

EVALUACIÓN DE LAS DISTORSIONES DE CONTRACCIÓN LATERAL DE UNIONES SOLDADAS A TOPE

THE EVALUATION OF TOTAL LATERAL SHRINKAGE STRAINS IN WELDED PLATES

Marco Berrío¹, Nelson A. Vanegas², Claudia Patricia Serna³

¹ Profesor, Escuela de Ingeniería Eléctrica y Mecánica. Universidad Nacional de Colombia, Sede Medellín.

Carrera 64 # 63-120. Núcleo del Río Bloque 04. Medellín, Colombia. e-mail: maberriom@epm.net.co;

² Profesor, Escuela de Ingeniería Eléctrica y Mecánica. Universidad Nacional de Colombia, Sede Medellín, Carrera 64 # 63-120. Núcleo del Río Bloque 04. Medellín, Colombia. e-mail: nvanegas@unal.edu.co;

³ Profesora, Departamento de Ingeniería Metalúrgica y de Materiales. Universidad de Antioquia. Ciudad Universitaria. Calle 67 # 53-108. Bloque 18 Of. 240. Medellín, Colombia. e-mail: claserna@udea.edu.co

RESUMEN

La evaluación de las distorsiones de contracción lateral de uniones soldadas a tope, consiste en el desarrollo de un modelo bidimensional térmico estructural acoplado que estima las distorsiones de contracción lateral de uniones soldadas a tope, con énfasis en la simulación computacional. En el se define el problema y el marco conceptual requerido para la comprensión de la investigación, donde se explican los conceptos de esfuerzos residuales y distorsiones en soldadura con las ecuaciones diferenciales que rigen los fenómenos térmicos y estructurales los cuales se presentan durante la aplicación de una soldadura por arco. La investigación se centra en la explicación de los modelos físico, térmico y estructural los cuales definen el problema, y a través de la simulación computacional se explica el desarrollo de la simulación térmico estructural acoplada mediante el método secuencial. Donde se presentan y analizan los resultados obtenidos para los modelos desarrollados por el método secuencial.

Palabras clave: Distorsiones, modelamiento, soldadura.

ABSTRACT

The evaluation of total lateral shrinkage strains in welded plates is a project about the development of bidimensional thermal and structural coupling that can be used to predict total lateral shrinkage strains, using computer simulation by commercial software Ansys 6.0. At the start of the paper it can find the definition of the problem and the required concepts for the comprehension of this investigation, these are the residual stresses, welding strains, the differential equations that explain the thermal and structural phenomena during arc welding. The investigation is focus on physical, thermal and structural models that define the problem, through the computer simulation is development a thermal-structural coupled simulation by sequential method. Finally its shows the results obtained and discussion using this method.

Keywords: Modelling, strain, weld.

INTRODUCCIÓN

En las diferentes áreas de la ingeniería existen temas de estudio que suscitan un interés especial, bien sea porque se busca entender los fenómenos físicos involucrados que describen el problema, o también porque los avances tecnológicos permiten retomar los estudios previos y continuar profundizando en el conocimiento del tema, este es el caso de los esfuerzos residuales y las distorsiones en los procesos de soldadura. Debido al calentamiento generado durante la soldadura en procesos de arco eléctrico, ocurren complejos esfuerzos térmicos en las piezas soldadas, obteniéndose después del proceso esfuerzos residuales y distorsiones, los cuales suelen causar agrietamiento y desajustes en miembros estructurales. Esfuerzos residuales a tensión de gran magnitud en zonas cercanas a la soldadura pueden causar fracturas bajo ciertas condiciones de servicio. La distorsión y los esfuerzos residuales compresivos, pueden reducir la resistencia de los miembros estructurales y modificar rápidamente o con el tiempo, la geometría de los mismos.

Al conocer los fenómenos de los esfuerzos residuales y la distorsión, se es consciente de los efectos adversos, que estos tienen en el comportamiento en servicio de estructuras soldadas. Estudios previos permitieron acercarse al conocimiento de estos fenómenos, inicialmente mediante técnicas experimentales [1]. Los estudios para la predicción de estos fenómenos han continuado, y en la actualidad aprovechando los avances computacionales se están desarrollando técnicas de modelamiento que finalizan en una simulación computacional de los fenómenos físicos que emulan los procesos de fabricación.

Se ha reportado [2] una aproximación a la metodología utilizada para el modelamiento de procesos y propiedades de los materiales en ingeniería, partiendo del desarrollo de su modelo para el charco de soldadura. Por otro lado fue realizado el modelo más completo sobre el flujo de calor en soldaduras [3], donde utilizando el método de los elementos finitos se presentan las ecuaciones que definen el modelo matemático incluyendo las condiciones de frontera y condiciones iniciales, [4], para definir la correlación que mezcla la radiación con la convección, mediante la cual es posible evadir el uso de la radiación como condición de frontera. Además se define [3] el complejo y aproximado elipsoide tridimensional para la aplicación de la carga térmica o fuente de potencia que representa a su vez la geometría instantánea del charco en procesos de soldadura por arco.

Es reportado un estudio [5] aplicando el doble elipsoide para simular la entrada de calor del arco a la pieza soldada, donde desarrollan un modelo bidimensional visto por la sección transversal mediante el método de los elementos finitos y utilizando el *software* comercial Cosmos versión 1.71, incluyendo en su investigación curvas del ciclo térmico del material en algunos puntos de interés. Posteriormente [6], se publica un nuevo modelo donde busca simplificar la aplicación de la carga térmica, al desechar el método del elipsoide tridimensional por su enorme complejidad, su nuevo método parte de la definición de un área de calentamiento y otra de metal base mediante las cuales se facilita la discretización y además la aplicación de la carga térmica sobre el área de calentamiento.

