COMPARACIÓN DE LA FUENTE EFECTIVA CUANDO TOMA LA FORMA DE LA FUENTE BASE (TIEMPOS NT) Y CUANDO ALCANZA SU MAYOR ALEJAMIENTO DE LA DISTRIBUCIÓN INICIAL (TIEMPOS $(N+0.5)*T$). PASO DE LA SOLDADURA IGUAL A DOS DISPERSIONES DE LA FUENTE BASE

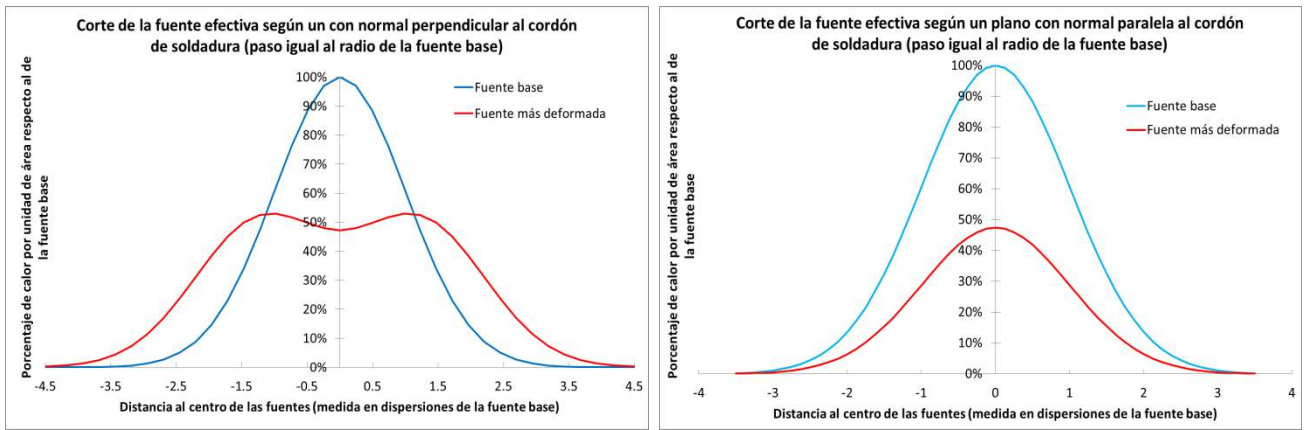


FIGURA 3.2-15 COMPARACIÓN DE LA FUENTE EFECTIVA CUANDO TOMA LA FORMA DE LA FUENTE BASE (TIEMPOS NT) Y CUANDO ALCANZA SU MAYOR ALEJAMIENTO DE LA DISTRIBUCIÓN INICIAL (TIEMPOS $(N+0.5)*T$). PASO DE LA SOLDADURA IGUAL AL RADIO DE LA FUENTE BASE

A continuación, en la Tabla 3.2-1, se presentan los resultados numéricos del estudio realizado. Para obtenerlos se calculó el área de efecto de la fuente como aquella en que el flujo de calor por unidad de área es mayor al 5 % de su valor máximo, como es usual en la bibliografía referida al tema. Luego, en la Figura 3.2-16, se muestra, a modo de ejemplo, el efecto compuesto de la variación de los parámetros de fuentes en las dos direcciones analizadas para el caso en que el paso es igual al radio de la fuente base.

Paso (Medido en dispersiones de la fuente base)	Máxima desviación porcentual respecto a los parámetros de la fuente base		
	Potencia por unidad de área máxima	Radio efectivo de la fuente según el cordón de soldadura	Radio efectivo de la fuente perpendicular al cordón de soldadura
s/2	-3.1%	+2.2%	-0.9%
s	-11.8%	+9.3%	-1.6%
2 s	-39.3%	+28.4%	-8.9%
Radio de la fuente base (2.45 s)	-47.1%	+38.0%	-13.2%

TABLA 3.2-1 MÁXIMA DESVIACIÓN DE LOS PARÁMETROS DE FORMA DE LA FUENTE EFECTIVA RESPECTO A LOS DE LA FUENTE BASE.

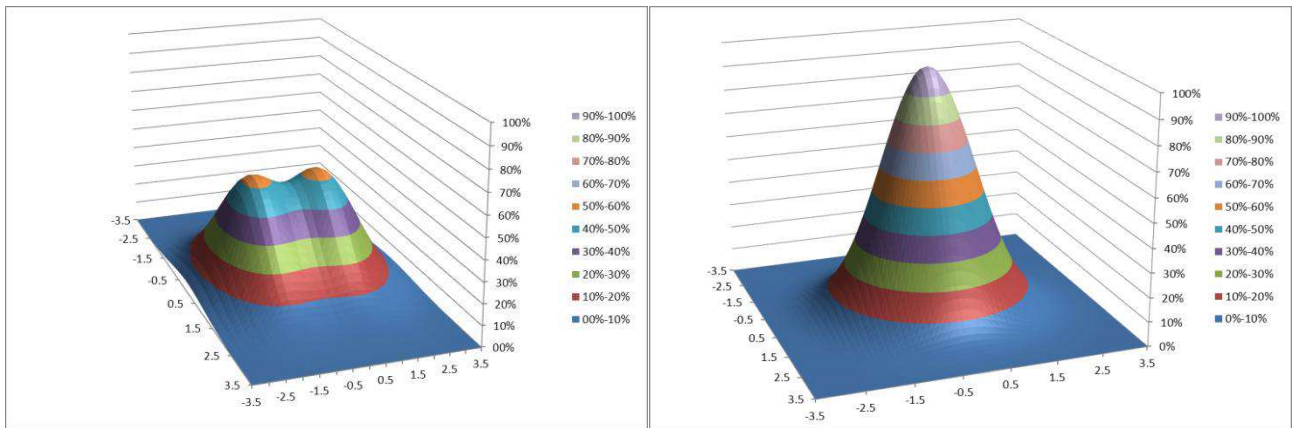


FIGURA 3.2-16 COMPARACIÓN DE LA FUENTE EFECTIVA CUANDO TOMA LA FORMA DE LA FUENTE BASE (TIEMPOS NT) Y CUANDO ALCANZA SU MAYOR ALEJAMIENTO DE LA DISTRIBUCIÓN INICIAL (TIEMPOS $(N+0.5)*T$). PASO DE LA SOLDADURA IGUAL AL RADIO DE LA FUENTE BASE. VISTA TRIDIMENSIONAL.

Conclusiones

En este estudio de la estrategia elegida para modelar el movimiento de la fuente se puede apreciar el efecto que, sobre la forma de la fuente efectiva, tiene la única variable adimensional involucrada (p/σ). Concluido dicho análisis se concluye asignar un valor unitario a esta variable de modo tal que las desviaciones máximas de los parámetros de la fuente efectiva se encuentren en el entorno del diez por ciento de los de la fuente base.

3.2.4 Calores latentes de fusión y cambios de fase en estado sólido

De acuerdo a lo descrito en (Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc., 2007) el programa de cálculo Abaqus permite incluir los calores latentes de cambio de fase y de estado en las propiedades del material. Dado que en el procedimiento de soldadura se producen estos cambios de fase y estado se realizó un estudio sobre la manera en que el programa considera dichas propiedades.

Como resultado de este estudio se encuentra que al incorporar estas características directamente al material se genera una notable reducción en el tamaño de los incrementos de tiempo de la simulación. De este modo, aumenta en gran medida el costo computacional y tiempo de cálculo. Es por ello que se sugiere tener en cuenta estos efectos modificando el calor específico en el rango de temperaturas en que se producen dichas transformaciones y no introducirlos directamente.

3.2.5 Acople termomecánico

Introducción

Se aplica a una placa circular delgada (ver Figura 3.2-17), de material termoelástico de propiedades constantes e isotropas, un campo térmico cuyo gradiente es lineal a través del espesor (ver Figura 3.2-18). Se obtiene teóricamente la deformación que adquiere la placa y se la compara con los resultados de un modelo de elementos finitos que simula la misma situación.

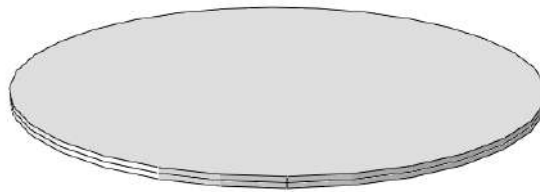


FIGURA 3.2-17 GEOMETRÍA ANALIZADA

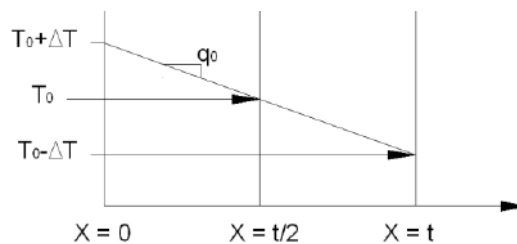


FIGURA 3.2-18 DISTRIBUCIÓN DE TEMPERATURAS A TRAVÉS DEL ESPESOR DE LA PLACA

Solución teórica

En (Young & Budynas, 1989) se estudia el comportamiento de una placa plana de espesor uniforme y coeficiente de expansión térmica α isotropo, con una cara a temperatura uniforme T y la otra a temperatura uniforme $T + \Delta T$ siendo lineal el gradiente térmico a través del espesor. Allí se establece que la placa adoptará una curvatura esférica de radio igual a:

$$r = \frac{t}{\alpha \Delta T} .$$

Ec. 3.2.5-1

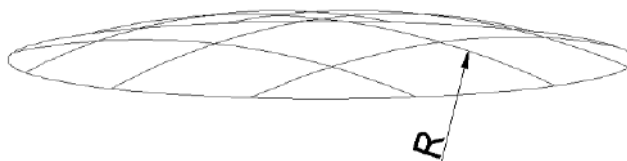


FIGURA 3.2-19 RESULTADOS TEÓRICOS DEL ACOPLE TERMO ELÁSTICO

Solución por el método de los elementos finitos

Descripción del modelo

El modelo representa una placa circular de 1000 mm de diámetro y 10 mm de espesor, compuesta de un material elástico, homogéneo e isótropo de características:

- Conductividad térmica (K): 50 W/m°C
- Coeficiente de expansión térmica (α): 10^{-5} 1/°C
- Módulo de Young (E): 10^6 Pa
- Módulo de Poisson (ν): 0.3

Condiciones de contorno térmicas

El enfoque secuencial aplicado al acople termo mecánico permite imponer las condiciones de temperatura en todos los puntos de la placa obtenidas como resultado del estudio teórico del flujo de calor. Luego, partiendo de una temperatura inicial de 0 °C en toda la placa se le impone una condición final de -100 °C en una cara y 100°C en la otra, con un gradiente térmico lineal en el espesor.

Condiciones de contorno mecánicas

Si bien en el problema planteado la placa se encuentra libre en el espacio, el método de elementos finitos requiere que las rotaciones y los desplazamientos de cuerpo rígido se encuentren restringidos. Para lograr este objetivo, se impone desplazamiento y rotación nula (condiciones de empotramiento) en el centro de la placa.

Discretización temporal

El modelo fue desarrollado en un paso de tipo estático general de diez incrementos. En el paso inicial fijo del software se aplican las condiciones de contorno mecánico y las condiciones térmicas iniciales descriptas. Luego, en el paso siguiente se aplican las condiciones de contorno térmicas (carga) de manera incremental lineal.

Discretización espacial

La discretización espacial del modelo se realiza con elementos de placa triangulares de interpolación cuadrática en desplazamientos e integración reducida con cinco grados de libertad por nodo (STR165) y cinco puntos de integración a través del espesor de la sección.

La malla utilizada consiste en 2966 elementos del tipo descrito con lados de tamaño característico de 25 mm, como se ilustra en Figura 3.2-20.

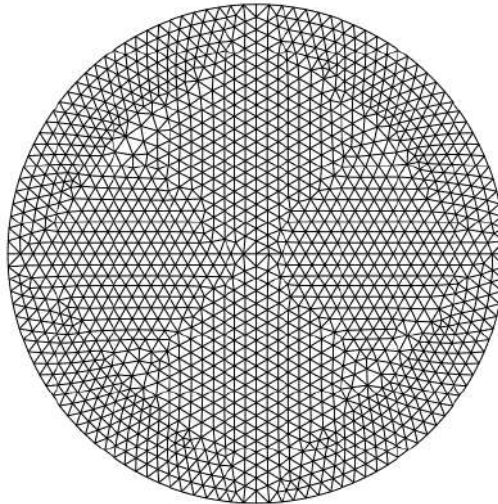


FIGURA 3.2-20 MALLADO UTILIZADO

Presentación de resultados y discusión

El estudio teórico realizado indica que, como resultado de las cargas aplicadas, la geometría de la placa deformada debería ajustarse a la de un casquete esférico de cinco metros de radio. Un análisis cualitativo de las Figura 3.2-21 y Figura 3.2-22 entrega resultados satisfactorios de ajuste entre lo esperado y lo obtenido. A su vez, los resultados numéricos graficados en las Figura 3.2-23 y Figura 3.2-24 indican una muy buena aproximación de los resultados del método de los elementos finitos respecto a los teóricos. Finalmente, el radio de curvatura obtenido del modelo es de 5.0125 metros, es decir una diferencia del 0.25 % respecto a los resultados teóricos. Así, tomando este valor como correlación general del nivel de error del modelo queda demostrada la buena capacidad que el mismo tiene de representar las condiciones del proceso estudiado. De este modo, se pudo comprobar el correcto funcionamiento del acople termo mecánico como parte del enfoque secuencial elegido.

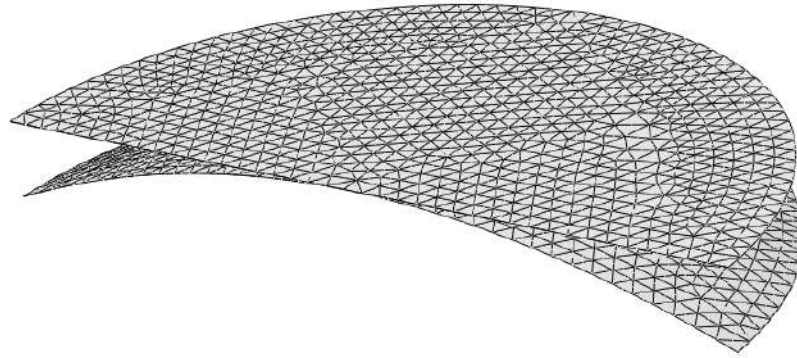


FIGURA 3.2-21 CONFIGURACIONES ORIGINAL Y DEFORMADA (VISTA ISOMÉTRICA)

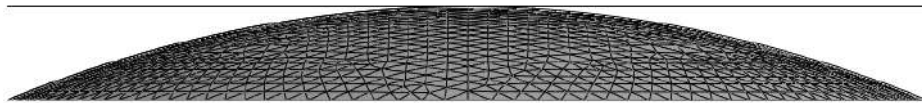


FIGURA 3.2-22 CONFIGURACIONES ORIGINAL Y DEFORMADA (VISTA FRONTAL)

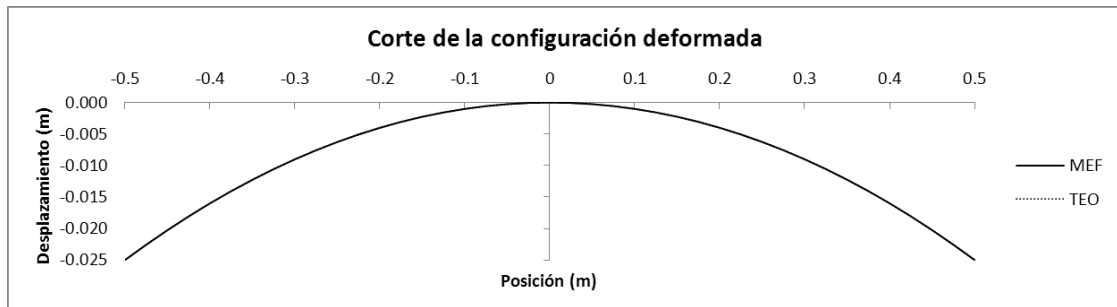


FIGURA 3.2-23 DESPLAZAMIENTO PERPENDICULAR A LA PLACA DE UNA LÍNEA DIAMETRAL

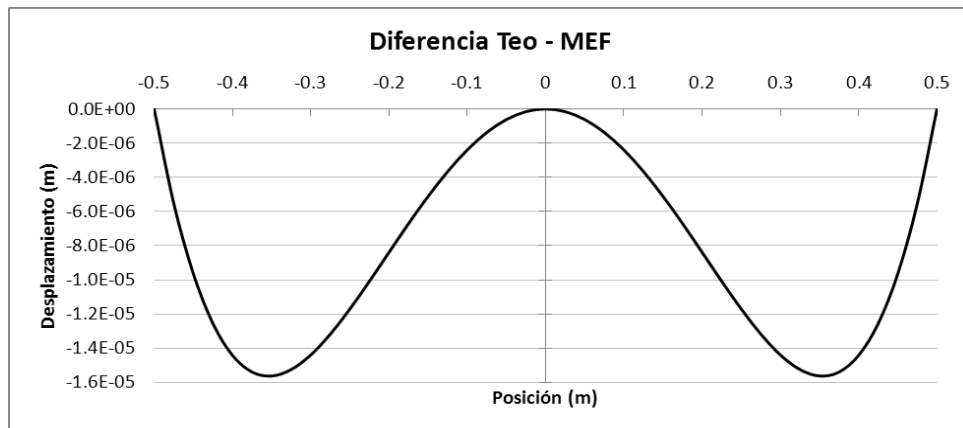


FIGURA 3.2-24 DIFERENCIA ENTRE RESULTADOS TEÓRICOS Y DEL MÉTODO DE LOS ELEMENTOS FINITOS PARA EL DESPLAZAMIENTO PERPENDICULAR A LA PLACA DE UNA LÍNEA DIAMETRAL

3.2.6 Comportamiento elasto-plástico

Introducción

Durante el proceso de soldadura el material aledaño al arco eléctrico se deforma plásticamente lo cual genera las tensiones y deformaciones residuales cuya estimación es objetivo de la presente tesis. En particular, el gradiente de deformación plástica a través del espesor de la placa tiene un fuerte efecto en los resultados del proceso. Por ello, resulta de suma importancia estudiar las capacidades y limitaciones de los elementos de placa al momento de representar adecuadamente el mencionado gradiente cuando se suceden procesos de deformación plástica.

El caso aquí estudiado se enfoca a un problema típico del estudio de la mecánica del sólido. A saber, las tensiones residuales generadas en una viga luego de someterla a deformación plástica bajo una carga de flexión pura.