Un importante y completo aporte es realizado [7] al introducir en modelos bidimensionales y tridimensionales el método secuencial para el desarrollo de los modelos térmico y estructural,

además recomiendan definir el material como bilineal elastoplástico, buscando hacer el análisis de las distorsiones en componentes estructurales de una embarcación que es ensamblada con procesos de soldadura por arco, desarrollando la simulación computacional en el *software* comercial *Abaqus* y presentando las curvas de los ciclos térmicos y los esfuerzos residuales del material después de soldado.

Recientemente es reportada una investigación [8], donde se aborda la simulación de un proceso de soldadura por el método de los elementos finitos mediante un modelo de prescripción del ciclo térmico, con la finalidad de obtener una aproximación a los esfuerzos y deformaciones residuales, con el propósito de emplear los resultados para prever probables problemas de fabricación y aplicación de piezas obtenidas mediante este proceso.

Para enfrentarse a un problema de simulación computacional que es el caso de estudio, algunas investigaciones [2,9] proponen un método donde se presentan los aspectos fundamentales de los modelos físico, matemático, numérico y computacional, resaltando la comparación y análisis de los resultados

En esta investigación se hace una primera aproximación al cálculo y la distribución de esfuerzos residuales y distorsiones causadas al soldar uniones a tope en platinas de acero estructural ASTM A36 comercial, cuya composición química es 0.11%C-0.31%Si-0.99%Mn-0.03%Ni-0.5Mo, y de dimensiones 1200mm de largo, 400mm de ancho y 6,35mm de espesor. El interés local del estudio radica en la implementación del método de los elementos finitos, para llegar a definir modelos descriptivos y predictivos respecto al comportamiento del material durante y después del desarrollo del proceso acercándolo a la realidad física del mismo.

Para solucionar el problema es necesario estudiar los modelos matemáticos que permiten describir los fenómenos de los esfuerzos residuales y las distorsiones en estructuras soldadas. Partiendo del conocimiento de estos fenómenos se podrá desarrollar una simulación computacional en el *software* comercial *Ansys* versión 6.0 de elementos finitos.

Los factores que influyen en el nivel de esfuerzos residuales y distorsiones están dados por los tipos de material, las dimensiones y geometría de la junta, la entrada de calor utilizada, la secuencia de soldadura y el nivel de restricción mecánica a que estén sometidas la junta y las platinas. En este estudio se fijaron todos estos factores o variables y sobresale en la simulación computacional la entrada de calor utilizada y el nivel de restricción mecánica. Para solucionar el problema es necesario desarrollar un modelo térmico acoplado a un modelo estructural y luego solucionarlos numéricamente.

ESFUERZOS RESIDUALES

Los esfuerzos residuales son aquellos que existen en un cuerpo si todas las cargas externas son removidas. Los esfuerzos residuales pueden ocurrir cuando un cuerpo es sometido a cambios de temperatura no uniforme, es decir se presentan esfuerzos residuales cuando una pieza es sometida a severos calentamientos parciales y localizados, más no homogéneos en todo su volumen, los cuales generan enormes gradientes térmicos, en las vecindades de la zona calentada. Estos esfuerzos llamados térmicos se convierten después del enfriamiento en esfuerzos residuales, los cuales se presentan en estructuras soldadas debido a los drásticos calentamientos localizados en pequeñas

zonas de las piezas a unir. También se definen estos esfuerzos como los producidos por la distribución irregular de deformaciones no elásticas, incluyendo deformaciones plásticas y térmicas [1].

Dado que las distorsiones en estructuras soldadas son consecuencia de los esfuerzos residuales, por tanto no pueden estudiarse aisladamente entre sí [4]. En términos simples, altas condiciones de restricción en una estructura soldada limitan la aparición de distorsiones en ésta, pero imponen largas deformaciones locales en la Zona Afectada Térmicamente (ZAT) de la junta soldada, aumentando drásticamente la magnitud de los esfuerzos residuales e incrementando el riesgo de falla. Recíprocamente bajos niveles de restricción en estructuras soldadas, no inhiben las contracciones locales que resultan en largos desplazamientos o distorsiones de toda la estructura y bajos niveles de esfuerzo residual en la ZAT de la junta soldada.

DEFINICIÓN DE LAS VARIABLES DE ENTRADA Y DE SALIDA DEL PROBLEMA

Por ser este un estudio, donde se hará una primera aproximación al cálculo y la distribución de esfuerzos residuales perpendiculares al cordón de soldadura y las distorsiones de contracción lateral asociadas a estos, causadas al soldar por el proceso de arco metálico con protección gaseosa, o como se conoce en inglés *Gas Metal Arc Welding* (GMAW), uniones a tope en platinas de acero estructural A36, mediante el método de los elementos finitos, se fijan las variables del proceso ya que mediante ensayos previos de laboratorio se define una única entrada de calor con la cual se suelda un cupón de soldadura conformado por dos platinas de Acero A36 de 6,35mm de espesor en un solo pase. El soldar estas platinas mediante un solo pase permite garantizar una severa entrada de calor, lo cual a su vez se manifiesta en un alto nivel de las distorsiones y esfuerzos residuales en la ZAT de las platinas, ya que estas no tienen restricción lateral.

Por facilidad del estudio todas las variables se fijan en un valor determinado, esto no quiere decir que no puedan variar, por el contrario la definición adecuada de estas variables, es la que determinan futuros estudios. Las variables de entrada es decir aquellas que se pueden manipular son: el metal base de las platinas, el metal de aporte, las dimensiones, la geometría de la junta, el tipo de proceso o la entrada de calor. Para soldar las platinas se fijan todas las variables del proceso. Todas las anteriores son las variables de entrada en el proceso [10], las variables de salida en un proceso de manufactura son la calidad, el costo, el cumplimiento, la garantía, la comodidad y la eficiencia, en este caso se evalúa la calidad a la luz de las distorsiones y los esfuerzos residuales.