Solución teórica

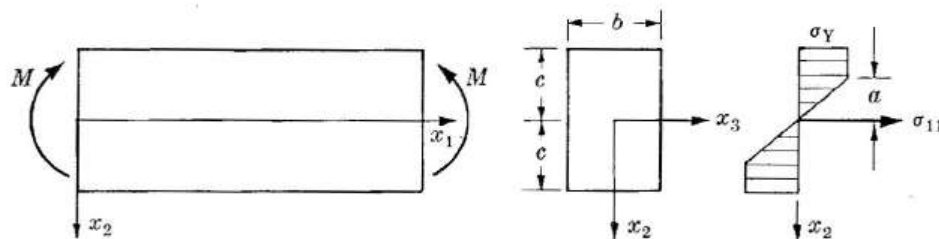


FIGURA 3.2-25 VIGA ELÁSTICA PLÁSTICA PERFECTA SOMETIDA A FLEXIÓN PURA

Como se expresa en (Mase, 1977) el momento requerido para generar fluencia en una viga de material elástico plástico perfecto sometida a flexión pura (ver Figura 3.2-25) vale:

$$M = b \sigma_{fl} c^2 - \frac{a^2}{3}, \quad \text{Ec. 3.2.6-1}$$

donde:

- M: Momento flector aplicado
- b: Espesor de la viga
- σ_{fl} : Tensión de fluencia del material
- c: Semiespesor de la viga
- a: Semiespesor del núcleo elástico residual

Luego, la primer fluencia se produce para un momento flector de:

$$M_{fl} = \frac{2}{3}bc^2\sigma_{fl}, \quad \text{Ec. 3.2.6-2}$$

Mientras que al aumentar la carga aplicada se puede generar fluencia en las fibras interiores. De modo tal que el momento requerido para plastificar el 50 % del espesor de la viga vale:

$$M_{\text{Máximo}} = \frac{11}{12}bc^2\sigma_{fl}, \quad \text{Ec. 3.2.6-3}$$

La distribución de tensiones correspondiente a la aplicación de dicho momento se ilustra en la Figura 3.2-26 centro

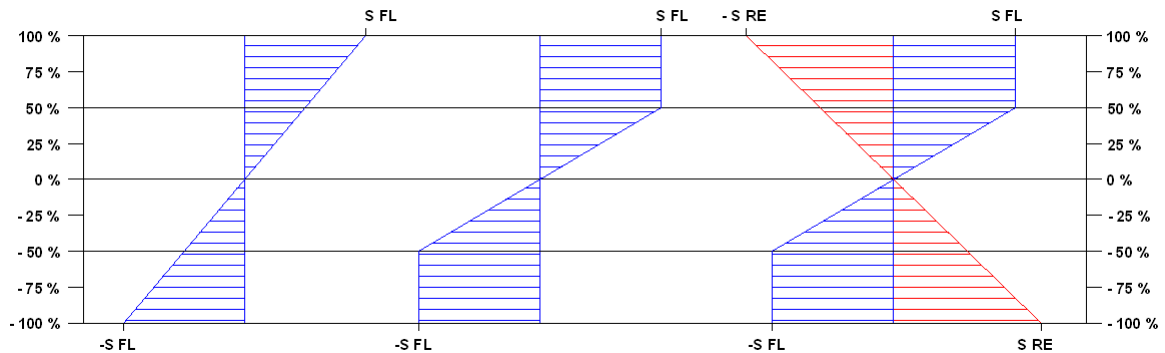


FIGURA 3.2-26 DISTRIBUCIÓN DE TENSIONES: IZQUIERDA: PRIMER FLUENCIA; CENTRO: 50 % DEL ESPESOR PLASTIFICADO; DERECHA: DESCARGA ELÁSTICA

Una vez obtenido el perfil de tensiones desarrollado al final de la carga, las tensiones residuales se encuentran aplicando el principio de superposición. Así, bastará con sumar a las tensiones de carga el perfil generado por un momento del mismo valor pero de sentido contrario. Ahora bien, como la aplicación del momento de descarga no genera tensiones superiores a las de fluencia en ningún momento el perfil de tensiones de descarga debe calcularse enteramente en el campo elástico. Este perfil se encuentra graficado en la Figura 3.2-26 derecha y de acuerdo a (Chapetti, 2005) vale:

$$\sigma_{\text{Recuperación elástica}} = \frac{3}{2} \frac{M_{\text{Máximo}} y}{b c^3}, \quad \text{Ec. 3.2.6-4}$$

De este modo se obtiene el perfil de tensiones residuales graficado en la Figura 3.2-27

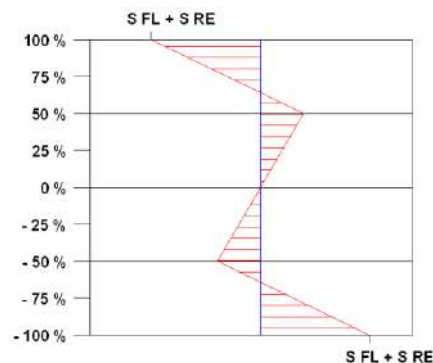


FIGURA 3.2-27 TENSIONES RESIDUALES

Solución por el método de los elementos finitos

Descripción del modelo

El modelo consiste en una placa rectangular de 1000 mm de longitud, 100 mm de ancho y 24 mm de espesor, compuesta de un material elástico plástico perfecto, homogéneo e isótropo con las siguientes propiedades:

- Módulo de Young (E): 10^6 Pa
- Módulo de Poisson (ν): 0.3
- Tensión de fluencia (σ_{fl}): 10^4 Pa

Cabe mencionar que la esbeltez de la placa modelada permite despreciar los efectos de los esfuerzos de corte y comparar los resultados con los de una viga a la flexión.

Condiciones de contorno y carga

Como se puede apreciar en la Figura 3.2-28 se impusieron condiciones de empotramiento en un extremo de la placa. O sea, se restringieron los desplazamientos y rotaciones en todas las direcciones.

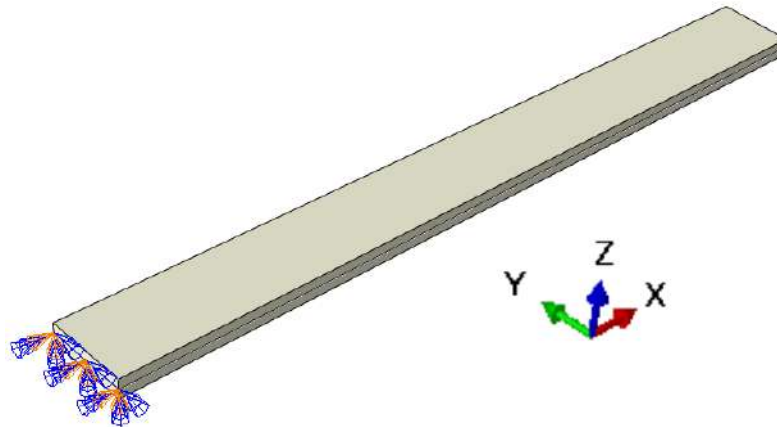


FIGURA 3.2-28 CONDICIONES DE CONTORNO Y CARGA

La carga aplicada consiste en un momento flector con la dirección del eje Y ubicado en el extremo libre de la placa. La magnitud de la carga se obtuvo de los resultados teóricos de modo tal que se vean representados los tres estados de sollicitación antes descritos. La Tabla 3.2-2 recoge los valores numéricos utilizados.

Estado de carga	Momento aplicado (N.m)
Fluencia inicial	0.096
Plastificación del 50% de la sección	0.132
Descarga	0

TABLA 3.2-2 CARGA APLICADA AL MODELO

Discretización temporal

El modelo fue desarrollado en tres pasos de tipo estático general de diez incrementos cada uno. En el paso inicial impuesto por el software se aplican las condiciones de contorno y se las mantiene durante todo el análisis. En el primer paso de la simulación se aplica el momento que genera la primer fluencia en las fibras exteriores. En el segundo paso se lleva la carga al valor que produce plastificación en el 50 % de la sección de la placa. Finalmente, en el tercer paso se retira la carga aplicada para evidenciar las tensiones residuales.

Discretización espacial

La discretización espacial del modelo se realiza con elementos de placa cuadriláteros de interpolación cuadrática en desplazamientos (lineal en tensiones) y cinco grados de libertad (S8R5).

En lo que respecta a la cantidad de puntos de integración a través del espesor de la sección se realizaron tres simulaciones distintas con 17, 9 y 5 puntos. De este modo se puede comparar el error introducido al modificar la resolución del modelo sobre el espesor de los elementos.

La malla utilizada consiste en 160 elementos del tipo descrito con lados de tamaño característico de 25 mm como se ve en la Figura 3.2-29.

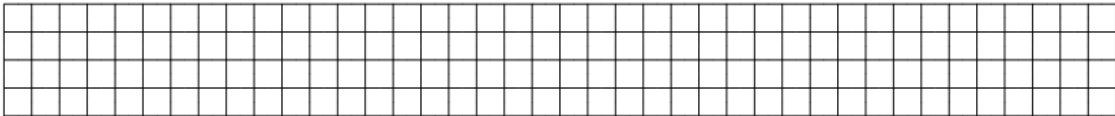


FIGURA 3.2-29 MALLADO UTILIZADO

Presentación de resultados y discusión

Los resultados del estudio se presentan en la Figura 3.2-30 y la Figura 3.2-31. De su análisis se concluye que la distribución de tensiones a través del espesor puede ser representada adecuadamente utilizando un mínimo de nueve puntos de integración en la sección.

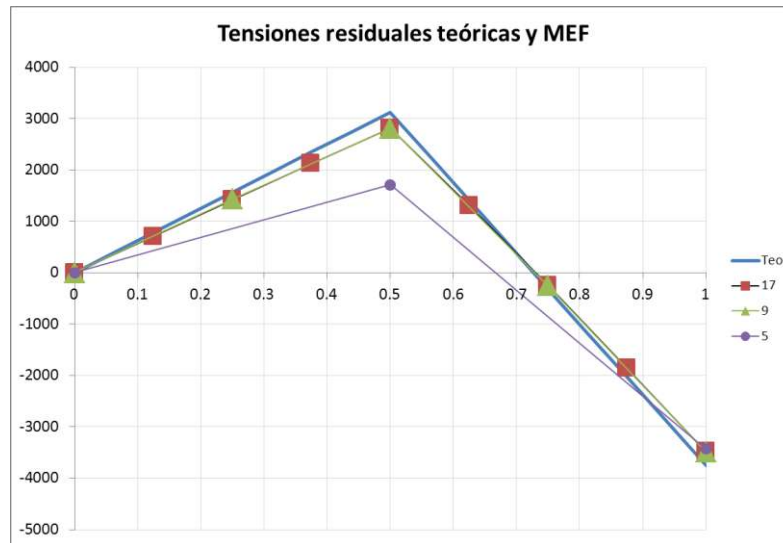


FIGURA 3.2-30 TENSIONES RESIDUALES

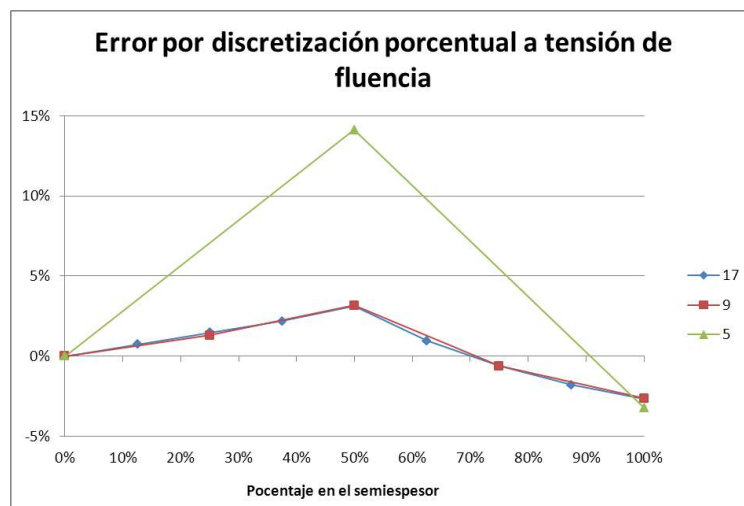


FIGURA 3.2-31 ERROR PORCENTUAL RELATIVO A LA TENSION DE FLUENCIA

3.3 Conclusiones

Los estudios y comprobaciones llevados a cabo en esta sección permitieron comprender el funcionamiento de las herramientas que luego serán utilizadas en el modelado de una soldadura.

De los análisis realizados se obtuvieron las siguientes conclusiones que afectan a la estrategia inicial desarrollada:

- Incluir el efecto de la pérdida de calor por radiación dentro del coeficiente de convección salvo que se tengan valores confiables para la emisividad en función del tiempo y se disponga de gran potencia de cálculo.
- Considerar los calores latentes de cambio de estado y de transformaciones de fase en estado sólido modificando la capacidad calorífica del material.
- Utilizar un paso espacial de avance de la fuente igual o menor a su dispersión.
- Utilizar nueve puntos para la integración en el espesor del elemento de placa.

4 Modelado de soldadura

4.1 Introducción

En este capítulo se ponen en conjunto todas las recomendaciones recolectadas de la bibliografía con los resultados de los estudios realizados para la validación de las herramientas a fines de modelar el proceso de soldadura. Se realizan modelos de complejidad creciente de los cuales se obtiene la información necesaria para completar el desarrollo de la estrategia buscada. De esta forma se determina una estrategia eficiente para la simulación de precisión estándar de una soldadura con un costo computacional reducido.

4.2 Modelado de la soldadura de una placa delgada

4.2.1 Parámetros de la simulación

Todos los modelos desarrollados en este capítulo son validados contra los resultados experimentales obtenidos de la referencia (Dye, Hunziker, & Reed, 2001). De la misma referencia se obtienen los parámetros de soldadura y propiedades del material necesarios para realizar las simulaciones. A continuación se listan las características del proceso modelado.

Se modeló la realización de un cordón recto de soldadura sin aporte de material de 180 mm de largo, iniciado a diez milímetros del borde, sobre la línea media de una placa rectangular de dimensiones 200 x 100 x 2 mm (ver Figura 4.2-1). Las propiedades del material de la placa, Inconel 718, se encuentran en la Figura 4.2-2.

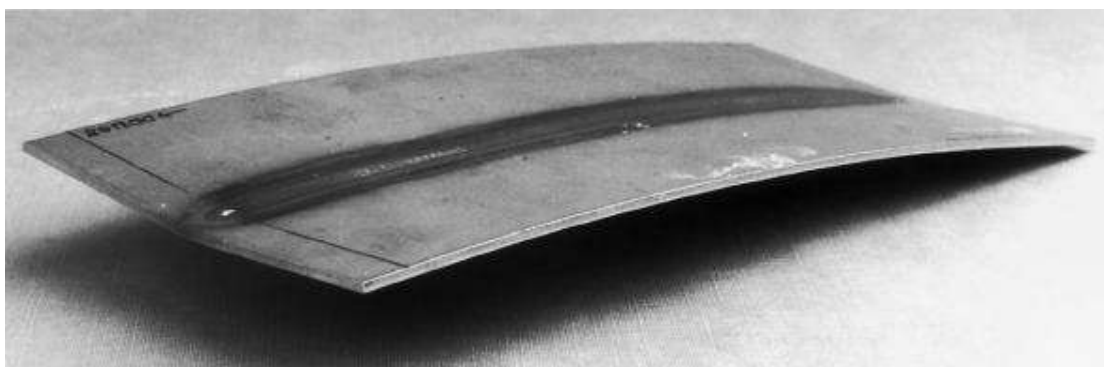


FIGURA 4.2-1 PLACA DE INCONEL 718 DE MEDIDAS 200 X 100 X 2 MM SOLDADA.

La potencia aplicada fue de 580 W con un rendimiento de 0.57 sobre un radio de 4.9 mm (dispersión de 2 mm) y la velocidad de desplazamiento de la fuente fue de 1.59 mm/s.

La pérdida de calor a través de las superficies de la placa fue considerada aplicando condiciones de convección sobre ellas con un coeficiente pelicular constante de valor $35 \frac{W}{m^2 \cdot K}$ y temperatura ambiental de 20 °C. Dicha temperatura coincide con la inicial y final de todo el modelo.

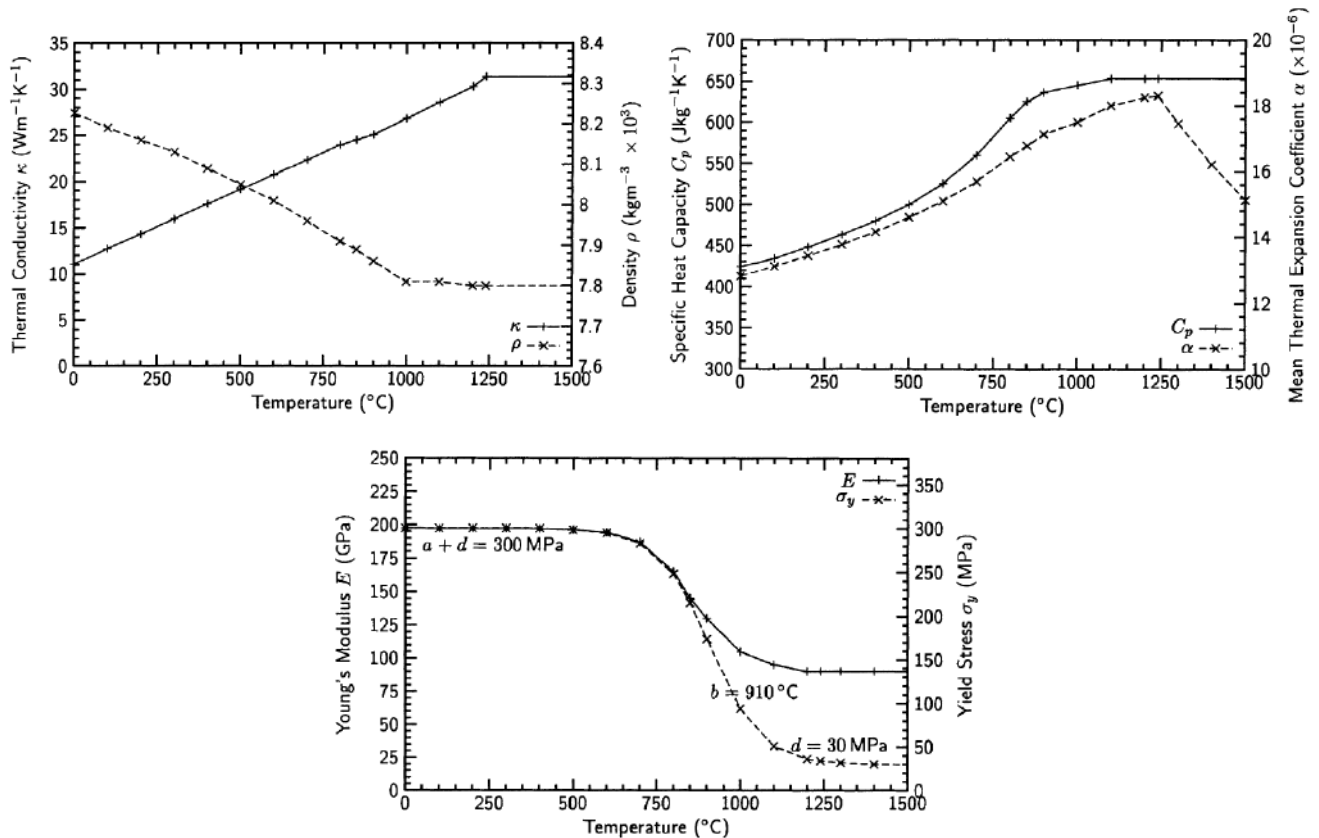


FIGURA 4.2-2 PROPIEDADES TERMOMECÁNICAS DEL INCONEL 718 (DYE, HUNZIKER, & REED, 2001)

La experimentación en la mencionada referencia fue realizada sobre una placa libre de toda restricción mecánica. Por ello, en la presente tesis, se aplicaron las condiciones de contorno mecánicas representadas en la Figura 4.2-3. Ellas son, condiciones de simetría respecto a un plano perpendicular a la placa y que contiene al camino de soldadura. Es decir, desplazamientos nulos en la dirección perpendicular al plano de simetría (Eje Y) y rotaciones nulas en la dirección del camino de soldadura (Eje X). Luego, para eliminar los movimientos de cuerpo rígido restantes se prescriben desplazamientos nulos en todas las direcciones en el punto A y la misma condición para los desplazamientos del punto B en la dirección perpendicular a la placa (Eje Z).