MODELOS DESCRIPTIVOS DEL FENOMENO

Modelo Físico

En el proceso de soldadura por arco GMAW se tiene una fuente de calor en movimiento, muy concentrada, que incide sobre la junta de dos platinas colocadas a tope, el calor en las platinas se transfiere rápidamente por el mecanismo de conducción y convección, el cual además es favorecido por la alta conductividad térmica que presenta el metal base al llegar a la temperatura de fusión [11].

A medida que avanza linealmente la pistola de soldadura o fuente energética sobre la junta, se va calentando el metal base que se encuentra en dicho instante delante de la fuente y simultáneamente

se va enfriando el metal base que instantáneamente se encuentre detrás de la fuente. Debido a la alta densidad energética de la fuente, en las platinas se presenta un calentamiento no uniforme y muy localizado en la zona de la junta y en las zonas adyacentes a esta, denominadas ZAT donde se generan complejos esfuerzos térmicos durante el enfriamiento del metal base, dichos esfuerzos térmicos no pueden ser liberados y quedan como esfuerzos remanentes o residuales. Ver Figura 1, donde se observa un esquema tridimensional de la fuente de calor durante cualquier proceso de soldadura por arco y además se observa la zona de estudio en la platina.

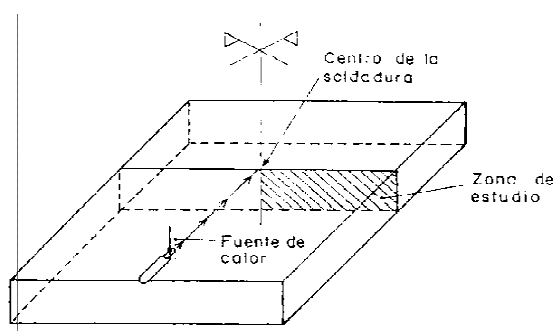


Figura 1. Esquema de la fuente de calor durante el proceso de soldadura por arco [1].

MODELOS MATEMÁTICOS DE LA PARTE TÉRMICA

Planteamiento del modelo térmico

En el modelo térmico se somete una platina a un ciclo de calentamiento-enfriamiento, por lo cual este se soluciona en estado transitorio. Un modelo en estado transitorio y teniendo en cuenta los drásticos cambios de temperatura y de estado en el material, implica que cada una de las propiedades térmicas del material se definan como tablas de valores que varían con el incremento de la temperatura del material, o sea que las propiedades no son constantes. Este tipo de características implican una solución transitoria y no lineal [1].

Al incluir la entalpía del material en función de la temperatura, de manera implícita se tiene en cuenta los cambios de fase sufridos por el material durante el ciclo térmico. Estos cambios de fase son el microestructural cuando el material cambia de microestructura cúbica de cuerpo centrado a cúbica de cara centrada y el segundo cambio de fase y más importante es cuando el material cambia de fase sólida a líquida. Los bruscos cambios en la pendiente de la curva de entalpías en función de la temperatura, le permiten al *software* establecer los cambios de fase durante el ciclo térmico, lo cual permite a su vez disminuir la magnitud de las máximas temperaturas alcanzadas al final del calentamiento.

Supuestos para el modelo térmico

Se desprecia la transferencia de masa o aporte de material característico del proceso GMAW, considerando únicamente el aporte energético, o entrada de calor, cabe anotar que esta suposición se ve compensada con los valores utilizados para la única “variable” del proceso como es la eficiencia η del mismo.

El aporte de material se desprecia en el modelo ya que tenerlo en cuenta supondría el modelamiento de una mínima cantidad de metal líquido que cae sobre la junta, lo cual complicaría innecesariamente el modelo, sin que se obtenga un aumento en la precisión que sea apreciable, frente al aumento en la complejidad del modelo y los costos computacionales que esto implica. Además de que el *software* utilizado no resuelve problemas de transferencia de masa.

No se considera el flujo convectivo en el charco de soldadura.

Condiciones de frontera

Para el entendimiento del modelo térmico se parte del diagrama esquemático 2D donde se observan la superficie de control y el volumen de control definidos. En la figura 2 se muestra la platina derecha, solo se observa la entrada de calor en la esquina superior izquierda, dado que el problema es simétrico se puede trabajar con una sola platina de las dos del cupón, buscando simplificar la simulación.

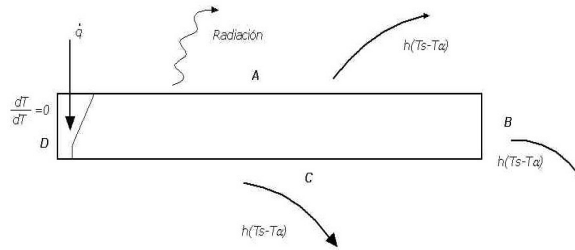


Figura 2. Diagrama esquemático 2D del modelo térmico en el calentamiento [1].

Con base en el diagrama de la figura 2, las siguientes son las Condiciones de Frontera (C.F.)
En la superficie A de la figura 2, el flujo de calor se puede representar por la ec. (1):

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \dot{q} + h(T_s - T_\infty) + \epsilon \sigma (T_s^4 - T_{alr}^4) = 0 \quad (1)$$

Donde:

h : coeficiente de transferencia de calor por convección, $\left[\frac{W}{m^2 * K} \right]$

ϵ : emisividad.

σ : constante de Stefan-Boltzmann, $\left[\frac{W}{m^2 * K^4} \right]$

T_s : temperatura superficial.

T_{alr} : temperatura de los alrededores.

En la superficie A de la figura 2, se tiene una única entrada de calor proveniente del plasma que sale de la pistola, esta entrada de calor se considera como de generación de energía [12], ya que todo el aporte energético se convierte en calor, además se tiene la conducción de calor al interior de la platina, las pérdidas de calor por convección libre con el medio y las pérdidas por radiación son considerables en los puntos de esta superficie donde el metal alcance más de 500°C.