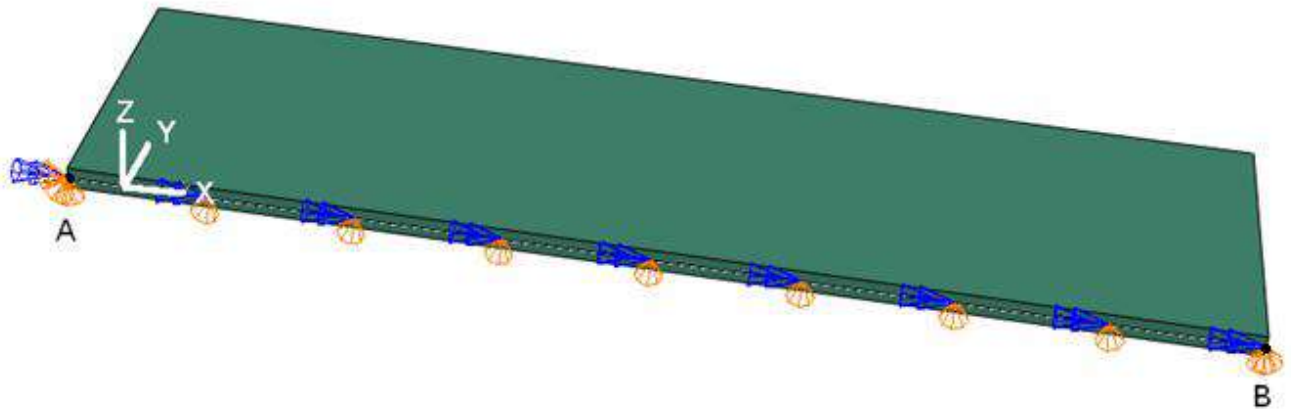


FIGURA 4.2-3 GEOMETRÍA, SISTEMA DE COORDENADAS Y CONDICIONES DE CONTORNO MECÁNICAS

4.2.2 Resultados experimentales de validación

La evolución térmica es reportada, en la mencionada referencia, a través de tres termocuplas ubicadas a 6, 8 y 10 mm del cordón de soldadura sobre una línea perpendicular a él que pasa por su punto medio.

Las deformaciones residuales se presentan en base a los modos de deformación representados en la Figura 4.2-4. El modo (a) se mide como el semiángulo entre las mitades la placa, como se indica en la figura. Mientras que el modo (b) es reportado como los desplazamientos verticales de los puntos del cordón de soldadura respecto a su estado de planedad inicial.

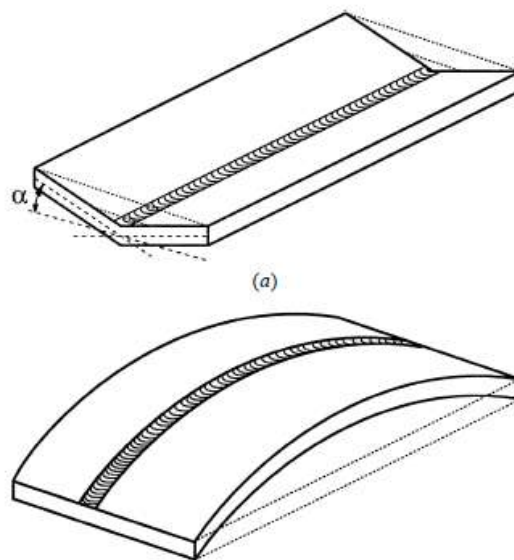


FIGURA 4.2-4 MODOS DE DEFORMACIÓN REPORTADOS (DYE, HUNZIKER, & REED, 2001)

Las tensiones residuales son medidas por difracción de neutrones sobre en las posiciones indicadas por la Figura 4.2-5

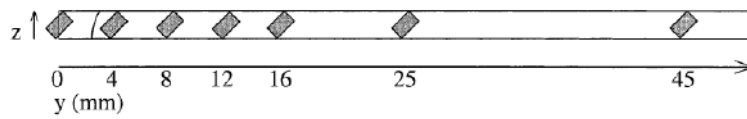


FIGURA 4.2-5 POSICIONES DE MEDICIÓN DE LAS TENSIONES RESIDUALES (DYE, HUNZIKER, & REED, 2001)

4.2.3 Modelo de bajo costo computacional

En principio se desarrolló un modelo de bajo costo computacional a fines de poder realizar las simulaciones necesarias en una computadora de baja potencia de cálculo. Para ello se duplicó el tamaño de los elementos en el mallado respecto al sugerido por (Lingren, 2001). Es decir, se utilizó una malla de elementos cuadrados con sus lados iguales a la dispersión de la fuente de calor, como se muestra en la Figura 4.2-6. Además, se prescribieron cinco puntos de integración sobre el espesor de la sección.

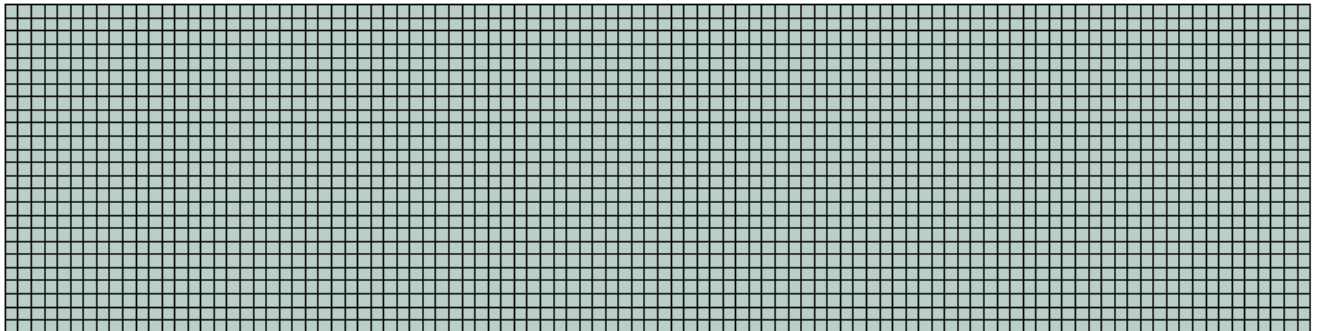


FIGURA 4.2-6 MALLADO DE BAJO COSTO COMPUTACIONAL

Según se explicó anteriormente se llevó a cabo primero la simulación térmica de acuerdo a una formulación implícita con elementos de placa de interpolación lineal en temperaturas (DS4). El campo térmico así obtenido fue luego impuesto sobre el modelo mecánico para obtener las tensiones y deformaciones residuales. Este segundo paso fue realizado con una formulación implícita basada en un sistema lagrangiano cuya referencia se actualiza con el tiempo y utilizando elementos de placa de interpolación cuadrática en desplazamientos con integración reducida y cinco grados de libertad (S8R5).

En lo que respecta al avance temporal de la simulación, la misma se dividió, para el caso térmico, en tres pasos de tiempo. En el primero, de tipo estacionario y 0.1 segundos de duración, se aplicó la condición inicial de temperatura uniforme de 20 °C a toda la placa. En el siguiente, de tipo transitorio y 114.452 segundos, se desarrolló el desplazamiento de la fuente sobre el camino de soldadura. Finalmente, en el último paso, transitorio de 200 segundos, se permitió el enfriamiento de la placa.

Para el modelo mecánico se utilizó la misma estrategia con dos diferencias. Dado que las condiciones de contorno pudieron ser introducidas en el paso inicial de Abaqus, no fue necesario agregar el primer paso antes descrito. Además, dado que resultó necesario imponer el valor de la temperatura final igual a la inicial en todo el modelo se debió incorporar un paso de 10 segundos de duración donde imponer tal condición.

Para especificar el camino de soldadura sobre la placa se generó un código en Matlab basado en el desarrollo realizado en (Vincent, 2011). Este código parte de la descripción del camino deseado por medio del programa AutoCAD. Luego incorpora los parámetros de soldadura y, finalmente, genera las macros de Abaqus necesarias importar dicha información al modelo de elementos finitos, según se describe en el Apéndice.

Resultados de la simulación térmica

Los resultados del modelo térmico se ajustaron a los obtenidos de la referencia (Dye, Hunziker, & Reed, 2001) con lo cual no fue necesario realizar ninguna mejora ni ajuste al modelo.

Utilizando esta respuesta se puede estimar el error que se comete al interpolar el campo térmico en el tiempo a fines de obtenerlo en cualquier momento que el análisis mecánico lo requiera.

Como fuera mencionado en la sección 2.5.2.5 “Modelado de las interacciones de campo” el programa Abaqus realiza esta interpolación de manera lineal y en su manual se recomienda tener este aspecto en cuenta al momento de realizar un análisis de acople secuencial térmico – mecánico. La estimación de error aquí obtenida permite establecer el paso de tiempo máximo admisible para la simulación térmica y determinar el intervalo temporal a utilizar para reportar el campo térmico. De este modo se pueden disminuir tanto el esfuerzo computacional como el tamaño del archivo de salida del modelo térmico sin comprometer la precisión de la simulación en su conjunto.

El procedimiento puesto en práctica para llevar a cabo lo recién descrito comienza al determinar un intervalo de tiempo de 0.005 segundos para el reporte del campo térmico al archivo de salida. Luego, tomando como referencia los resultados así obtenidos se puede estimar el máximo error de interpolación como la diferencia entre la temperatura interpolada y la obtenida numéricamente para un punto dado para el tiempo medio del

Los resultados de este estudio se listan en la Tabla 4.2-1. En ella se presenta el máximo error obtenido para los puntos indicados y en los momentos característicos de la simulación. El error se presenta en términos relativos a la máxima temperatura desarrollada en la simulación térmica cuando, en la mecánica, se produce el 2% de la deformación plástica equivalente acumulada máxima final.

Intervalo de reporte de datos (segundos)	Error relativo a la Temperatura máxima desarrollada cuando se produce el 2% de la plastificación equivalente acumulada máxima final			
	Transitorio inicial Punto A	Estado cuasiestático Punto B	Transitorio final Punto C	Enfriamiento Punto C
0.1	0.98%	0.64%	1.15%	-
0.25	-2.67%	-1.29%	4.67%	-
0.5	-3.79%	3.61%	10.17%	-1.41%
1	-	-	-	-4.07%
2	-	-	-	-9.83%
4	-	-	-	-21%

TABLA 4.2-1 RESULTADOS DE LA ESTIMACIÓN DE ERROR POR INTERPOLACIÓN TEMPORAL

Finalmente, de acuerdo a lo desarrollado y aceptando un error de interpolación máximo del 5 % se decide prescribir un intervalo de reporte de datos de un cuarto de segundo para el tiempo en que la torcha se encuentra aportando calor a la placa y de un segundo para el tiempo en que se simula el enfriamiento.

Resultados del modelo mecánico

En el análisis mecánico surgieron ciertos problemas de convergencia para cuya comprensión fue necesario estudiar los criterios que para controlarla establece Abaqus.

El método de los elementos finitos calcula la respuesta de una dada estructura a una cierta carga a partir de un sistema de ecuaciones que conciernen al equilibrio de fuerzas en los nodos. La solución de este sistema de ecuaciones es aproximada, con lo cual no es exacta, y se tiene un cierto residuo de fuerzas a través del cual se puede estimar el error cometido.

El programa Abaqus realiza, entre otros, un chequeo de convergencia de acuerdo al siguiente criterio: Compara el máximo residuo de fuerzas en una iteración con el 0.5 % del promedio temporal de los esfuerzos, tanto externos como internos, desarrollados en la estructura hasta el momento considerado. Si el residuo supera dicho porcentaje la iteración es considerada no convergente y el programa repite la iteración o reduce el paso de tiempo según el caso.

Esta manera de controlar la convergencia conlleva ciertos problemas cuando se analiza una estructura cuya única carga es de origen térmico. Especialmente cuando dicha carga es introducida de forma paulatina y concentrada. Esto es por que el promedio temporal de fuerzas resulta demasiado bajo en los primeros incrementos de tiempo de aplicación de la carga. Lo que, en definitiva, resulta en la imposición de condiciones de convergencia innecesariamente estrictas para cuyo cumplimiento se requieren incrementos de tiempo ridículamente bajos.

Para resolver este problema se recurrió a una herramienta disponible en el Abaqus que permite fijar el promedio de fuerza temporal inicial en el modelo y mantenerlo hasta que el valor real coincida con cierto porcentaje del impuesto. De este modo se puede establecer manualmente el límite de convergencia deseado para el intervalo de tiempo en el cual el sistema de control automático del programa no está en condiciones de cumplir dicha función.

En estas condiciones se obtuvieron resultados adecuados, respecto a los tomados como referencia, cuando se aplicaron al material propiedades constantes con la temperatura e iguales a las que el mismo tiene a temperatura ambiente. Sin embargo, al considerar a las propiedades como función del campo térmico, la intensidad cantidad e intensidad de las no linealidades presentes hicieron imposible lograr que la simulación converja.

Luego se decidió repetir el análisis mecánico utilizando una formulación explícita en el tiempo por medio de la cual se pueda completar la simulación considerando todas las no linealidades presentes.

4.2.4 Modelo mecánico de formulación explícita

Para la realización de esta simulación fue necesario cambiar el tipo de elemento dado que el Abaqus sólo dispone de elementos de placa de interpolación lineal en desplazamientos para su uso con la formulación explícita. Por lo demás el modelo fue igual en todos sus aspectos al realizado con la formulación implícita.

Además, según fuera presentado en el apartado 2.5.2.8, en la implementación de la formulación explícita de simulaciones mecánicas por medio del software Abaqus se tiene la posibilidad de escalar la masa de los componentes involucrados a fines de aumentar el máximo incremento temporal estable. En la presente tesis se hizo uso de esta herramienta teniendo siempre en cuenta la recomendación establecida en (Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc., 2007) respecto a mantener la energía cinética del modelo debajo del diez por ciento de la energía interna del mismo.

Los resultados obtenidos de este modo fueron satisfactorios en relación a la referencia utilizada.

4.2.5 Modelo de formulación explícita y mallado de alta densidad

A continuación se presenta un estudio realizado a fines de poder estimar el error que se cometería utilizando diferentes tamaños de elementos en las diferentes zonas de la placa. Es decir, se estudió la capacidad que tienen elementos de diferentes tamaños para representar la variación del campo de tensiones en toda la placa. Luego, con esa información se pudo diseñar una estrategia de discretización que permitió reducir el costo computacional de la simulación manteniendo una precisión aceptable.

El procedimiento de estimación es similar al utilizado para determinar el error de interpolación temporal del campo térmico. La única diferencia es que aquí se redujo el margen de error de un 5 a un 2,5 % dado que en este caso se busca modificar la discretización del modelo y no sólo la forma en que se reportan los resultados.

En este caso se partió de un modelo con un mallado extremadamente fino formado por elementos cuadrados de medio milímetro de lado (un cuarto de la dispersión de la fuente). Luego se consideraron las tensiones longitudinales, transversales y de corte en diferentes momentos de la simulación sobre un camino perpendicular al de soldadura que atraviesa a este último en su punto medio. De este modo se buscó obtener resultados que, al no ser afectados por las condiciones de borde, fuesen de mayor generalidad y aplicables al modelado de diversas geometrías.

El estudio inicial de los datos recogidos determinó que el mayor error se comete, para todo tiempo, sobre la distribución de tensiones longitudinales puesto que fueron ellas las de mayor intensidad en el modelo.

En la Figura 4.2–9 se presenta la estimación de error porcentual, relativo a la tensión de fluencia a temperatura ambiente, para diferentes medidas posibles de elementos y en tres momentos de la simulación. Estos son, cuando la fuente se ubica sobre el punto de medición, cuando llega al final del camino de soldadura y cuando la placa alcanza nuevamente la temperatura inicial.