Mediante una correlación que combina la radiación y la convección [4], se puede descartar el término de la radiación, buscando un modelo más simple, que permita disminuir los costos computacionales durante la simulación. Cabe resaltar además que para modelar problemas con radiación se requiere durante la simulación, seleccionar elementos especiales para radiación los cuales no permiten hacer análisis acoplados con otras disciplinas. La correlación propuesta es la siguiente: $h = 0,00241\epsilon T_s^{1,61}$, luego la C.F. en la superficie A de la figura 2, ec. (2), sería:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \dot{q} + 0,00241\epsilon T_s^{1,61} (T_s - T_\infty) = 0 \quad (2)$$

En las superficies B y C de la figura 2, sólo se tiene pérdidas por convección, mientras que la superficie D de la figura 2 se considera adiabática para garantizar la simetría del problema.

C.F. en las superficies B y C de la figura 2, ec. (3):

$$h(T_s - T_\infty) = q_{perdidas} \quad (3)$$

C.F. en la superficie D de la figura 2, ec. (4):

$$\frac{dT}{dx} = 0 \quad (4)$$

La convección se asumió constante para todo el ciclo térmico ya que el valor de esta solo afecta el tiempo total requerido para el enfriamiento, durante la simulación, siendo $h = 10 \frac{W}{m^2 * K}$

Condiciones iniciales

La siguiente es la Condición Inicial (C.I.), para el tiempo donde $0 < t < 0,08s$, que es la etapa del calentamiento, este tiempo está determinado por el tiempo que tarda la pistola en avanzar un milímetro a una velocidad de 28 pulgadas por minuto, donde un milímetro equivale a la profundidad unitaria del modelo bidimensional, $T_{i1} = T_\infty = 25^\circ C$

Para el tiempo donde $0,08s < t < 1800s$, una vez inicia el enfriamiento se retira la carga térmica, es decir, se retira la entrada de calor, luego la C.F. en todas las superficies será solo de convección, mientras que la segunda C.I. perteneciente al enfriamiento, será la final del calentamiento, como se observa en la figura 3, o sea: $T_{3i} = T(x, y, t = 0,08s)$

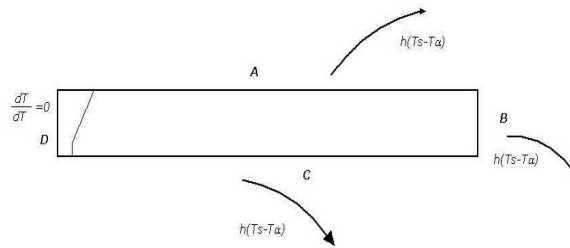


Figura 3. Diagrama esquemático 2D del modelo térmico en el enfriamiento [1].

Esta segunda C.I. indica que la temperatura una vez haya iniciado el enfriamiento dependerá del tiempo transcurrido, además de la posición sobre la platina en la cual se esté midiendo o calculando la temperatura.

Ecuación diferencial

Estando al interior del dominio definido por la superficie de control, o sea en cualquier punto al interior de la platina vista por su sección transversal y teniendo en cuenta las consideraciones y suposiciones anteriormente hechas se puede afirmar que dicho punto es regido por las ecuaciones generales de conducción en cuerpos sólidos isotrópicos, esta ecuación para dos dimensiones se dedujo en el marco conceptual y la ecuación de la conducción bidimensional, corresponde a la ec. (5), [12].

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \dot{q} = \rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad (5)$$

Donde se impuso una carga térmica de generación interna de calor, $\dot{q} = 2,381 \cdot 10^{11} \frac{W}{m^3}$, ver figura 2, [13].

Valores de los parámetros de las propiedades térmicas

La solución transitoria del problema térmico que incluye severos gradientes térmicos implica entonces definir la conductividad $k(T)$ y la entalpía $H(T)$ como funciones de la temperatura mediante tablas de valores, evaluando cada propiedad en los valores de interés para las diferentes temperaturas. Para el cálculo de las entalpías se multiplica el calor específico a presión constante $c_p(T)$ en función de la temperatura, por la densidad del material que sí se considera constante.

En la tabla 1, se muestran los valores de conductividad y entalpía ingresados para la simulación.

Tabla 1. Propiedades térmicas del material.

T [°C]	DT [°C]	Cp [J/kg* K]	H [kJ*m ⁻³]	k [W/m* K]
50	-	486	191241	63
723	-	846	4813748	37
840	127	1432	6245018	27
1494	644	650	9539400	30
1530	35	650	11639400	120
2995	1465	650	19133608	121

MODELOS MATEMÁTICOS PARA LA PARTE ESTRUCTURAL

En esta sección se describen los modelos matemáticos básicos que explican los fenómenos estructurales presentes en el material durante la soldadura por arco.

Planteamiento del modelo estructural

Todas las propiedades estructurales del material se dan en función de la temperatura, excepto el coeficiente de dilatación térmica que se considera constante.

Supuestos para el modelo estructural

Dado que no se simula el aporte de material en la junta, el metal base y de aporte se consideran iguales, lo cual es válido ya que en la realidad hay gran similitud entre la composición química del metal base y del electrodo utilizado.

Condición inicial

La C.I. para el calentamiento, cuando $t=0s$, ec. (6) es:

$$\sigma_{x,y} = 0 \tag{6}$$

$$\epsilon_x = \epsilon_y = 0$$

Mientras que para el enfriamiento, cuando $t=0.08s$, la C.I. ec. (7) es:

$$\sigma = \sigma_{\text{térmico}} \tag{7}$$

$$\epsilon = \epsilon_{\text{térmico}} + \epsilon' + \epsilon''$$

Condiciones de frontera

Partiendo de un diagrama de cuerpo libre se tiene un pequeño nivel de restricción mecánica tanto durante el calentamiento como durante el enfriamiento, el cual consiste en limitar el movimiento en X y/o Y de las líneas señaladas en el modelo y que hacen parte del área de la junta. En este punto debe recordarse que el nivel de esfuerzo residual y distorsión presentes en la ZAT y las platinas está directamente ligado con el nivel de restricción mecánica que tengan las mismas, como se observa en la figura 4.

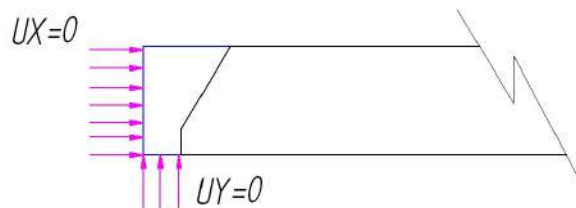


Figura 4. Diagrama de cuerpo libre 2D de la platina [13].

Ecuaciones diferenciales y constitutivas.

Las siguientes son las relaciones fundamentales de un esfuerzo plano en dos dimensiones ($\sigma_z=0$) en un campo de esfuerzos residuales [1,12].

Las deformaciones están compuestas de deformaciones elásticas y deformaciones no elásticas, ec. (8), ec. (9) y ec. (10):

$$\epsilon_x = \epsilon'_x + \epsilon''_x \quad (8)$$

$$\epsilon_y = \epsilon'_y + \epsilon''_y \quad (9)$$

$$\gamma_{xy} = \gamma'_{xy} + \gamma''_{xy} \quad (10)$$

Donde:

$\epsilon_x, \epsilon_y, \gamma_{xy}$: son los componentes de la deformación total.

$\epsilon'_x, \epsilon'_y, \gamma'_{xy}$: son los componentes de la deformación elástica.

$\epsilon''_x, \epsilon''_y, \gamma''_{xy}$: son los componentes de la deformación no elástica.

La deformación no elástica puede ser deformación plástica mecánica, deformación térmica, etc.

En el caso particular de los esfuerzos térmicos, ec.(11):

$$\varepsilon''_x = \varepsilon''_y = \alpha \Delta T \quad (11)$$

Donde:

α : Es el coeficiente de expansión térmica lineal, $[K^{-1}]$

ΔT : Es el cambio de temperatura desde la temperatura inicial, para este caso particular desde la temperatura ambiente.

Las relaciones de la ley de Hooke [14] se cumplen entre los esfuerzos y las deformaciones elásticas, en un campo de esfuerzos planos bidimensionales, en la ec. (12), ec. (13) y ec. (14) se tiene [1,12]:

$$\varepsilon'_x = \frac{1}{E} [\sigma_x - \nu \sigma_y] \quad (12)$$

$$\varepsilon'_y = \frac{1}{E} [\sigma_y - \nu \sigma_x] \quad (13)$$

$$\gamma'_{xy} = \frac{1}{G} \tau_{xy} \quad (14)$$

Los esfuerzos que satisfacen las condiciones de equilibrio son representados por las ec. (15) y ec. (16):

$$X + \frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} = 0 \quad (15)$$

$$Y + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} = 0 \quad (16)$$

La deformación total que satisface la condición de compatibilidad [1] es representada por la ec.(17):

$$\left(\frac{\partial^2 \varepsilon'_x}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \varepsilon'_y}{\partial x^2} - \frac{\partial^2 \gamma'_{xy}}{\partial x \partial y} \right) + \left(\frac{\partial^2 \varepsilon''_x}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \varepsilon''_y}{\partial x^2} - \frac{\partial^2 \gamma''_{xy}}{\partial x \partial y} \right) = 0 \quad (17)$$

Las ecuaciones anteriores indican que los esfuerzos residuales existen cuando el valor R, el cual es determinado por la deformación no elástica, que como sigue, no es cero, ec.(18) [1].

$$R = - \left(\frac{\partial^2 \varepsilon''_x}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \varepsilon''_y}{\partial x^2} - \frac{\partial^2 \gamma''_{xy}}{\partial x \partial y} \right) \quad (18)$$

R es la causa del esfuerzo residual, se llama a R, “incompatibilidad”.

Del análisis matemático de estas ecuaciones se han obtenido importantes conclusiones:

Los esfuerzos residuales en un cuerpo no pueden ser determinados por la medición del cambio de esfuerzo que tiene lugar cuando una carga externa es aplicada al cuerpo. Por esto el cuerpo debe ser cortado para determinar los esfuerzos residuales.

Los esfuerzos residuales σ_x , σ_y y τ_{xy} pueden ser calculados a partir de la ley de Hooke cuando las componentes elásticas de la deformación ϵ'_x , ϵ'_y y γ'_{xy} están determinadas. Sin embargo, las componentes de deformaciones no elásticas ϵ''_x , ϵ''_y y γ''_{xy} las cuales han causado esfuerzos residuales, no pueden ser determinadas sin el conocimiento de la formación del esfuerzo.

Valores de los parámetros de las propiedades estructurales

Las propiedades requeridas para caracterizar el material son: el módulo de Young E(T), relación de Poisson $\nu(T)$, que definen un sólido elástico lineal e isotrópico [14]. También se ingresaron el límite elástico $S_y(T)$ y el módulo tangencial $E_T(T)$, que definen el rango plástico del material y además de estas propiedades se ingresó el coeficiente de dilatación térmica α como constante debido a su escasa variación con el incremento de la temperatura, siendo $\alpha=14,5*10^{-6}K^{-1}$.

Todas las propiedades estructurales del material se definen en función de la temperatura, las propiedades estructurales para el desarrollo de la simulación se presentan en la tabla 2.