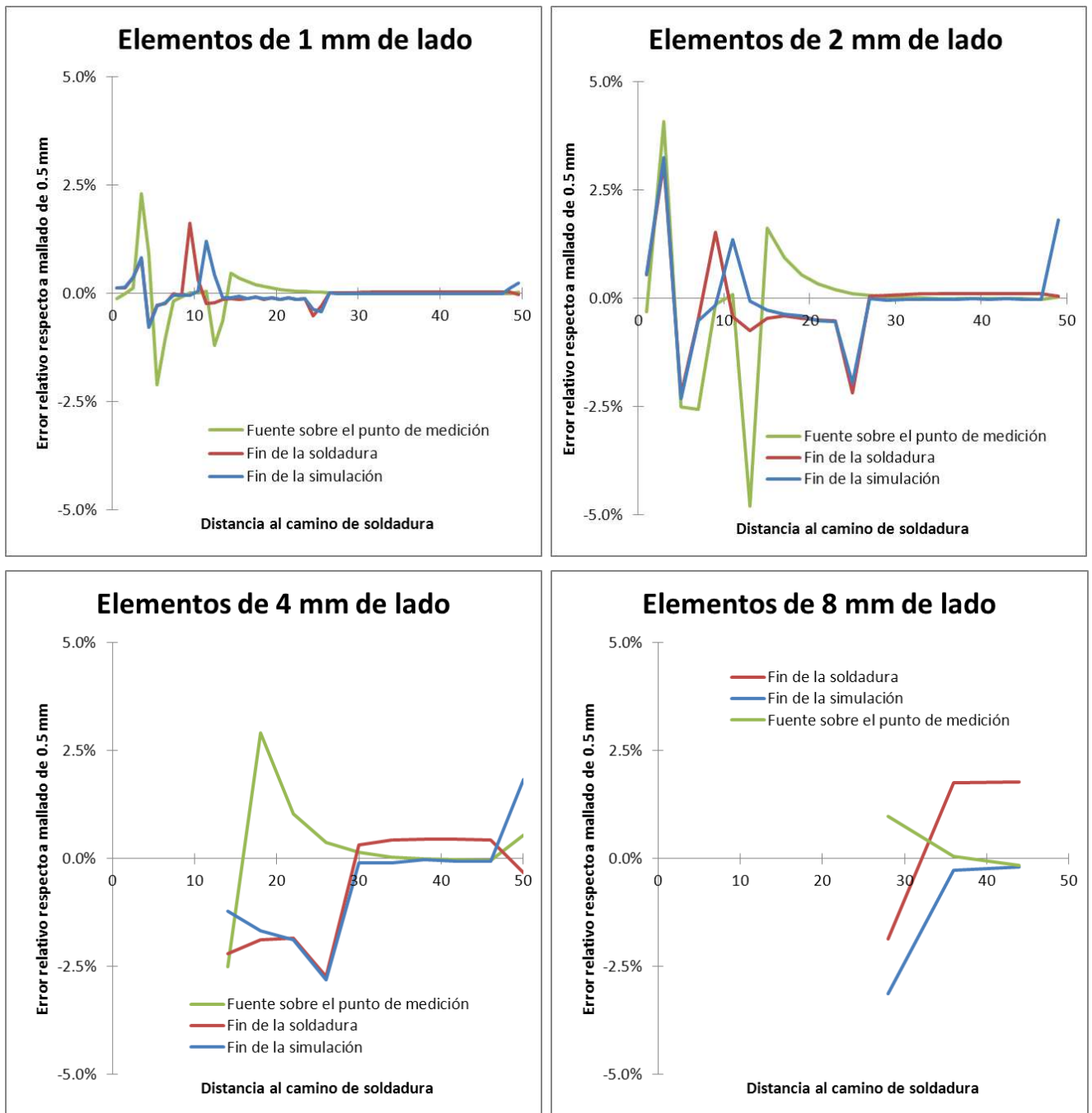


FIGURA 4.2-9 ERROR DEBIDO A LA UTILIZACIÓN DE DIFERENTES TAMAÑOS DE ELEMENTO RELATIVO A LA TENSIÓN DE FLUENCIA DEL MATERIAL A TEMPERATURA AMBIENTE PARA EL PUNTO MEDIO DEL CAMINO DE SOLDADURA EN FUNCIÓN DE LA DISTANCIA AL CORDÓN.

4.2.6 Modelo final de soldadura de placa plana

El estudio de los resultados del modelo anterior determinó que la distribución de tensiones desarrollada durante la simulación puede ser obtenida con precisión aceptable si se utiliza la malla descrita a continuación. Midiendo desde el camino de la fuente y en dirección perpendicular al mismo, hasta diez milímetros (dos radios de la fuente) utilizar elementos de un milímetro de lado (media dispersión de la fuente), de diez a veinte milímetros realizar una transición de elementos de uno a dos milímetros de lado y desde los veinte milímetros hasta el final de la placa realizar una transición ordenada desde dos a ocho milímetros. En caso de modelos de mayor tamaño se recomienda marcar un límite a la transición final y luego continuar el mallado con elementos de ocho milímetros de lado para el resto de la estructura.

Para aplicar, por medio del software Abaqus, la estrategia descrita al modelo particular estudiado se debió prescribir la separación entre las semillas de mallado en los bordes de la placa y en límites artificiales creados a tal fin. Estos límites y semillas que el programa utiliza para generar la malla se presentan en la Figura 4.2-10 junto con el tipo de mallado indicado para cada zona. Luego, en la Figura 4.2-11 se presenta la malla resultante, allí se puede apreciar que la misma se adecúa a las condiciones y requerimientos establecidos en el párrafo anterior.



FIGURA 4.2-10 APLICACIÓN DE LA ESTRATEGIA DE MALLADO AL MODELO DESARROLLADO

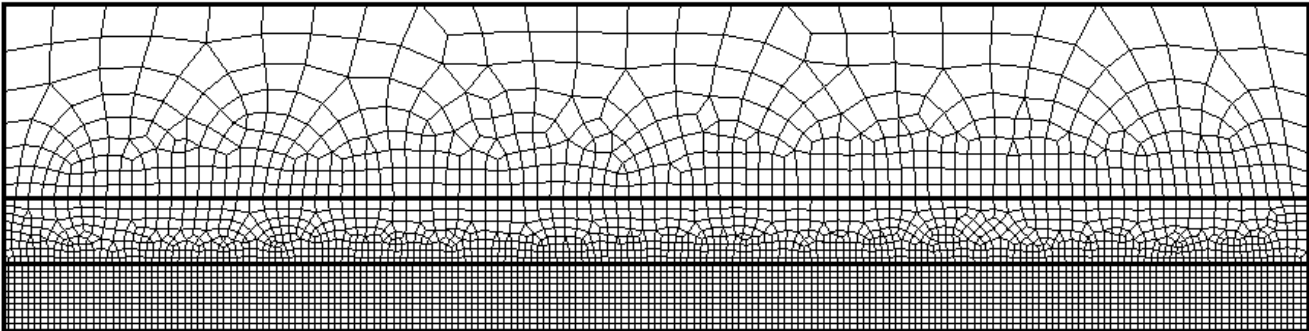


FIGURA 4.2-11 MALLADO RESULTANTE

Luego se llevó a cabo nuevamente la simulación incorporando a ella las recomendaciones resultantes de los estudios realizados hasta ese momento.

Esta simulación presentó la relación entre la energía cinética e interna del modelo graficada en la Figura 4.2-12. En ella se puede ver que el escalamiento de masa aplicado no afectó los resultados puesto que la energía cinética durante la simulación se mantuvo por debajo del diez por ciento de la interna durante casi todo el tiempo modelado. Sólo en los primeros 0.4 segundos la energía cinética sobrepasó dicho límite y lo hizo por menos del cinco por ciento lo cual no llegó a causar un efecto sensible sobre los resultados.

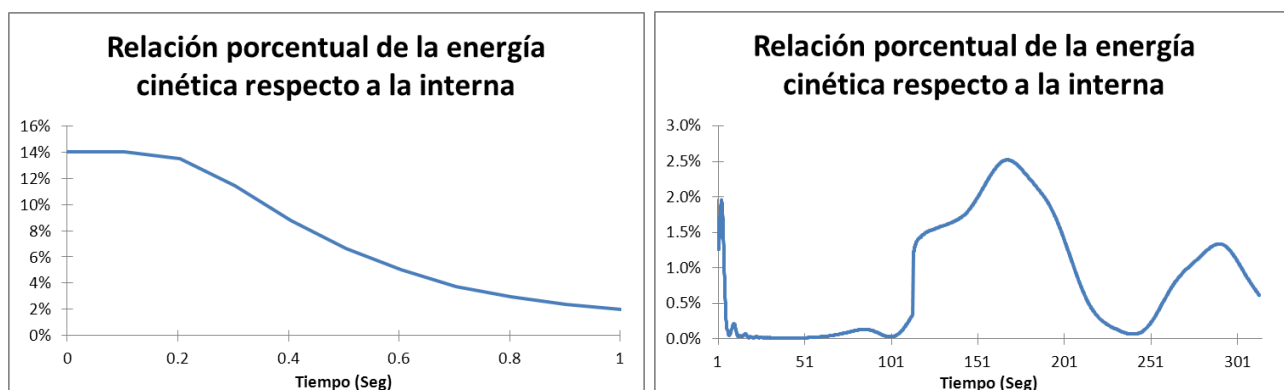


FIGURA 4.2-12 ENERGÍA CINÉTICA E INTERNA DESARROLLADAS EN LA SIMULACIÓN

En la Figura 4.2-13 se puede apreciar la evolución de la temperatura de tres puntos ubicados a 6, 8 y 10 milímetros del camino de soldadura sobre una línea que corta al mismo en su punto medio. En la Figura 4.2-14 se puede apreciar la deformación residual de la placa en términos de los dos modos considerados. En la Figura 4.2-15 se pueden apreciar las tensiones residuales expresadas como las principales en las direcciones paralela y perpendicular al camino de soldadura, longitudinal y transversal respectivamente.

Las mediciones experimentales de las tensiones, como se explica en (Dye, Hunziker, & Reed, 2001), fueron realizadas por medio del método de difracción de neutrones sobre una línea perpendicular al camino de soldadura que corta al mismo en su punto medio. Vale decir que este método de medición de tensiones tiene ciertas limitaciones al momento de aprehender grandes variaciones de tensión en la dirección del espesor. De modo tal que cuando se encuentra con grandes variaciones entrega valores promediados sobre el volumen de medición de las tensiones existentes. Luego, se estima que el error obtenido sea aún menor al que se visualiza en las mencionadas figuras. Por otro lado, los resultados de la simulación que aquí se presentan fueron tomados sobre la línea indicada y en el plano medio de la placa.

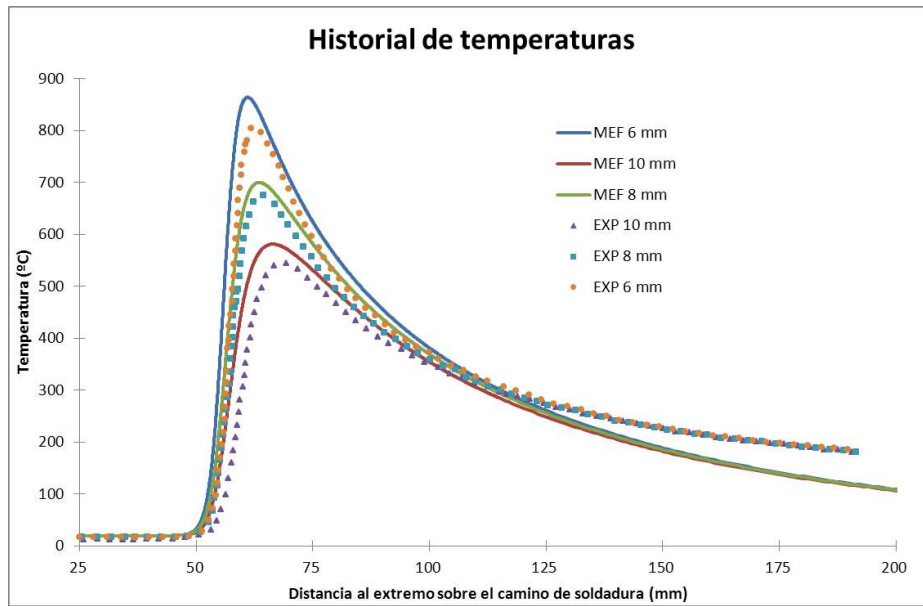


FIGURA 4.2-13 TEMPERATURAS OBTENIDAS DE (DYE, HUNZIKER, & REED, 2001) Y CALCULADAS POR LA SIMULACIÓN

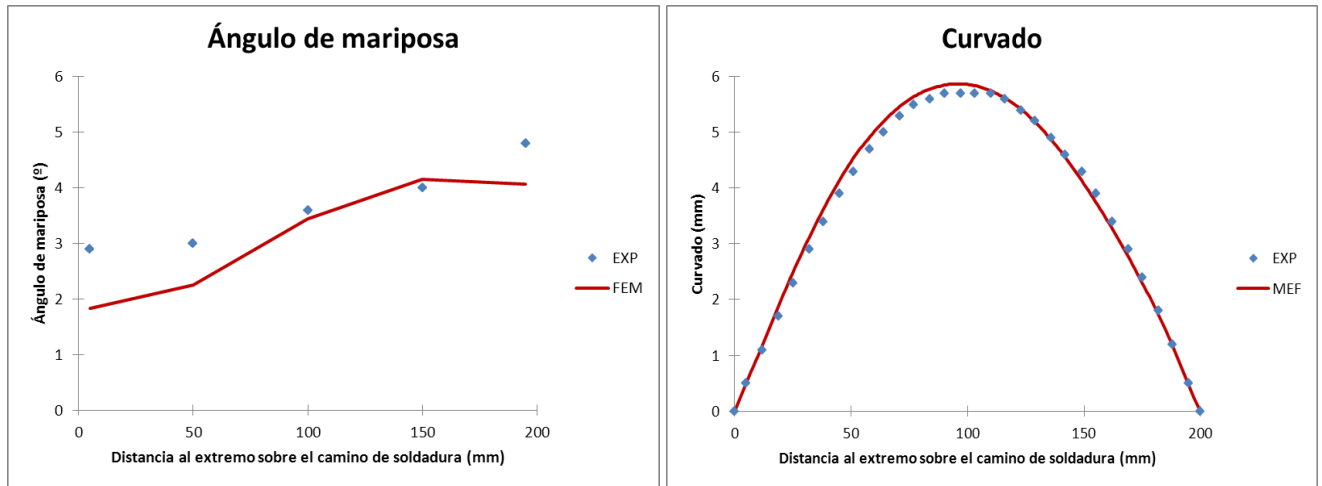


FIGURA 4.2-14 DEFORMACIONES OBTENIDAS DE (DYE, HUNZIKER, & REED, 2001) Y CALCULADAS POR LA SIMULACIÓN

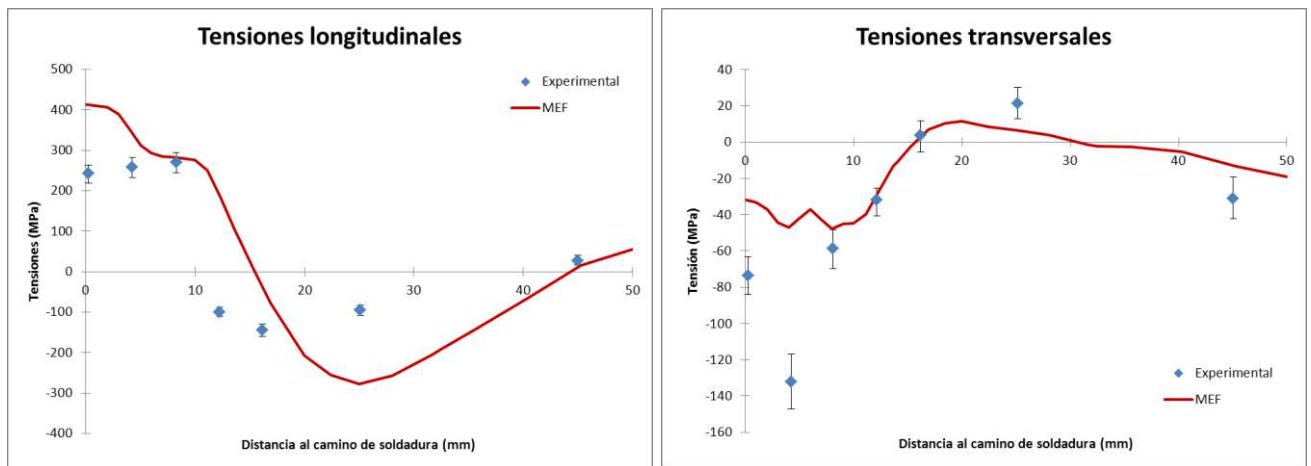


FIGURA 4.2-15 TENSIONES OBTENIDAS DE (DYE, HUNZIKER, & REED, 2001) Y CALCULADAS POR LA SIMULACIÓN

En la Figura 4.2-16 y la Figura 4.2-17 se pueden apreciar los resultados numéricos obtenidos en la presente tesis y en (Dye, Hunziker, & Reed, 2001) para las tensiones residuales longitudinales y transversales respectivamente.

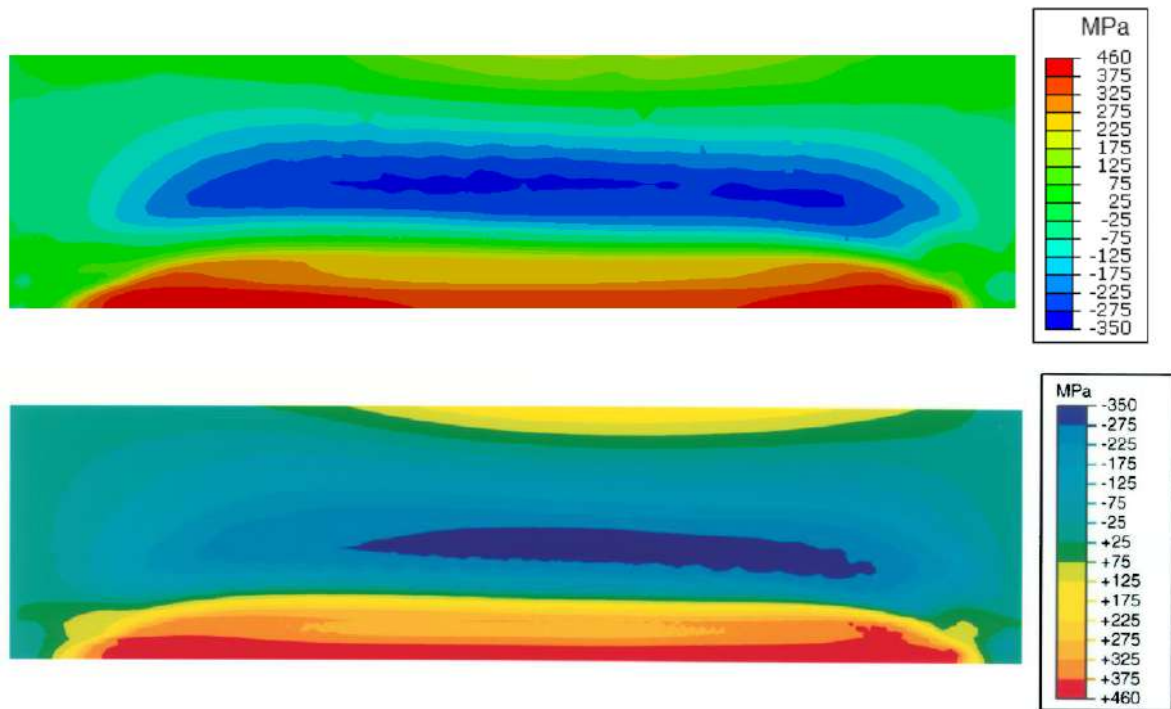


FIGURA 4.2-16 TENSIONES RESIDUALES LONGITUDINALES. ARRIBA RESULTADOS DEL MODELO DESARROLLADO; ABAJO RESULTADOS NUMÉRICOS OBTENIDOS EN (DYE, HUNZIKER, & REED, 2001)



FIGURA 4.2-17 TENSIONES RESIDUALES TRANSVERSALES. ARRIBA RESULTADOS DEL MODELO DESARROLLADO; ABAJO RESULTADOS NUMÉRICOS OBTENIDOS EN (DYE, HUNZIKER, & REED, 2001)

Finalmente en la Figura 4.2-18 se pueden apreciar una foto de la placa deformada luego del experimento descrito en (Dye, Hunziker, & Reed, 2001) y la misma condición obtenida por el modelo numérico desarrollado en esta tesis.

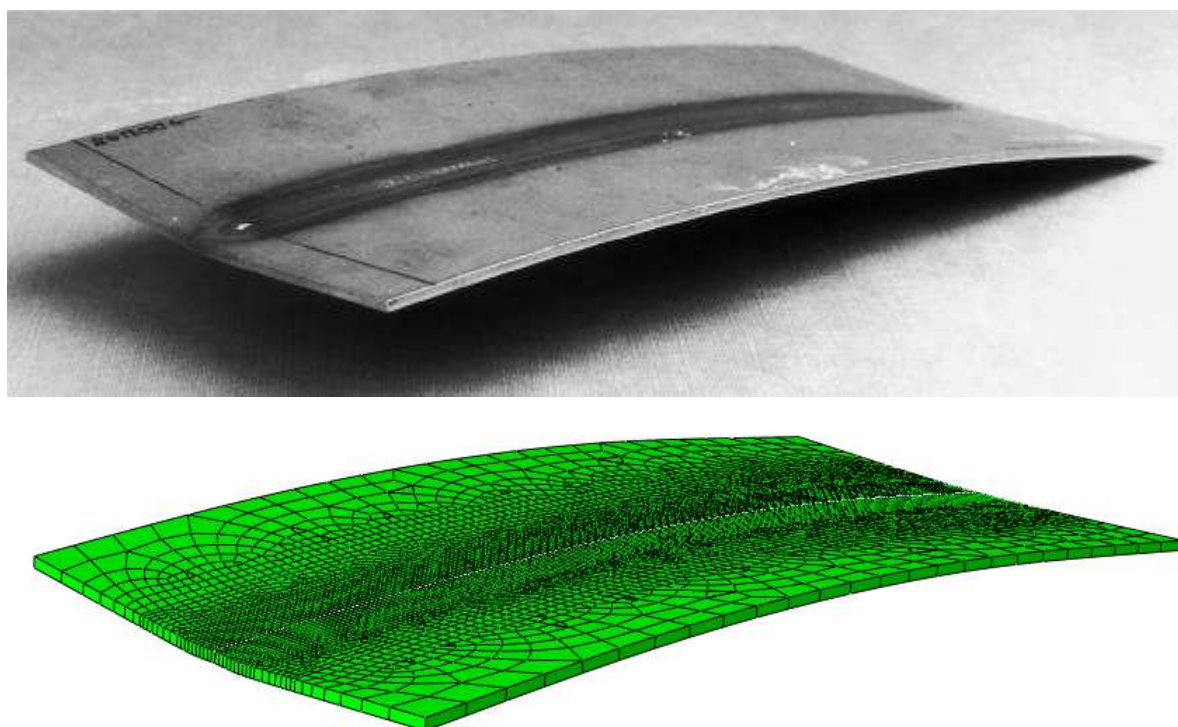


FIGURA 4.2-18 PLACA DEFORMADA. ARRIBA IMAGEN OBTENIDA DE (DYE, HUNZIKER, & REED, 2001); ABAJO DEFORMACIÓN CALCULADA CON EL MODELO.

Como se puede apreciar el ajuste de los resultados del modelo numérico tanto a su contraparte desarrollada en (Dye, Hunziker, & Reed, 2001) como a los correspondientes valores experimentales es muy bueno cualitativa y cuantitativamente quedando por ello validados tanto el modelo como la estrategia de simulación desarrollados.

4.3 Conclusiones

En esta sección se describió el desarrollo de modelos de soldadura de complejidad creciente. Los resultados obtenidos de los modelos estudiados estuvieron en completo acuerdo con los valores experimentales utilizados como referencia. Quedando por ellos validados tanto los modelos como la estrategia utilizada para desarrollarlos.

Gracias a este trabajo se pudieron superar múltiples inconvenientes que en el futuro ya no serán tales y se completó el diseño de la estrategia objetivo de la tesis.

Los elementos incorporados a la estrategia objetivo de esta tesis después de realizados los estudios reflejados en este capítulo fueron:

- Reportar el campo térmico al archivo de salida con un intervalo de un cuarto de segundo para el tiempo en que la torcha se encuentra aportando calor a la placa y de un segundo para el tiempo en que se simula el enfriamiento de la misma.
- Dado que la simulación desarrollada entregó buenos resultados utilizando cinco puntos de integración a través de la sección se mantendrá esa cantidad de puntos en el futuro para reducir el costo computacional de los modelos térmico y mecánico.
- En caso de requerir una herramienta de análisis rápido se pueden considerar las propiedades del material constantes con la temperatura e iguales a las que presenta a temperatura ambiente.
- El análisis mecánico correspondiente a la opción sugerida en el punto anterior puede ser realizado utilizando una formulación implícita o explícita en el tiempo según se desee. En caso de utilizar una formulación implícita se deberá imponer una fuerza promedio temporal inicial adecuada modificando los parámetros de convergencia del modelo.
- En caso de requerir una herramienta de mayor precisión se deberá considerar la variación las propiedades del material con la temperatura.
- Para llevar a cabo el análisis mecánico correspondiente a la opción anterior se deberá recurrir a una formulación explícita en el tiempo utilizando un mallado compuesto de elementos de interpolación lineal en desplazamientos.
- Utilizar un mallado cuya distribución y densidad se corresponda con la siguiente estrategia: En la zona de la fuente y hasta una distancia de dos radios de la fuente a cada lado del camino de soldadura medida de manera perpendicular al mismo utilizar un mallado estructurado compuesto por cuadrados cuyos lados tengan una longitud de media dispersión de la fuente de calor. Desde una distancia de dos a una de cuatro radios de la fuente utilizar un mallado dominado por cuadrados cuyos tamaños característicos se incrementen de media a una dispersión de la fuente de calor. Desde una distancia de cuatro a ocho radios de la fuente realizar un mallado igual al anterior en el cual el tamaño característico de los elementos se incremente de una a cuatro dispersiones de la fuente. De allí en más utilizar el tipo de mallado más ordenado posible cuyos elementos tengan un tamaño característico de cuatro dispersiones de la fuente.

5 Estrategia de modelado de soldadura de placas delgadas

5.1 Descripción de la estrategia desarrollada

5.1.1 Introducción y alcance de la estrategia

La estrategia aquí descrita permitirá la creación de modelos de elementos finitos del proceso de soldadura de pasada simple de placas delgadas para calcular los campos de tensiones y deformaciones residuales en las zonas alejadas a los puntos de aplicación de la soldadura.

Vale aclarar que los objetivos y alcance del presente trabajo determinan que el nivel de precisión obtenible en simulaciones llevadas a cabo utilizando esta estrategia sea de tipo estándar en la clasificación establecida en (Lindgren, 2006).

5.1.2 Propiedades del material

Dadas las altas temperaturas que se desarrollan durante la soldadura se recomienda considerar el efecto que su variación tiene sobre las propiedades térmomecánicas del material. De todos modos, se podrán obtener resultados aproximados utilizando para ellas los valores que toman a temperatura ambiente.

Más allá de si se considere o no la variación del comportamiento del material con la temperatura se deberá contar con información de las siguientes propiedades:

- Densidad
- Calor específico
- Conductividad térmica
- Coeficiente de expansión térmica
- Módulo de Young
- Tensión de fluencia
- Coeficiente de endurecimiento isotrópico
- Calores latentes de cambio de estado y de transformaciones de fase en estado sólido

Al importar esta información al modelo numérico se podrán hacer ajustes sobre las propiedades consideradas teniendo en cuenta las siguientes recomendaciones:

- Imponer una baja tensión de fluencia y modulo de Young y alta conductividad a altas temperaturas para considerar el comportamiento mecánico de la pileta líquida y la alta agitación del fluido que la compone.
- Se podrá reducir, con criterio, el coeficiente expansión térmica a temperaturas superiores a la de fusión del material para evitar el desarrollo de deformaciones permanentes espurias en la pileta líquida debido a las modificaciones sugeridas en el ítem anterior.
- Tener en cuenta los cambios de volumen debidos a cambios de fase en estado sólido modificando el coeficiente de expansión térmica en función de la temperatura.
- Modificar el calor específico para considerar los calores latentes de transformación de fase en estado sólido y cambio de estado.

5.1.3 Parámetros de soldadura

Será necesario conocer los valores de los siguientes parámetros de soldadura para cada caso a modelar:

- Velocidad de desplazamiento de la fuente de calor
- Potencia neta introducida a las piezas
- Dispersión de la fuente

Al modelar el movimiento de la fuente se recomienda utilizar un paso igual o menor a su dispersión.

5.1.4 Modelado de las interacciones de campo

Las interacciones desarrolladas en el procedimiento modelado permiten su consideración a partir de un enfoque de acople secuencial dividiendo la simulación en dos etapas. Se sugiere, primero obtener el campo térmico por medio de un modelo de transferencia de calor desacoplado. Y, luego, imponer estos resultados sobre un modelo mecánico con el cual se podrán calcular las tensiones y deformaciones residuales buscadas.

5.1.5 Formulaciones aplicables

Modelo térmico

En el desarrollo de la presente estrategia sólo fue tomada en cuenta la formulación implícita en el tiempo para las ecuaciones de transferencia de calor. En caso de disponer de la posibilidad de aplicar una formulación explícita para este proceso se sugiere realizar un estudio al respecto antes de poner esta posibilidad en práctica.

Modelo mecánico

Para el desarrollo del modelo mecánico se podrá optar entre utilizar una formulación implícita o explícita en el tiempo teniendo en cuenta las siguientes consideraciones:

- La formulación implícita sólo podrá aplicarse en caso de que se requiera una herramienta de cálculo rápido y aproximado. Esto es porque los modelos mecánicos simulados con esta formulación no podrán considerar las variaciones que se dan en el comportamiento del material con la temperatura.
- Los resultados obtenidos utilizando propiedades constantes con la temperatura serán cualitativamente acertados y se espera que su nivel de error se mantenga acotado. Sin embargo, la precisión alcanzable de este modo no será clasificable como estándar.
- En caso de utilizar la formulación implícita será necesario ajustar los parámetros de convergencia del modelo aplicando una fuerza promedio temporal inicial adecuada.
- Si se buscan resultados de precisión estándar se deberán considerar las variaciones en las propiedades del material debidas a cambios en su temperatura. En ese caso el análisis mecánico sólo podrá llevarse a cabo utilizando la formulación explícita.
- Si se decide utilizar la formulación explícita se podrá escalar la masa del modelo a fines de aumentar el máximo incremento de tiempo estable y así reducir el tiempo de cálculo de la simulación.

5.1.6 Marco de referencia

Se sugiere utilizar un marco de referencia lagrangiano cuya geometría base se actualice con el tiempo. El objetivo de esto es considerar los efectos que la deformación de los componentes durante el proceso tiene en la forma de aplicación de las cargas.

5.1.7 Sistema de referencia

Se recomienda que el sistema de referencia utilizado se adecúe a la geometría analizada. Es decir, sistemas cilíndricos en el estudio de cilindros, esféricos para esferas y rectangulares para otras estructuras. Además, se recomienda que dichos sistemas sean determinados localmente para cada componente involucrado en el proceso. Finalmente, se sugiere comprobar que el sistema que se desee determinar coincida con el efectivamente determinado. De no hacerlo así podrían surgir problemas al momento de estudiar los resultados del modelo si dichos sistemas no fuesen el mismo.

Las recomendaciones listadas en el párrafo anterior se originan en que los programas de cálculo tienen, para los elementos de placa, maneras automáticas de determinar el sistema de referencia en el cual se reportarán los resultados del análisis. La problemática surge cuando, por efecto de la geometría del modelo, el sistema así establecido es distinto para diferentes puntos de la estructura. Como efecto de esta situación se pueden obtener respuestas que podrían parecer erróneas cuando el error se encuentra no en los resultados sino en la manera en que ellos son reportados.

5.1.8 Discretización temporal

Simulación térmica

La simulación térmica deberá ser dividida en el tiempo de modo tal de poder:

- Imponer la temperatura inicial.
- Establecer las condiciones de contorno térmicas.
- Modelar el desplazamiento de la torcha de soldadura
- Permitir el enfriamiento del modelo una vez concluida la soldadura.

Se recomienda que la división aplicada sea tal que se puedan establecer los incrementos de tiempo máximo y mínimo y el intervalo temporal de reporte de los resultados de manera independiente para los procesos de soldadura y enfriamiento.

Se sugiere tener en cuenta el error de interpolación temporal al momento de determinar el intervalo de tiempo con que se reportan los resultados del estudio térmico al archivo de salida. Para ello se podrá recurrir a la herramienta descrita en la sección 4.2.3. Se recomienda que el mencionado intervalo de tiempo se calcule de manera independiente para los procesos de soldadura y enfriamiento.

Se sugiere imponer el mínimo incremento de tiempo en el análisis térmico de modo tal que se cumpla la ecuación Ec. 2.5.2-1:

$$\Delta t > \frac{\rho c}{6k} \Delta l^2$$

donde:

- Δt : Incremento de tiempo.
- Δl : Dimensión característica de un elemento.
- ρ : Densidad.
- c : Calor específico.
- k : Conductividad térmica

Si la convergencia del modelo requiere incrementos de tiempo inferiores al así determinado se recomienda aumentar la densidad del mallado de discretización.

Simulación mecánica

La simulación mecánica deberá ser dividida en el tiempo de modo tal de poder:

- Imponer la temperatura inicial y establecer las condiciones de contorno mecánicas.
- Modelar las deformaciones generadas durante el desplazamiento de la torcha de soldadura.
- Modelar las deformaciones generadas durante el enfriamiento del modelo una vez concluida la soldadura.
- Imponer el valor de la temperatura final igual a la inicial y modelar las deformaciones que ello produce.

Se recomienda aplicar la misma división para los tiempos correspondientes a los procesos de soldadura y enfriamiento en esta simulación que los aplicados para la térmica. Esto facilitará la imposición del campo de temperaturas al modelo mecánico.

Para establecer los incrementos de tiempo de la simulación mecánica se sugiere tener en cuenta las siguientes recomendaciones:

- En caso de utilizar una formulación implícita se recomienda indicar que el software de cálculo determine automáticamente los incrementos de tiempo para la simulación mecánica. No hay, en este caso, limitantes que determinen la imposición de un cierto incremento máximo y/o mínimo.
- En caso de utilizar la formulación explícita para el análisis mecánico se podrá escalar la masa para aumentar el máximo paso de tiempo estable. Se deberá tener en cuenta que si se aumenta la masa por un factor de f^2 se reduce el número de incrementos necesarios de n a n/f .

- En caso de utilizar la herramienta de escalado de la masa deberá monitorearse la energía cinética durante la simulación teniendo en cuenta que nunca supere el 10 % de la energía interna. Si en algún momento así lo hiciera, deberá reducirse el factor de escalado de masa para mantener bajo control el error incorporado por las fuerzas de inercia.
- Para poder contemplar adecuadamente el ítem anterior se sugiere tener en cuenta que el incremento de la energía cinética del modelo es directamente al de su masa.

5.1.9 Modelado de la geometría

La geometría de los componentes puede ser modelada como si ellos estuviesen unidos desde el principio de la simulación. Además, se sugiere aprovechar toda simetría presente en el proceso para reducir el tamaño del modelo siempre y cuando la misma sea tanto geométrica como de cargas.

5.1.10 Discretización espacial

Elementos de discretización

De acuerdo al alcance de la presente tesis la estrategia creada considera la utilización de elementos de placa delgada en la discretización del modelo. En lo que sigue se indican los elementos particulares que corresponde utilizar en cada análisis.

Para discretizar el modelo térmico se sugiere utilizar elementos de placa de interpolación lineal en temperaturas preferencialmente cuadriláteros o, si así lo requiere el mallado de la geometría, triangulares. Estos elementos son denominados como DS4 y DS3 respectivamente en la librería de elementos de Abaqus.

En lo que respecta al modelo mecánico se sugiere utilizar elementos de placa cuadriláteros o triangulares de interpolación cuadrática en desplazamientos con integración reducida con cinco grados de libertad para simulaciones formuladas implícitamente. Estos elementos se encuentran listados en las librerías de Abaqus como S8R5 y STRI65 respectivamente.

Si, por el contrario, se utiliza la formulación explícita se sugiere utilizar elementos de placa cuadriláteros o triangulares de interpolación lineal en desplazamientos con integración reducida, precisión de segundo orden y control de deformación de reloj de arena que tengan en cuenta deformaciones de membrana finitas. Estos elementos son llamados por Abaqus como S4R y S3R respectivamente.

Mallado

Las siguientes recomendaciones son aplicables a la generación de los mallados utilizados en la discretización de los modelos térmico y mecánico:

- Utilizar mallados de igual distribución y número de elementos para los modelos térmico y mecánico.
- Utilizar un mallado cuya distribución y densidad se corresponda con la siguiente estrategia. En la zona de la fuente y hasta una distancia de dos radios de la fuente a cada lado del camino de soldadura medida de manera perpendicular al mismo utilizar un mallado estructurado compuesto por cuadrados cuyos lados tengan una longitud de media dispersión de la fuente de calor. Desde una distancia de dos a una de cuatro radios de la fuente utilizar un mallado dominado por cuadrados cuyos tamaños característicos se incrementen de media a una dispersión de la fuente de calor. Desde una distancia de cuatro a ocho radios de la fuente realizar un mallado igual al anterior en el cual el tamaño característico de los elementos se incremente de una a cuatro dispersiones de la fuente. De allí en más utilizar el tipo de mallado más ordenado posible cuyos elementos tengan un tamaño característico de cuatro dispersiones de la fuente.

En lo que respecta a la determinación del comportamiento de la sección de los elementos se recomienda:

- Integrar la sección de los elementos durante el análisis en cinco puntos de integración se Simpson.
- Indicar que el número de puntos en que se toma la temperatura sobre el espesor sea igual al número de puntos de integración.

5.1.11 Cargas aplicadas

Modelo térmico

La carga aplicada al modelo térmico consistirá en una fuente de calor móvil distribuida de acuerdo a una gaussiana bidimensional que represente la torcha de soldadura. Para establecer esta carga se sugiere utilizar la estrategia desarrollada a tal fin explicada en el Apéndice.

Modelo mecánico

La carga aplicada al modelo mecánico será el campo térmico acoplado por el coeficiente de expansión térmica. En el caso del programa Abaqus la distribución de temperaturas puede ser impuesta al modelo mecánico como un campo predefinido. Para ello será necesario indicar el paso de la simulación térmica del que se desea transferir la información al correspondiente paso del modelo mecánico. También será necesario indicar que se trata de mallas compatibles. En caso de utilizar la formulación implícita con elementos de interpolación cuadrática se deberá activar la capacidad de nodo medio.