T [°C]	E [Kg/ m ²]	Prxy	Sy [Kg/ m ²]	ET [Kg/m ²]
50	2,1*10 ¹⁰	0,3	2,5*10 ⁷	5,0*10 ⁷
300	2,0*10 ¹⁰	0,35	2,1*10 ⁷	4,5*10 ⁷
600	6*10 ⁹	0,41	1,3*10 ⁷	2,1*10 ⁷
840	2,5*10 ⁹	0,46	7,0*10 ⁶	9,0*10 ⁶
1050	1,0*10 ⁹	0,48	1,0*10 ⁶	3,0*10 ⁶
1500	1,0*10 ⁹	0,48	2,0*10 ⁵	1,0*10 ⁵

Tabla 2. Propiedades estructurales del material.

RESULTADOS Y DISCUSIÓN

Primero es importante mencionar que un análisis acoplado es aquel donde se considera la interacción o “acoplamiento” de dos o más fenómenos físicos diferentes. En este caso de manera general se podría decir que se pretende predecir las distorsiones de contracción lateral y los esfuerzos residuales finales en unas platinas soldadas por proceso GMAW, las cuales son sometidas a un ciclo térmico durante dicho proceso. Claramente en este problema se ve la interacción entre dos fenómenos físicos diferentes como son la térmica y la estructural.

Un análisis acoplado puede hacerse de dos formas, directa o indirectamente. Por la forma directa el computador resuelve simultáneamente ambos problemas o sea el térmico y el estructural. Por este método se tiene una retroalimentación permanente para ambos problemas. Cabe anotar que en las ayudas del *software* solo se recomienda el uso del método directo para problemas donde se requiera la interacción simultánea tanto de la parte térmica como de la estructural, donde simultáneamente se apliquen cargas térmicas y estructurales como ocurre por ejemplo en los trenes de laminación donde se aplica al metal laminado, presión y calor por medio de los rodillos de laminación.

Con el análisis indirecto se desarrollan los modelos en una secuencia particular, es por esto que también se denomina secuencial. Por el método secuencial los resultados de un análisis son usados como cargas para el siguiente análisis. En este caso primero se solucionó de manera independiente el modelo térmico (Utilizando elementos *plane77*) y después, los resultados del modelo térmico fueron las cargas requeridas para la posterior solución del modelo estructural (Utilizando elementos *plane82*).

El método de análisis secuencial es aplicable cuando hay un solo camino de interacción entre ambos campos. Por ejemplo el campo de respuesta térmica de un sistema puede influir significativamente sobre la respuesta del sistema en otro campo como el estructural, pero no al contrario.

El método secuencial es idóneo para la solución de modelos acoplados con un alto grado de no linealidad, pero es recomendable hacer las primeras aproximaciones al problema trabajándolo como lineal para lo cual podría ser más apropiado trabajar por el método directo.

Un importante criterio para evaluar la solución en general y los resultados es el de conocer la discretización sobre la geometría del modelo. En este caso se generaron un total de 3365 elementos con 7034 nodos, la selección del tipo de elemento para el modelo térmico y el modelo estructural según las características de estos en *Ansys, Help. Ansys V. 6.0*.

Resultados térmicos al final del calentamiento y al final del enfriamiento

En la figura 5, del acercamiento sobre las zonas de interés o sea la ZAT y zona calentada en la platina, se observa que habiendo finalizado el calentamiento transcurridos 0,08s después de ser aplicada la carga térmica, se alcanza una temperatura máxima de 2836°C, la temperatura mínima en la raíz de la junta es de 1587°C, muy superior a la temperatura de fusión del acero, luego se garantizó fusión en toda la junta. Al exterior de la zona que sería llenada con “metal de aporte en estado líquido”, se comienza a observar la aparición de los gradientes térmicos que dan origen a la ZAT a partir de la frontera que “separa” la zona calentada del “metal de aporte”, con la zona fría del metal base, estos gradientes térmicos, son causados principalmente por el mecanismo de transferencia de calor por conducción.

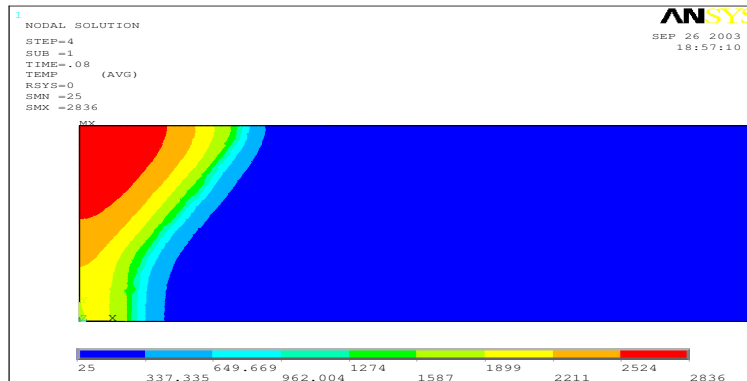


Figura 5. Representación del calentamiento secuencial.

Los resultados térmicos del modelo al final del enfriamiento, correspondientes al *step* 107, transcurridos 1789,92s después de retirar la carga térmica de generación interna de calor. Después de haber aplicado la carga térmica, se observan las temperaturas finales para el enfriamiento, siendo la máxima de 35,76°C y la mínima 26,5°C, para un $\Delta T=9,26^\circ\text{C}$ en una longitud de 0,4m, el cual se puede considerar despreciable, la diferencia entre la temperatura máxima de la platina con la temperatura del medio es muy pequeña lo cual permite decir que la platina ha recuperado la temperatura ambiente. En general el mapa de colores demuestra ser muy similar a la realidad. Además el tiempo de enfriamiento también es cercano a los registrados en la práctica, ver figura 6.

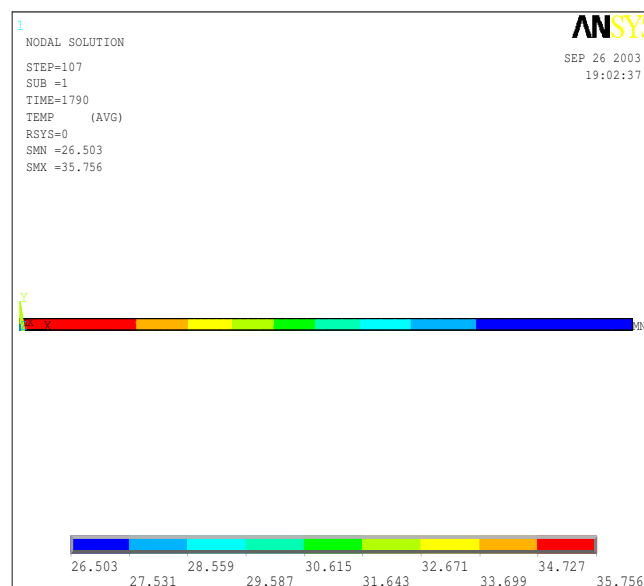


Figura 6. Enfriamiento secuencial.

Resultados estructurales al final del enfriamiento, sin restricciones mecánicas

En el modelo estructural secuencial se cambió el tipo de elemento utilizado conservando el enmallado definido sobre el modelo térmico secuencial.

Es importante mencionar que el análisis estructural no se puede hacer con certeza sobre los resultados arrojados en la zona del “metal de aporte” que en realidad solo fue calentada por la aplicación de la carga térmica de *heat generation* durante 0,08s ya que, primero esto requeriría hacer un análisis fluido-térmico-estructural triplemente acoplado que simule perfectamente la solidificación del metal desde el estado líquido, adicional a la simulación hecha. Cabe anotar que en el análisis se tuvieron en cuenta los cambios de fase del material únicamente para disminuir las temperaturas máximas alcanzadas por el material al final del calentamiento más no para lograr una simulación en rigor del fenómeno de la solidificación.

Otro aspecto que dificulta el análisis estructural al interior de la zona del “metal de aporte” radica en que al haberse definido un modelo simétrico, resulta complejo definir con precisión la C.F. estructural adecuada que se debe imponer sobre la línea vertical izquierda de simetría. Esta se definió como una restricción mecánica $UX=0$, que impide solo los desplazamientos nodales horizontales.

Es por este motivo que el análisis estructural solo se puede hacer con certeza sobre los resultados arrojados en el metal base y su ZAT.

En una simulación bidimensional como la realizada se pueden obtener también resultados sobre el eje Z, o sea en sentido longitudinal del cordón, pero estos no tendrán ninguna validez ni sentido lógico ya que la aparición de los esfuerzos residuales y las distorsiones están íntimamente asociados a la generación de los gradientes térmicos durante el ciclo térmico sufrido por el material, donde es absolutamente claro que en un modelo bidimensional desarrollado sobre el plano XY es imposible obtener gradientes térmicos sobre el eje Z durante el ciclo térmico.

Al observar la figura 7, se ve que la ZAT se encuentra correctamente ubicada sobre la frontera común de las dos áreas siendo estas, el área menor que representa la zona calentada del “metal de aporte” y el área mayor del metal base. Cerca de la superficies superior e inferior del metal base en la ZAT, se presentan los colores rojo, anaranjado, amarillo y amarillo-verde, que representan las zonas sometidas a tensión con esfuerzos que van aproximadamente desde los 240MPa en la zona de color rojo hasta los 27,2MPa en la zona de color amarillo-verde, donde se puede afirmar que finaliza la ZAT. Al alejarnos de la ZAT se observa que el resto de la platina en toda su sección se encuentra de color verde y se puede afirmar que toda esta zona se encuentra sometida a compresión con un esfuerzo promedio cercano a $-28,7\text{MPa}$. Finalmente en la ZAT pero hacia el interior de la platina se observan esfuerzos a compresión de mayor magnitud que oscilan entre $-84,6\text{MPa}$ en la zona de color verde-cian hasta la zona de color cian puro con -140MPa .

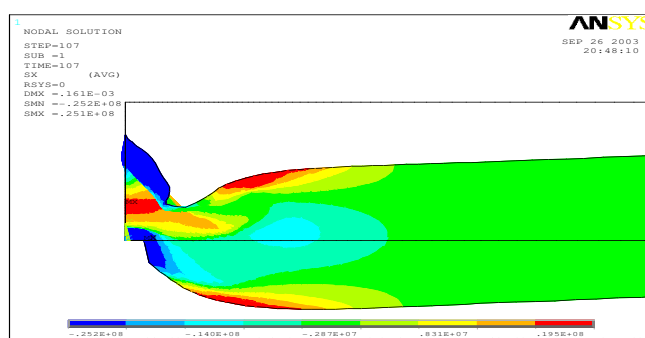


Figura 7. Representación de esfuerzos en X secuencial.

Al observar la figura 8, que muestran los desplazamientos nodales en el eje X se evidencia la contracción lateral de la platina durante la simulación. La mayor contracción lateral se presenta en la zona azul oscura al interior de la zona calentada del “metal de aporte” donde la magnitud de la contracción es de $-0,0121\text{mm}$, se presentan contracciones de menor magnitud en las franjas de colores azul claro y cian, las cuales pueden considerarse despreciables. Además se dan desplazamientos positivos o sea donde el metal se dilata en las franjas de colores cian-verde, verde, verde-amarillo, amarillo, anaranjado y rojo al extremo derecho de la platina las cuales también pueden considerarse despreciables.