Cabe mencionar que, si se lo desea, se podrán aplicar cargas puramente mecánicas de forma superpuesta al campo mecánico. Sin embargo esta posibilidad no ha sido estudiada en la presente tesis y la precisión alcanzada por un modelo que las incorpore quedará en manos del analista que lo lleve a cabo.

5.1.12 Condiciones de contorno

Condiciones de contorno térmicas

Como condiciones de contorno térmicas se podrá optar por alguna de las siguientes posibilidades:

- Aplicar sólo condiciones de convección con un coeficiente pelicular constante.
- Aplicar sólo condiciones de convección con un coeficiente pelicular variable con la temperatura.
- Utilizar condiciones de convección y radiación con parámetros constantes o variables con la temperatura.

Las tres opciones descritas anteriormente están listadas en orden creciente de precisión y costo computacional. Cabe mencionar que durante el desarrollo de la presente estrategia se logró alcanzar la precisión estándar utilizando la primera de ellas con el consiguiente ahorro en tiempo de cálculo. En cualquier caso, la aptitud que estas condiciones de contorno tengan para representar la realidad dependerá de la precisión con que hayan sido obtenidos los parámetros que las definen.

Condiciones mecánicas

Para establecer las condiciones de contorno del modelo mecánico se sugiere tomar en cuenta las siguientes consideraciones:

En caso se utilizar la formulación implícita para la simulación mecánica:

- Las restricciones aplicadas deberán representar apropiadamente las condiciones del proceso que se desea modelar. Para ello no existen recetas predeterminadas y se deberá recurrir a experiencia previa, recomendaciones de expertos e información bibliográfica pertinente.
- En caso de existir simetrías de algún tipo en el problema se las podrá utilizar para determinar las condiciones de contorno mecánicas y eliminar posibles desplazamientos y rotaciones de cuerpo rígido.
- Una vez impuestas las condiciones de contorno mecánicas de acuerdo a lo establecido en los dos ítems anteriores se deberán incluir las restricciones necesarias para eliminar todo movimiento de cuerpo rígido. De más está decir, que esto deberá hacerse de forma tal que no altere el campo de tensiones buscado. Corresponde mencionar que si estos grados de libertad quedasen sin restricción ello se vería reflejado como autovalores negativos en la matriz de rigidez del modelo lo cual conforma una manera de identificar errores en este aspecto.

En caso de utilizar la formulación explícita para el modelo mecánico:

- Las condiciones de contorno aplicadas deberán representar las restricciones del proceso a simular.
- No es necesario, ni recomendable, aplicar condiciones de contorno superfluas para restringir los movimientos de cuerpo rígido en el modelo.

5.1.13 Validación del modelo

Todo modelo por elementos finitos desarrollado ya sea utilizando esta o cualquier otra estrategia deberá ser adecuadamente validado utilizando resultados experimentales apropiados.

5.2 Conclusiones

La estrategia descrita en este capítulo junto con las recomendaciones que incluye componen los resultados finales de la presente tesis. Para el desarrollo de la misma se utilizó información proveniente tanto de fuentes bibliográficas como de producción propia. Esta estrategia, oportunamente validada, permitirá la creación de simulaciones de precisión estándar para el modelado de la soldadura de placas delgadas.

6 Ejemplo de aplicación: ***Soldadura circunferencial de un cilindro de acero de bajo carbono***

En este capítulo se presenta el modelado de un ejemplo de aplicación práctica llevado a cabo de acuerdo a la estrategia propuesta.

La simulación desarrollada consiste en el soldado circunferencial de un cilindro acero de bajo carbono (AH 36). Los parámetros de la soldadura están resumidos en la Tabla 5.2-1, mientras que las características geométricas se pueden apreciar en la Figura 5.2-1, cuyas referencias se pueden leer en la Tabla 5.2-2.

Parámetro	Valor
Velocidad de la fuente	3 mm/s
Potencia neta	1875 W
Dispersión de la fuente	2 mm
Paso de la soldadura	2 mm

TABLA 5.2-1 PARÁMETROS DE SOLDADURA

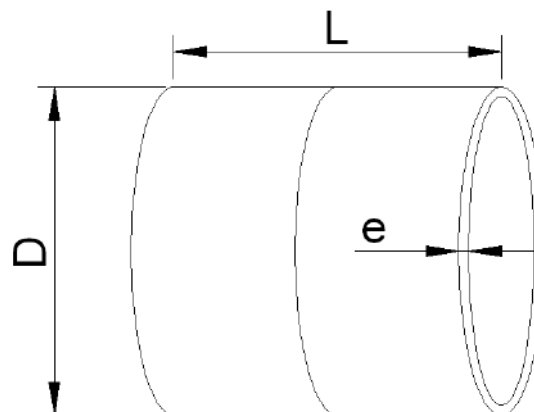


FIGURA 5.2-1 GEOMETRÍA MODELADA

Dimensión (mm)	Valor
D	100
L	100
e	3

TABLA 5.2-2 REFERENCIAS DE LA FIGURA 5.2-1

En lo que respecta al material, se trata del acero naval de bajo carbono AH36 cuyas características se obtuvieron de la referencia (Malik, Qureshi, & Dar, 2007). Este acero de densidad 8096 kg/m^3 tiene la composición que se puede apreciar en la Tabla 5.2-3 y las propiedades graficadas en la Figura 5.2-2.

C	Cr	Mn	Ni	Si	V	Cu	S	P	Sn	Nb
0.13	0.026	1.418	0.012	0.346	0.056	0.015	0.007	0.023	0.002	0.02

TABLA 5.2-3 COMPOSICIÓN DEL ACERO DE BAJO CARBONO AH36 (MALIK, QURESHI, & DAR, 2007)

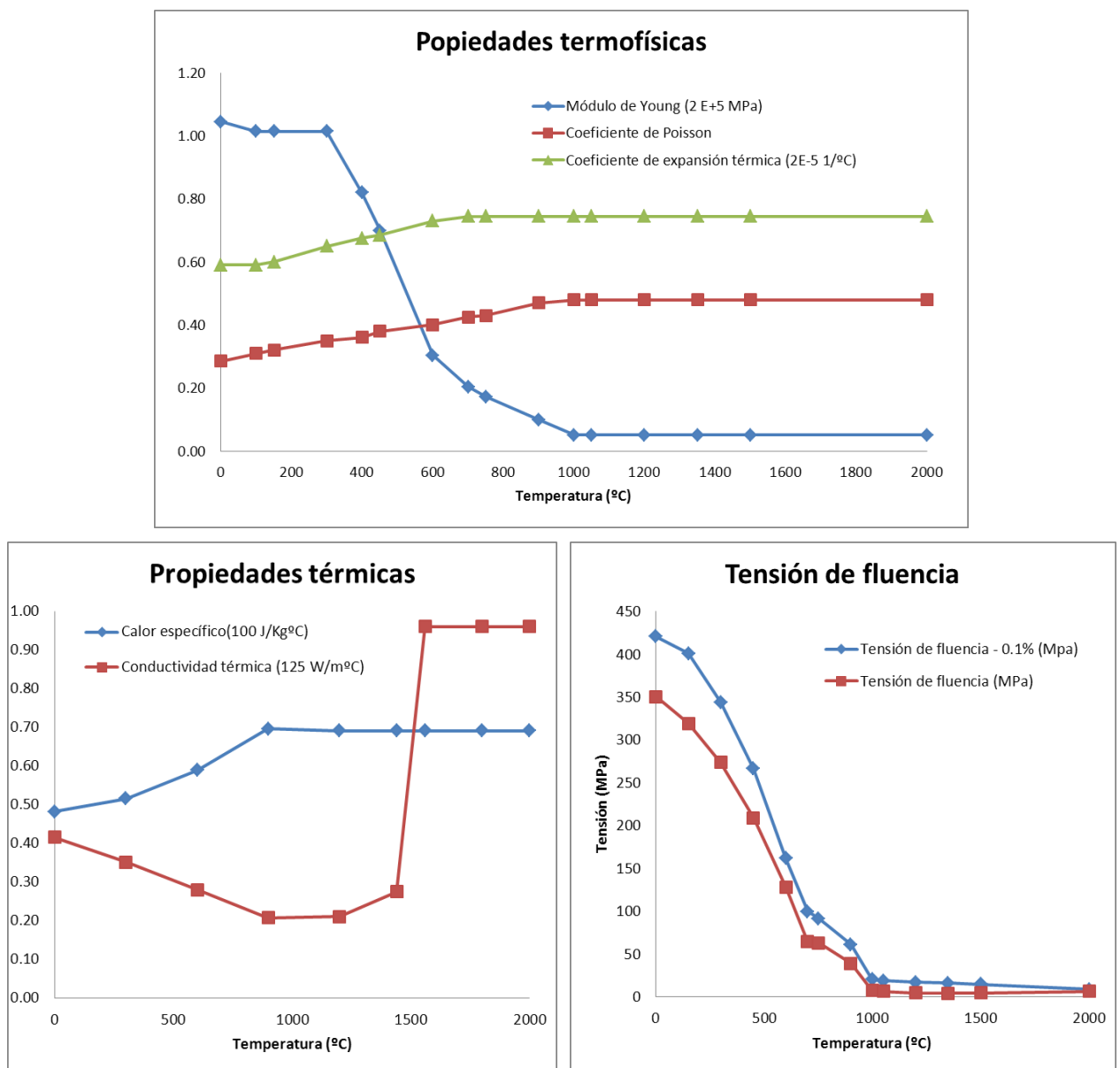


FIGURA 5.2-2 PROPIEDADES DEL ACERO DE BAJO CARBONO AH36 (MALIK, QURESHI, & DAR, 2007)

Dado que el sistema presenta simetría geométrica y de cargas respecto al camino de soldadura sólo es necesario modelar la mitad del cilindro. La discretización de esta geometría, presentada en la Figura 5.2-3, esta compuesta de elementos DS4 y DS3 para el modelo térmico y S4R y S3R para el mecánico. Sobre estos elementos se indicaron cinco puntos de Simpson a través del espesor para la integración del comportamiento de la sección. El mallado se compone de 6015 elementos y 6053 nodos, por lo cual el modelo térmico tiene 6053 grados de libertad y el mecánico 36318.

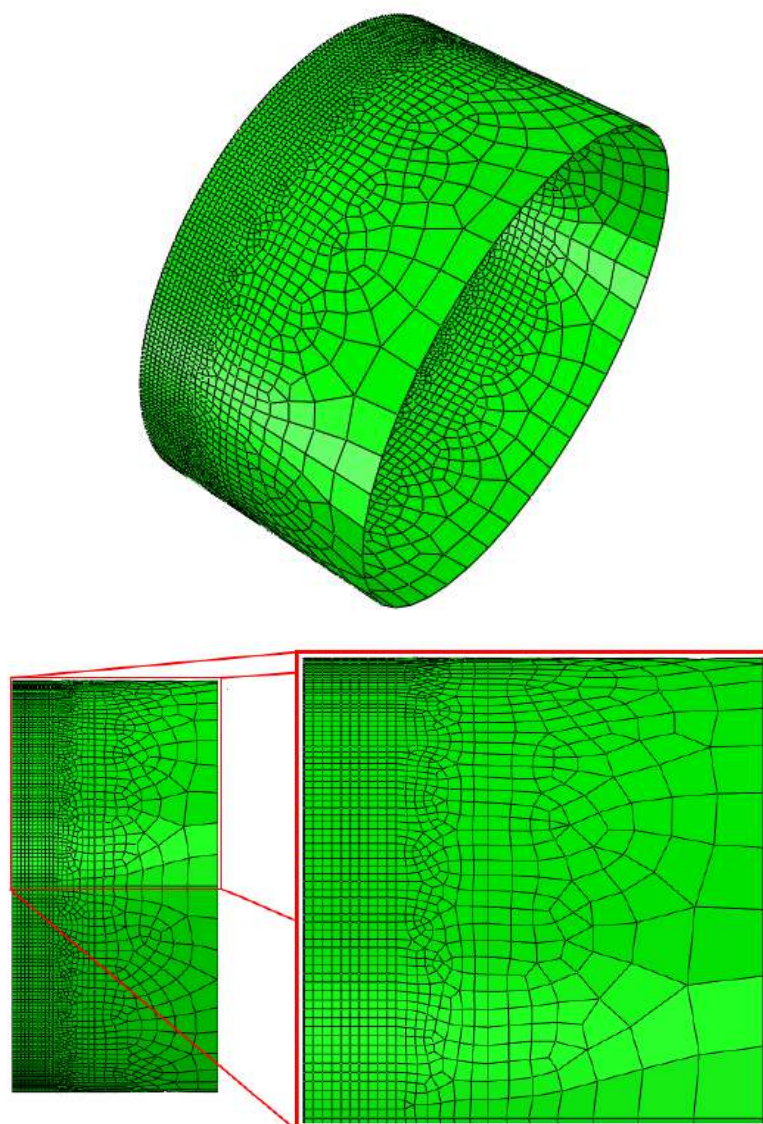


FIGURA 5.2-3 DISCRETIZACIÓN ESPACIAL DEL CILINDRO

La simulación fue desarrollada utilizando las formulaciones implícita y explícita para los modelos térmico y mecánico respectivamente.

La discretización temporal utilizada se presenta en las Tabla 5.2-4 y Tabla 5.2-5 para los modelos térmico y mecánico respectivamente. Los incrementos de tiempo mínimo y máximo del modelo térmico son los reproducidos en la Tabla 5.2-6. En lo que respecta al modelo mecánico, se aplicó un escalamiento de masa semiautomático indicando que el Abaqus calcule dicho valor forma tal que los incrementos temporales estables en cada paso sean los indicados en la Tabla 5.2-7. En la misma tabla se presenta la frecuencia con que se recalcula el escalamiento para que se cumpla la condición de estabilidad planteada.

Modelo Térmico			
Nombre del paso	Tipo	Duración (Segundos)	Acciones realizadas
Inicial de Abaqus	No aplica	No aplica	-
Condiciones iniciales	Estacionario	0.1	Imposición de las condiciones iniciales y de contorno
Soldadura	Transitorio	105.996	Aporte de calor por parte de la fuente móvil
Enfriamiento	Transitorio	200	Enfriamiento del modelo

TABLA 5.2-4 DISCRETIZACIÓN TEMPORAL DE LA SIMULACIÓN TÉRMICA

Modelo mecánico		
Nombre del paso	Duración (Segundos)	Acciones realizadas
Inicial de Abaqus	No aplica	Imposición de las condiciones de contorno mecánicas e inicial térmica
Soldadura	105.996	Simulación de las deformaciones generadas por efecto del aporte de calor de la fuente móvil
Enfriamiento	200	Simulación de las deformaciones generadas por efecto enfriamiento del modelo
Final	100	Imposición del valor de la temperatura final igual a la inicial en todo el modelo

TABLA 5.2-5 DISCRETIZACIÓN TEMPORAL DE LA SIMULACIÓN MECÁNICA

Nombre del paso	Mínimo incremento Temporal (segundos)	Máximo incremento Temporal (segundos)
Inicial de Abaqus	No aplica	No aplica
Inicial	No aplica	No aplica
Soldadura	0.02	0.25
Enfriamiento	0.02	0.5

TABLA 5.2-6 INCREMENTOS DE TIEMPO MÍNIMO Y MÁXIMO DE LA SIMULACIÓN TÉRMICA

Nombre del paso	Incremento temporal estable objetivo (segundos)	Frecuencia de Actualización (Incrementos)
Inicial de Abaqus	No aplica	No aplica
Soldadura	0.004	100
Enfriamiento	0.02	300
Final	0.02	300

TABLA 5.2-7 INCREMENTOS DE TIEMPO ESTABLES OBJETIVOS DEL ESCALAMIENTO DE LA MASA EN LA SIMULACIÓN MECÁNICA

Se aplicaron las condiciones iniciales y de contorno aplicadas siguientes: Para el modelo térmico se impuso como condición inicial temperatura constante e igual a 27 °C en todo el cilindro y condiciones de contorno de convección a través de sus superficies con los coeficientes de convección y temperaturas de seno de fluido indicadas en la Tabla 5.2-8. El valor de estos parámetros es mayor en la superficie interna para considerar tanto el calentamiento del fluido dentro del cilindro como el calor reabsorbido por radiación en la superficie interna del mismo. Para la estimación de estos valores se utilizó una estrategia que no es reproducida aquí por cuestiones de espacio.

Superficie	Coeficiente de convección $\frac{W}{m^2 \cdot ^\circ K}$	Temperatura del Fluido ($^\circ C$)
Interior	60	40
Exterior	80	27

TABLA 5.2-8 CONDICIONES DE CONTORNO DEL MODELO TÉRMICO

Para el modelo mecánico se imponen condiciones de simetría en el camino de la fuente. Estas restricciones, representadas en la Figura 5.2-4, son: desplazamientos nulos en la dirección axial y rotaciones nulas en la dirección circunferencial. En este caso no se restringen los posibles movimientos de cuerpo rígido por que la formulación explícita utilizada no lo requiere.

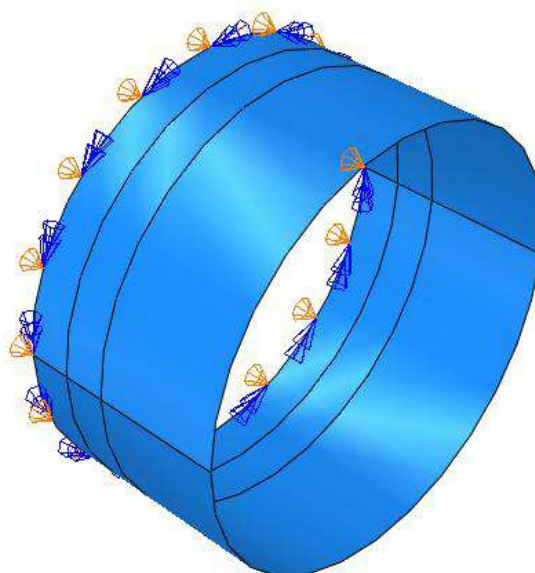


FIGURA 5.2-4 CONDICIONES DE CONTORNO MECÁNICAS

Finalmente las cargas aplicadas consisten, para el análisis de transferencia de calor en una fuente móvil de distribución gaussiana bidimensional creada por medio de los macros desarrollados a tal fin. Y para la simulación mecánica en la imposición del campo térmico previamente obtenido.

6.1 Resultados y conclusiones

Simulación térmica

La Figura 6.1-1 muestra la evolución térmica de dos puntos del cilindro ubicados a 12 y 18 milímetros del camino de soldadura sobre una línea ubicada a 90° del inicio del mismo. En esta figura se puede apreciar un marcado incremento de la temperatura cuando la fuente se posiciona sobre un determinado punto, de hecho la curva tiene casi forma de escalón. De ello se puede concluir que el material frente a la fuente tiene poca participación en el proceso de transferencia de calor, prácticamente nula. Por otro lado, el perfil de temperaturas por detrás de la fuente responde al enfriamiento del material. Como es de esperar dicho perfil es asintótico a la marca térmica ambiente puesto que la diferencia entre ella y la del material es la fuerza impulsora de este fenómeno.

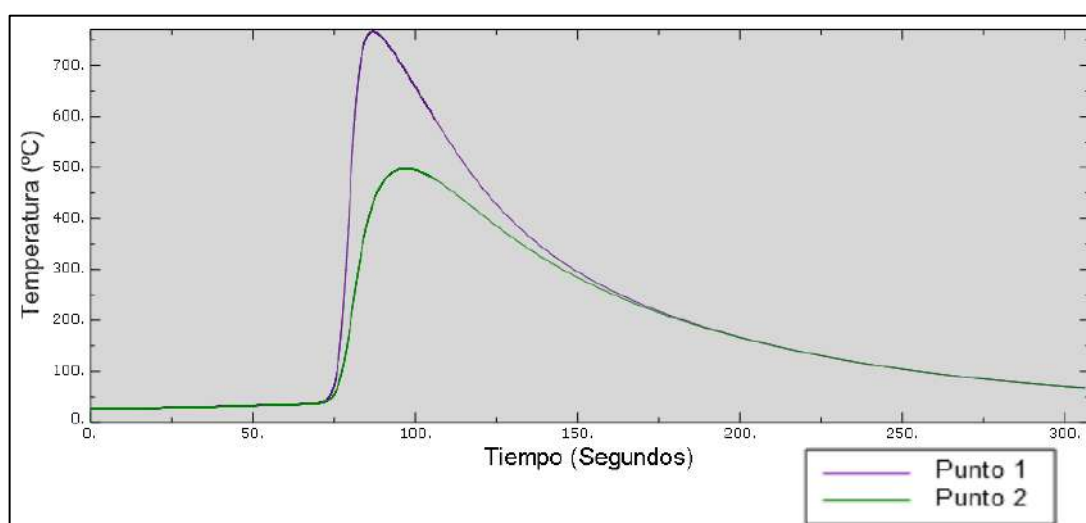


FIGURA 6.1-1 TEMPERATURAS DE LOS PUNTOS 1 Y 2 EN FUNCIÓN DEL TIEMPO. EL PUNTO 1 SE ENCUENTRA A 12 MM Y EL 2 A 18 MM DEL CAMINO DE SOLDADURA SOBRE UNA LÍNEA UBICADA A 90° DEL INICIO DE LA SOLDADURA

En la Figura 6.1 2 (a-f) muestra el campo térmico de todo el cilindro en diferentes momentos de tiempo.

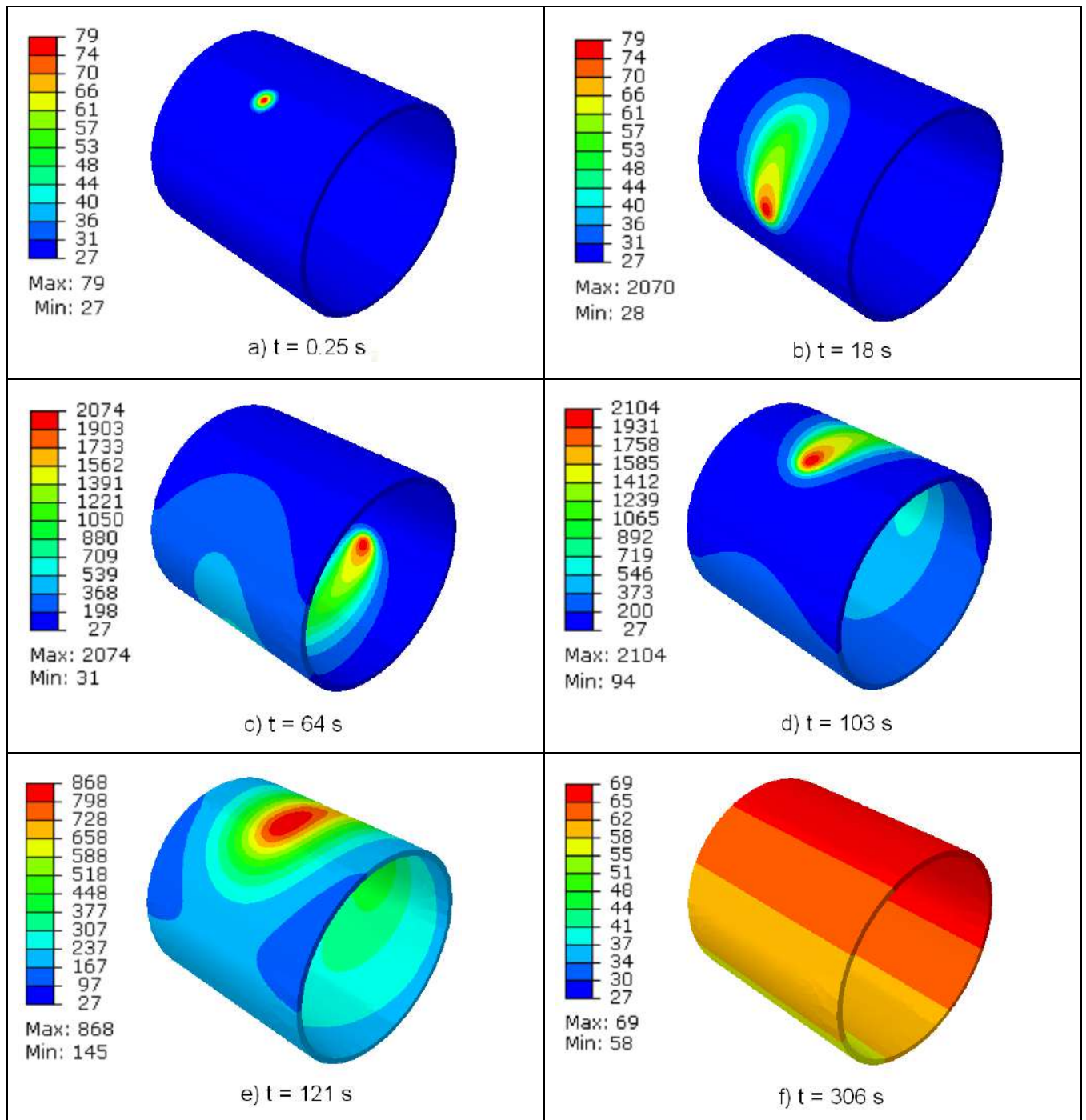


FIGURA 6.1-2 EVOLUCIÓN DEL CAMPO TÉRMICO DEL CILINDRO CON EL TIEMPO

Simulación mecánica

En la Figura 6.1–3 se encuentran graficadas las tensiones axiales a 180° del inicio de la soldadura. Se puede apreciar que sobre el camino de soldadura y en su entorno las tensiones son de compresión en la superficie exterior y de tracción en la interior. Esta diferencia de tensiones entre las superficies se debe al gradiente de deformación asociado al gradiente térmico presente en el espesor. Al alejarse del camino de soldadura las tensiones se anulan y luego cambian de sentido. Finalmente, hacia los extremos del cilindro las tensiones axiales tienden a cero dado que, allí, no existen restricciones externas ni material aledaño para generarlas.

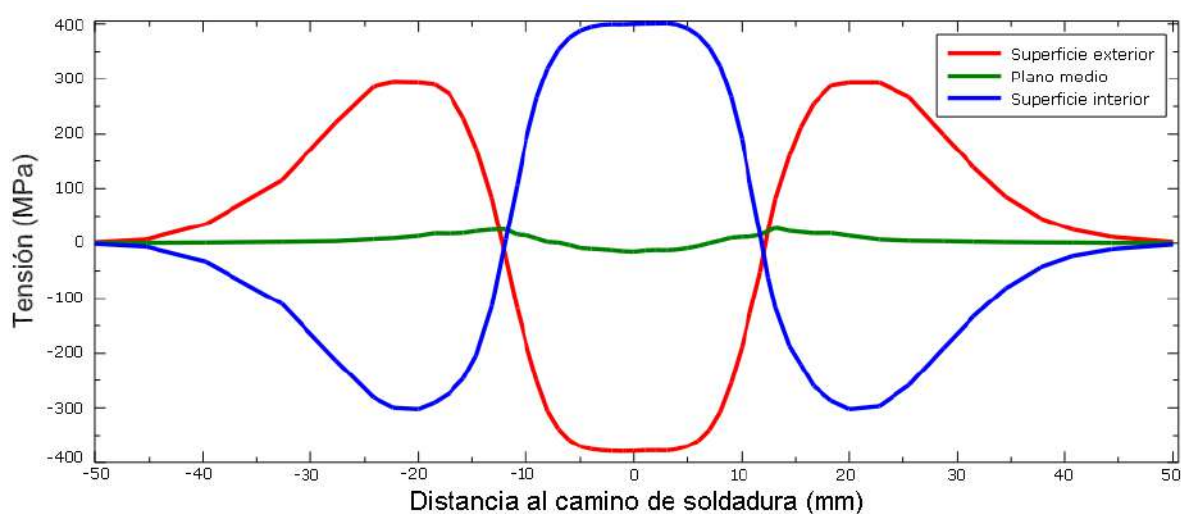


FIGURA 6.1-3 TENSIONES RESIDUALES AXIALES EN LAS SUPERFICIES INTERNA Y EXTERNA Y EN EL PLANO MEDIO MEDIDAS SOBRE UNA LÍNEA PERPENDICULAR AL CAMINO DE SOLDADURA UBICADA A 180° DEL PRINCIPIO DEL MISMO.

En la Figura 6.1–4 se pueden ver los campos de tensiones de tracción para todo el modelo en las superficies exterior e interior. Allí se puede ver que los perfiles de tensiones axiales permanecen casi invariantes en toda la circunferencia del cilindro, salvo en la zona afectada por los transitorios inicial y final.

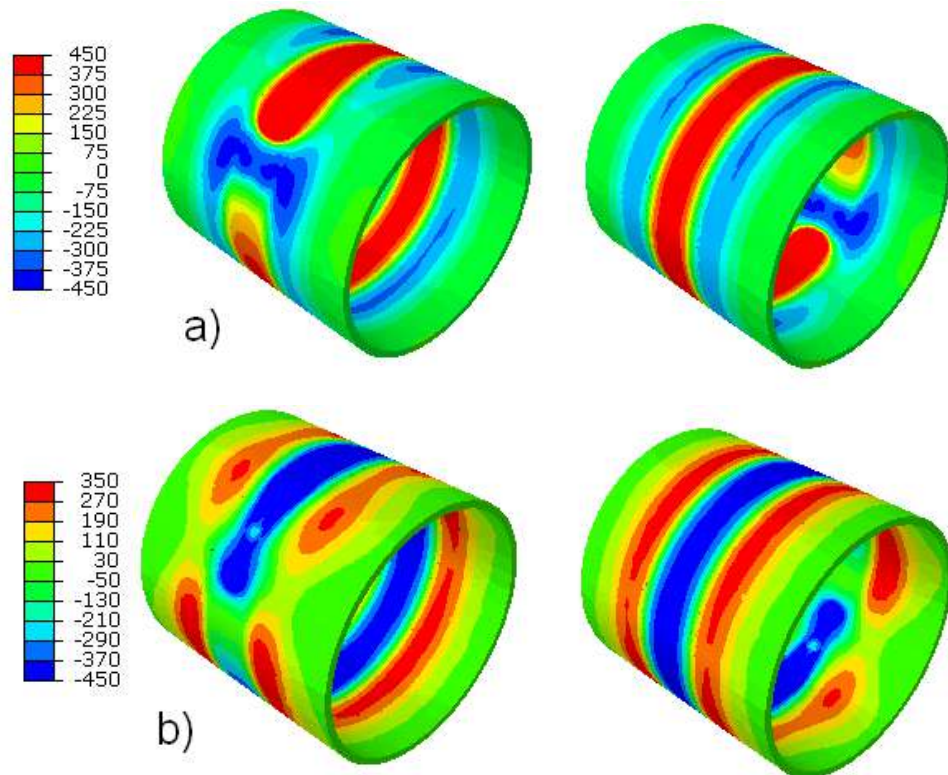


FIGURA 6.1-4 CAMPOS DE TENSIONES RESIDUALES AXIALES EN MPA. A) TENSIONES EN LA SUPERFICIE INTERIOR; B) TENSIONES EN LA SUPERFICIE EXTERIOR. A LA IZQUIERDA SE PUEDE APRECIAR LA ZONA DE INICIO Y FIN DE LA SOLDADURA Y A LA DERECHA LA ZONA DE SOLDADURA CUASISTACIONARIA.

Las distribuciones de tensiones residuales circunferenciales para las superficies interna, externa y para el plano medio se pueden ver en la Figura 6.1-5, estas tensiones fueron medidas a 180° del inicio del camino de soldadura. En este caso se observa que las tensiones son de tracción en el camino de soldadura y su entorno para ambas superficies del cilindro. El comportamiento de las distribuciones a partir de allí es similar al obtenido para las tensiones axiales, los esfuerzos primero se anulan, luego cambian de signo y finalmente tienden a cero. En este caso por que los extremos del cilindro se encuentran lo suficientemente lejos de la soldadura como para no ser afectados por su campo de tensiones residuales.

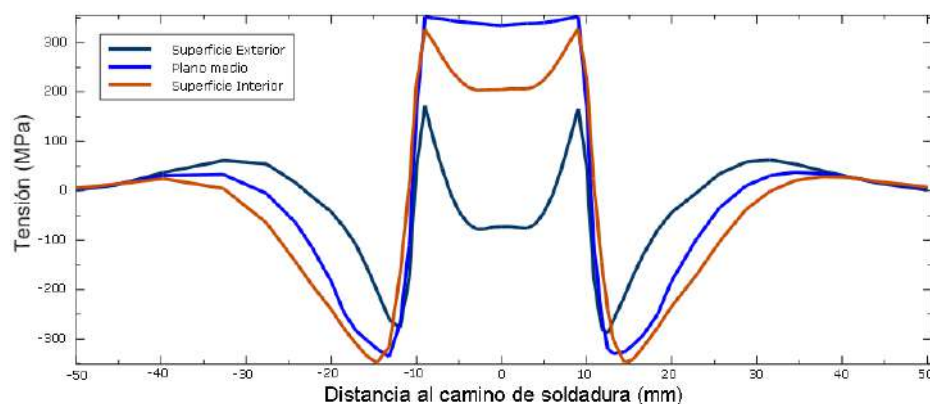


FIGURA 6.1-5 TENSIONES RESIDUALES CIRCUNFERENCIALES EN LAS SUPERFICIES INTERNA Y EXTERNA Y EN EL PLANO MEDIO MEDIDAS SOBRE UNA LÍNEA PERPENDICULAR AL CAMINO DE SOLDADURA UBICADA A 180° DEL PRINCIPIO DEL MISMO.

En la Figura 6.1-6 se grafican los campos de tensiones circunferenciales residuales para todo el cilindro en las superficies interior y exterior. Aquí se puede apreciar que el campo de tensiones es aproximadamente constante con la posición circunferencial amén de ciertas leves variaciones y de los efectos de los transitorios inicial y final de soldadura.

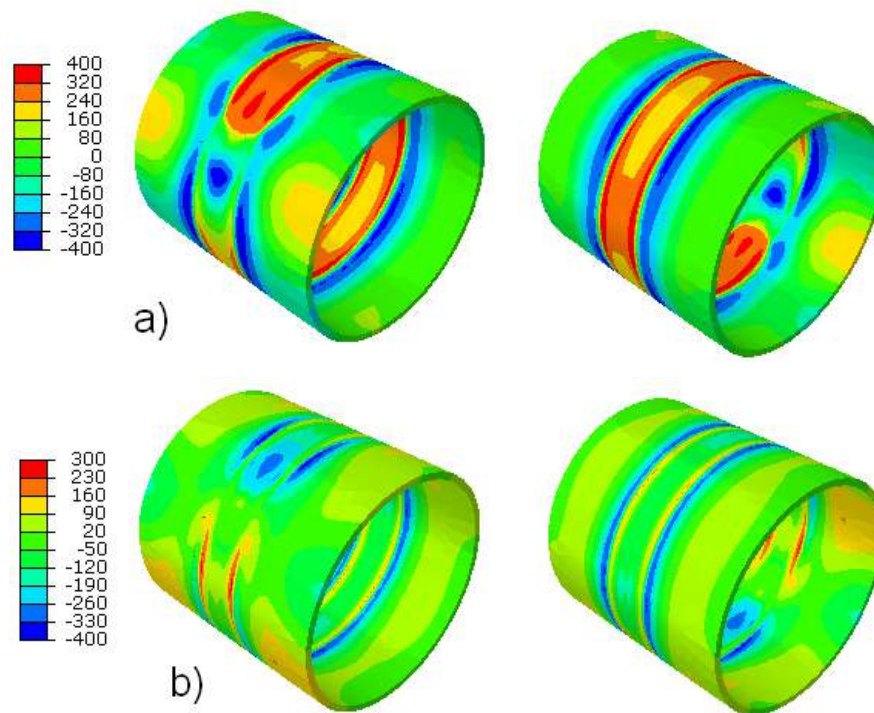


FIGURA 6.1-6 CAMPOS DE TENSIONES RESIDUALES CIRCUNFERENCIALES EN MPA. A LA IZQUIERDA SE PUEDE APRECIAR LA ZONA DE INICIO Y FIN DE LA SOLDADURA Y A LA DERECHA LA ZONA DE SOLDADURA CUASIESTACIONARIA. A) TENSIONES EN LA SUPERFICIE EXTERIOR; B) TENSIONES EN LA SUPERFICIE INTERIOR.

En la Figura 6.1-7 se encuentran representadas los perfiles de tensiones axiales y circunferenciales en las superficies interna y externa sobre el camino de soldadura en función de la posición circunferencial. Aquí se comprueba lo intuido anteriormente respecto a la casi nula variación de las tensiones axiales con la posición circunferencial y las pequeñas alteraciones que sufre la tensión circunferencial respecto a esa misma variable. En la misma figura se pueden apreciar también los efectos de los transitorios inicial y final sobre los campos de tensiones residuales.