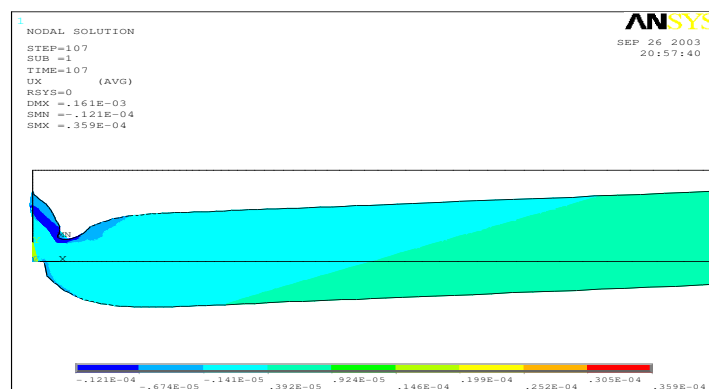


Figura 8. Representación de desplazamientos en X secuencial.

Al comparar los resultados de los desplazamientos nodales con los teóricos y observar que el mayor desplazamiento nodal negativo se dio en la zona calentada del “metal de aporte” y no en la ZAT del metal base como se esperaba, se observa un inadecuado comportamiento inicial. Además de que la máxima magnitud en la contracción lateral de la simulación se puede considerar despreciable frente a las medidas en la práctica, se puede concluir que el modelo estructural bidimensional desarrollado, no es representativo de la realidad para predecir la magnitud y distribución de la distorsión de contracción lateral en platina soldadas a tope.

CONCLUSIONES

En este estudio se logra obtener una primera aproximación al cálculo y la distribución de esfuerzos residuales perpendiculares al cordón de soldadura y las distorsiones de contracción lateral asociadas a estos, causadas al soldar por proceso GMAW, uniones a tope en platinas de acero estructural A36. Es implementado el método de los elementos finitos para llegar a definir modelos descriptivos bidimensionales respecto al comportamiento del material durante y después del desarrollo del proceso y se obtienen resultados muy cercanos a la realidad física del proceso.

El análisis de resultados para el modelo térmico desarrollado por el método secuencial, permite concluir que este es representativo de la realidad ya que predice el ciclo térmico del material tanto en el calentamiento como en el enfriamiento.

El modelo estructural bidimensional, desarrollado por el método secuencial probablemente es representativo de la realidad cuando se intenta predecir la distribución y magnitud de los esfuerzos residuales orientados en sentido perpendicular al cordón (eje X) y en sentido del espesor de la platina (eje Y) sobre la ZAT y el metal base.

Después de todos estos análisis se puede afirmar que, el método secuencial arrojó resultados válidos para los esfuerzos, aunque no para predecir la contracción lateral total, ello debido a las características específicas de cada uno de los elementos seleccionados para cada una de las disciplinas térmica y estructural. Los buenos resultados del modelo estructural secuencial para predecir los esfuerzos perpendiculares al cordón y en el sentido del espesor de la platina se deben muy probablemente a que el elemento *plane82* utilizado en este análisis permitía ingresar las propiedades plásticas del material.

REFERENCIAS

- [1] K. Masubuchi. "Analysis of welded structures: residual stresses, distortion, and their consequences" Pergamon press. Institute of Tecnology. Massachusetts, Estados Unidos. 1980.
- [2] M.F. Ashby. "Physical modeling of material problems". Materials Science and Technology. Vol. 8, pp. 102-111. Febrero, 1992.
- [3] J. Goldak, M. Bibby, J. Moore, R. House, B. Patel. "Computer modeling of heat flow in welds". Metallurgical and Materials Transactions B. Vol.17 N° 3, pp. 587-600. Septiembre.1986.
- [4] V.A. Vinokurov. "Welding stresses and distortions". The British Library. Lending division. Translated from Russian into English by J.E. Baker. pp. 118-119. 1977.
- [5] J.M. Ribera, J.M. Prado. "Modelización térmica y microestructural de la zona afectada por el calor en la soldadura. I parte: ciclos térmicos". Revista de Soldadura. Vol. 25 N°. 4, pp. 185-198. 1995.
- [6] A. Wu, S. Syngellakis, B.G. Mellor. "Finite element analysis of residual stresses in a butt weld". School of Engineering Sciences, University of Southampton. Highfield, Southampton. pp. 37-38. 2000.
- [7] P. Michaleris, A. DeBiccari. "Prediction of welding distortion". Welding Journal. Vol 76, pp. 172-180. Abril, 1997.
- [8] W. Bullon, J. Acosta, R. Franco, Q. Valverde. "Simulación de un proceso de soldadura mediante un modelo termo-mecánico considerando el efecto de esfuerzos residuales utilizando el método de los elementos finitos". 8° Congreso Iberoamericano de Ingeniería Mecánica. Cusco, Perú. 2007.
- [9] T.H. Naylor, J.L. Balintfy, D.S. Burdick, K. Chu. "Técnicas de simulación en computadoras". Editorial Limusa. México. 1982.

- [10] C.P. Serna. “Análisis de la incidencia de transferencia por aspersion en la metalurgia de la soldadura GMAW”. Trabajo de grado. Universidad Nacional de Colombia. Medellín, Colombia. 1994.
- [11] O. Grong. “ Metallurgical modelling of welding”. The Institute of Materials. London, U.K. 1994.
- [12] F.P. Incropera, D.P. Dewitt, T.L. Bergman, A.S. Lavine. “Fundamentos de transferência de calor e de massa”. Editorial Prentice Hall. Rio de Janeiro, Brasil. 2008.
- [13] M.A. Berrío. “Estudio de las distorsiones de contracción lateral total causadas al soldar uniones a tope con el proceso GMAW”. Trabajo de grado, Universidad Nacional de Colombia. Medellín, Colombia. 2003.
- [14] F.P. Beer, E.R. Johnston. “Mecánica de materiales”. Editorial Mc Graw Hill. Nueva York, Estados Unidos. 1995.