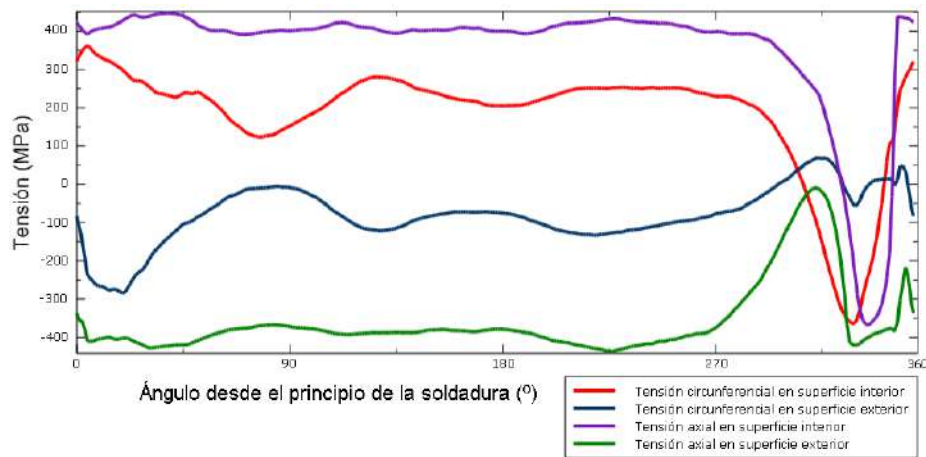


FIGURA 6.1-7 TENSIONES AXIALES Y CIRCUNFERENCIALES EN LAS SUPERFICIES EXTERNA E INTERNA SOBRE EL CAMINO DE SOLDADURA EN FUNCIÓN DEL ÁNGULO DESDE EL PRINCIPIO DE LA SOLDADURA.

Finalmente, en la Figura 6.1-8 se encuentran las configuraciones inicial y deformada del cilindro. Allí se pueden ver, con una escala de deformación de 1 en 20, las distorsiones residuales generadas en la pieza por efecto de la soldadura.

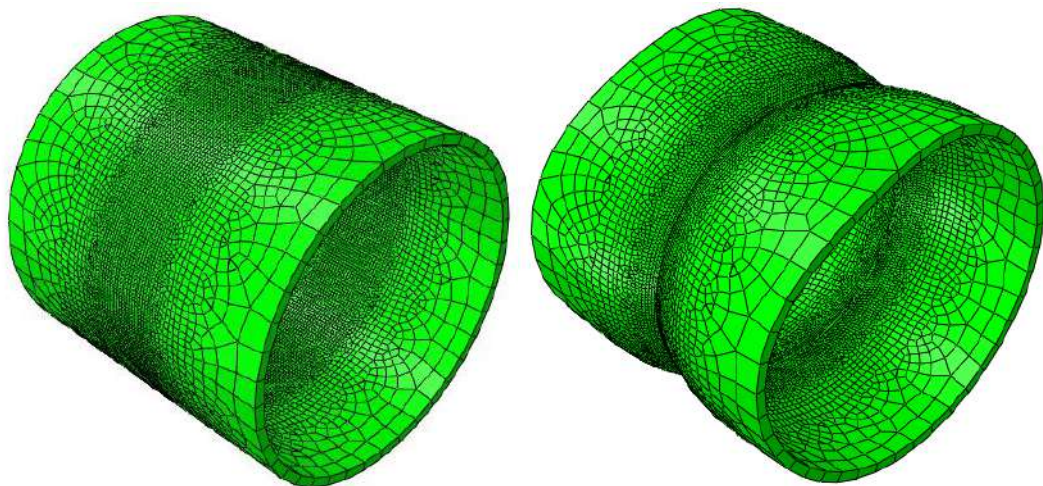


FIGURA 6.1-8 CONFIGURACIONES INICIAL Y DEFORMADA. ESCALA DE DEFORMACIÓN 20:1

Los resultados presentados en este capítulo están cualitativamente de acuerdo con los encontrados en la bibliografía (Deng & Murakawa, 2006); (Rybicki, McGuire, Merrick, & Wert, 1982); (Rybicki & Stonesifer, Computation of residual stresses due to multi-pass welds in piping system, 1979); (Dong, Tsai, Hong, & Dong, 1997) ; (Qureshi, 2008). Las diferencias numéricas que pudieran existir son atribuibles a diferencias en las propiedades del material modelado, la geometría, condiciones de contorno mecánicas y/o parámetros de soldadura.

7 Conclusiones y trabajo futuro

7.1 Conclusiones

Se realizó una extensa revisión bibliográfica de la cual se obtuvo información respecto al proceso de soldadura, sus efectos y la manera de predecirlos teóricamente. Durante esta misma revisión se recogieron diversas recomendaciones respecto al modelado de este fenómeno por el método de los elementos finitos.

Se llevaron a cabo diversos estudios concernientes a la verificación de las herramientas necesarias para el modelado de la soldadura de placas delgadas. En esos estudios se calibraron las herramientas de modelado buscando mantener una alta precisión y bajo costo computacional en su uso.

Se desarrollaron y verificaron modelos numéricos de complejidad creciente para la descripción del proceso de soldadura, ensamblando las herramientas antes verificadas. De ellos se obtuvo información relevante al comportamiento conjunto de los diferentes aspectos involucrados en la simulación de una soldadura.

Se obtuvieron resultados altamente satisfactorios en la comparación de la respuesta de los modelos numéricos con los datos experimentales recogidos de la bibliografía. Por ello se pudo inferir tanto la validez de las hipótesis planteadas y simplificaciones introducidas como una buena capacidad predictiva por parte de las simulaciones implementadas.

Utilizando toda la información y experiencia recogida y generada durante el avance de la tesis se desarrolló una estrategia de modelado por elementos finitos del proceso de soldadura. Esta estrategia recoge una serie de recomendaciones para el modelado de soldaduras de pasada simple de placas delgadas para calcular los campos de tensiones y deformaciones residuales en las zonas alejadas a los puntos de aplicación de la soldadura. La estrategia fue documentada de modo tal de conformar un instructivo versátil para la realización de modelos de soldadura de precisión estándar. De este modo quedaron satisfactoriamente cumplidos los objetivos planteados para la tesis en su introducción.

Cabe mencionar también que los modelos posibles de ser creados utilizando la estrategia desarrollada en esta tesis tendrán las siguientes características:

- Gran versatilidad en la aplicación a diversos tipos de soldadura puesto que la modificación de los parámetros de fuente permitirá simular todo proceso de soldado que utilice una fuente de calor concentrada.
- Bajo costo computacional relativo, lo cual implica bajos tiempos y potencias de cálculo requeridos. Esto, a su vez, determina la posibilidad de estudiar los efectos de múltiples procedimientos de soldadura sobre un mismo componente de forma rápida y utilizando una cantidad de recursos relativamente baja.
- Aplicabilidad directa para el estudio de grandes estructuras y utilidad como punto de partida en la generación de simulaciones de mayor precisión y versatilidad.

7.2 Trabajo futuro

La realización de estudios posteriores permitirá complementar la estrategia desarrollada facilitando su aplicación práctica a la vez que mejorando la precisión y versatilidad de las simulaciones generadas a partir de ella. Se proponen así los siguientes aspectos a ser considerados en estudios futuros:

- Llevar a cabo diversos análisis de sensibilidad. El estudio de los efectos que sobre los resultados tiene la variación de los diferentes parámetros de la simulación y de las propiedades del material será de gran utilidad para enfocar adecuadamente los esfuerzos al momento de obtener experimentalmente la información necesaria para simular los procesos de soldadura.
- Desarrollar métodos experimentales para la medición de los parámetros de simulación y propiedades del material. El desarrollo de un procedimiento metódico y sistemático para la determinación de estos datos permitirá agilizar la puesta en práctica de la estrategia creada manteniendo bajo control la precisión de los modelos numéricos.
- Modelar la incorporación de material de aporte durante la soldadura. Incluir, en la estrategia de simulación, el modelado de dicho fenómeno permitirá aumentar la precisión de los modelos generados a partir de ella y obtener los campos de tensiones y deformaciones transitorios.
- Avanzar sobre el estudio de herramientas y procedimientos que permitan la combinación de los modelos generados a partir de la estrategia aquí desarrollada con otros que presenten mayor detalle en las zonas de alta temperatura. Por medio de

dichos estudios se podrán crear modelos de altísima precisión para el estudio de estructuras de gran tamaño manteniendo un costo computacional relativamente bajo.

- Realizar estudios sobre métodos y herramientas que permitan la combinación de los modelos generados a partir de la estrategia aquí desarrollada con otros que consideren el comportamiento de estructuras de gran envergadura a partir de elementos de discretización de menor costo computacional que las placas (por ejemplo elementos de viga o de tubo). De este modo se podrá aumentar la versatilidad de la estrategia creada en lo que respecta a su aplicación en estructuras de gran tamaño y complejidad.
- Avanzar sobre el desarrollo de la estrategia creada de modo tal que pueda incorporar el modelado de tratamientos térmicos posteriores y de los esfuerzos a los que son sometidos los componentes soldados en su vida útil. Una vez completado este paso se podrán realizar, con dicha herramienta, estudios de ciclo completo sobre productos que estén aún en la etapa de diseño o de determinación de causas de falla sobre componentes en servicio.

8 Bibliografía

- Akbari, D., & Sattafari-Far, I. (2009). Effect of the welding heat input on residual stresses in but-welds of dissimilar pipe joints. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*(86), 769–776.
- Ayuzo, M. R. (2010). *Estudio del comportamiento a flexión de ejes con fisuras de frente semiélliptico*. Madrid: Universidad Carlos III de Madrid.
- Berglund, D. (2001). *Simulation of welding and stress relief heat treating in the development of aerospace components*. Universidad tecnológica de Lulea.
- Bullón C., J., Acosta S., J., Franco R., R., & Valverde G., Q. (23 al 25 de Octubre de 2007). Simulación de un proceso de soldadura mediante un modelo termo – mecánico considerando el efecto de esfuerzos residuales utilizando el método de los elementos finitos. *8º Congreso iberoamericano de Ingeniería Mecánica*.
- Chapetti, M. D. (2005). *Mecánica de materiales: Teorías e elasticidad, plasticidad y mecánica de fractura* (1º ed.). La Plata, Argentina: Ediciones Al Margen.
- Connor, L. P. (1987). *Welding Handbook* (Octava ed., Vol. 1). Miami: American Welding Society.
- Cook, R. D. (1995). *Finite element modeling for stress analysis*. John Willey & Sons, Inc.
- David, S. A., DebRoy, T., Dupont, J. N., Koseki, T., & Smartt, H. B. (2009). *Trends in welding research: proceedings of the 8th International Conference*. (A. S. David, & E. al., Edits.) ASM International.
- Deng, D., & Murakawa, H. (2006). Numerical simulation of temperature field and residual stress in multi-pass welds in stainless steel pipe and comparison with experimental measurements. *Computational Material Science*, 37(3), 269–277.
- Dong, Y., Tsai, C., Hong, J., & Dong, P. (1997). Finite Element modeling of residual stresses in austenitic stainless steel pipe girth welds. *Welding Journal, Weld Research Supplement*(442).
- Dye, D., Hunziker, O., & Reed, R. C. (Julio de 2001). Modeling of the mechanical effects induced by the tungsten inert-gas welding of the IN718 superalloy. *Metallurgical and materials transactions*, 32A.
- Eagar, T. W., & Tsai, N. S. (1983). Temperature fields produced by traveling distributed heat sources. *Research development*, 346 a 355.
- Ericsson, M. (2003). *Simulation of robotic TIG – Welding*. Uddevalla: Universidad de Trollhättan.

- Fosca, C. (2007). *Introducción a la Metalurgia de la soldadura* (Séptima ed.).
- Goldak, J. A., & Akhlaghi, M. (2005). *Computational welding mechanics*. Springer Science + Business Media Inc.
- Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc. (2007). *Abaqus theory manual* (Versión 6.7 ed.).
- Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc. (2007). *Abaqus/CAE user`s manual* (Versión 6.7 ed.).
- Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc. (2007). *Analysis User`s Manual v6.7* (Versión 6.7 ed., Vol. 1 a 5).
- Incropera, F. P., & De Witt, D. P. (1999). *Fundamentos de transferencia de calor* (Cuarta ed.). México: Prentice Hall.
- Kohandehghan, A. R., & Serajzadeh, S. (2011). Arc welding induced residual stress in butt-joints of thin plates under constraints. *Journal of manufacturing processes*(13), 96–103.
- Lindgren, L. E. (Octubre de 2006). Numerical modelling of welding. *Computer methods in applied mechanics and engineering*, 195, 6710 a 6736.
- Lingren, L. E. (2001). Finite element modeling and simulation of welding. *Journal of thermal stresses*(24).
- Lundbäck, A., & Runnemalm, H. (2003). *Validation of a three dimensional finite element model in electron beam welding of inconel 718*. Universidad tecnológica de Lulea, Lulea.
- Malik, A. M., Qureshi, E. M., & Dar, N. U. (2007). Analysis of circumferentially welded thin-walled cylinders: effects of welding process parameters on residual stresses. *Proceedings of the 5th international conference on physical and numerical simulation of materials processing*. Zhengzhou, China.
- Mase, G. E. (1977). *Mecánica del medio continuo*. México: McGraw-Hill.
- Morejón, J. A., Quintero-Acosta, P. E., Cruz-Crespo, A., & Díaz-Cedré, E. (Julio/Septiembre de 2011). Análisis térmico de soldadura GTAW sobre placa de acero AISI 316L empleando el método de elementos finitos. *Soldagem & Inspeção*, 16(3).
- Özsisik, M. N. (1979). *Transferencia de Calor*. Bogotá: McGraw – Hill Latinoamericana S.A.
- Pilipenko, A. (1980). *Computer simulation of residual stress and distortion of thick plates in multi-electrode submerged arc welding. Their mitigation techniques*. Norwegian University of Science and Technology, Trondheim, Noruega.
- Qureshi, M. E. (2008). *Analysis of residual stresses and distortions in circumferentially welded thin-walled cylinders*. Universidad Nacional de Ciencia y Tecnología, Rawalpindi.

- Rybicki, E. F., & Stonesifer, R. B. (1979). Computation of residual stresses due to multi-pass welds in piping system. *ASME Journal of Pressure Vessel Technology*(101), 49–54.
- Rybicki, E. F., McGuire, P. A., Merrick, E., & Wert, J. (1982). The effect of pipe thickness on residual stresses due to girth welds. *ASME Journal of Pressure Vessel Technology*(104), 204–209.
- Simulia. (Abril de 2007). Welding simulation with Abaqus. *Abaqus technology brief*.
- Tanner, D. W. (Junio de 2009). *Life assessment of welded inconel 718 at high temperature*. Universidad de Nottingham, Nottingham, Inglaterra.
- Vincent, J. (2011). *Análisis térmico de la unión soldada de un tanque de hidracina para un satélite meteorológico*. Mar del plata: Universidad Nacional de Mar del Plata.
- Yaghi, A., & Becker, A. (2004). *State of the art review – Weld simulation using finite element methods*. Universidad de Nottingham.
- Young, D. W., & Budynas, G. R. (1989). *Roark´s Formulas for Stress and Strain* (Séptima Edición ed.). McGraw – Hill.
- Zienkiewicz, O. C., & Taylor, R. L. (1991). *The finite element method* (cuarta ed., Vol. 1). UK: McGraw–Hill.

Apéndice

Herramienta para especificar el camino de soldadura

Descripción de la herramienta

La herramienta descrita en esta sección aporta a la versatilidad de la estrategia de modelado dado que utilizándola se podrá describir de manera sencilla y exacta el camino tridimensional de soldadura que el analista desee.

Para crear la herramienta que permite la determinación del camino de soldadura se utilizaron los programas Auto CAD y Matlab. En el primero de ellos se generó una macro que permite ingresar las características de la fuente y del camino de soldadura y luego exportarlas a un archivo externo. Luego, una rutina escrita en Matlab toma estos datos y genera las macros de Abaqus necesarias para importar esta información a los modelos térmico y mecánico.

Por otro lado, el hecho de que el archivo con que se transfiere la información del camino de soldadura a la rutina de Matlab que genera las macros de Abaqus tenga formato de información separada por comas determina una gran ventaja. Esta es que el mismo podrá ser generado utilizando no sólo el programa AutoCAD sino por el medio que el analista considere conveniente. Luego, la información allí condensada podrá ser introducida tanto de forma manual como partiendo desde una formulación analítica o incluso ser resultado del escaneo tridimensional de la estructura a modelar.

Uso de la herramienta

El procedimiento a seguir para utilizar esta herramienta es el descrito a continuación:

1. Copiar la carpeta llamada "GeneradorFuentesGTAW" incluida en el disco anexo a la unidad "C:".
2. En el programa AutoCAD, cargar la personalización parcial "fuente" incluida en dicha carpeta por medio del comando `_MENULOAD`.
3. Generar, en el mismo programa, el camino deseado en términos del sistema global de coordenadas del "Assembly" de Abaqus utilizando una polilínea.
4. Ejecutar la mencionada macro de AutoCAD activando la opción "Posicionar fuentes" en el menú "Desplazamiento de fuentes" y seguir, en orden de aparición, las indicaciones listadas abajo:

- A. Introducir la potencia neta en Watts, dispersión y velocidad de la fuente en milímetros y milímetros por segundo respectivamente y el paso del camino de soldadura en milímetros.
 - B. Indicar el punto de inicial del camino de soldadura
 - C. Seleccionar la polilínea que representa el camino de soldadura
 - D. Introducir nuevamente el paso del desplazamiento, esta vez en metros.
 - E. Indicar el punto final del camino de soldadura
 - Nota: Si se cometiese algún error en esta etapa se deberán eliminar todas las entidades creadas por la macro y repetir la operación.
5. Ejecutar, en Matlab, la función “fuentes” almacenada en el archivo “fuentes.m” incluido en la carpeta “GeneradorFuentesGTAW”. Vale aclarar que dicha función no requiere ningún argumento.
 6. Copiar el archivo “abaqusMacros.py” a la carpeta de trabajo de Abaqus.
 7. Activar la macro de Abaqus deseada a partir del administrador de macros (**File → Macro Manager**).

A seguir, en la TABLA 7.2-1 se explica las funciones y requisitos de ejecución de cada una de las macros de Abaqus creadas.

Nombre	Función	Requisitos
Macro_Step_Termico	Crea los Steps del modelo térmico.	- Modelo llamado “Termico”
Macro_Amps	Crea las curvas de amplitud de las fuentes en el modelo térmico.	- Modelo llamado “Termico”
Macro_Fields	Crea los campos de distribución de las fuentes en el modelo térmico.	- Modelo llamado “Termico”
Macro_Sources	Crea las fuentes de calor en el paso “Soldadura” del modelo térmico y las asigna a la superficie llamada “Superficie Fuente”.	- Modelo llamado “Termico” - Superficie llamada “Superficie Fuente” - Ejecución previa de las macros: Macro_Step_Termico; Macro_Amps y Macro_Fields
Macro_Step_Mecanico_Explicit	Crea los Steps del modelo mecánico explícito	- Modelo llamado “Mecanico_EXP”
Macro_Step_Mecanico_Implicit	Crea los Steps del modelo mecánico implícito	- Modelo llamado “Mecanico_STD”

TABLA 7.2-1 NOMBRES, FUNCIONES Y REQUISITOS DE LAS MACROS DE ABAQUS CREADAS.