

METODOLOGÍA DE MODELACIÓN MEDIANTE ANSYS DE LA HISTORIA TÉRMICA, TENSIONES Y DEFORMACIONES DE SOLDADURA

JUAN POZO MOREJÓN, JORGE GARCÍA JACOMINO, FÉLIX RAMOS MORALES, YENEI GARCÍA RODRÍGUEZ,
AMADO CRUZ CRESPO, EDUARDO DÍAZ CEDRÉ, ALEJANDRO DUFFUS SCOTT

Universidad Central “Marta Abreu” de Las Villas, Facultad de Ingeniería Mecánica, Centro de Investigación de Soldadura (CIS). Santa Clara, Villa Clara, CP. 54830, Cuba. e-mail: jpozo@uclv.edu.cu

Recibido: junio de 2008

Recibido en forma final revisado: diciembre de 2008

RESUMEN

En este trabajo se presenta una metodología de modelación de la evolución de la historia térmica, tensiones y deformaciones producidas por el proceso de soldadura, mediante el software de elementos finitos de uso general ANSYS Multiphysics versión 9.0. Dicha metodología integra una información que se encuentra dispersa en la literatura, proponiendo variantes que en ocasiones superan lo publicado en trabajos precedentes. La metodología es aplicada exitosamente en la modelación tridimensional de una soldadura GMAW automática sobre chapas de aleación de aluminio al magnesio 5083-O, de amplio empleo en la industria moderna, validándose los resultados que brinda el modelo contra datos experimentales publicados. El estudio permitió establecer que las mejores respuestas, para este tipo de aleación, se obtienen empleando una temperatura de corte igual a la temperatura de sólido del metal, utilizando los modelos de material bilineal sin endurecimiento, o con endurecimiento cinemático, y activando los elementos de la soldadura en el instante en que sobre ellos se encuentra la fuente de calor en ambas corridas térmica y mecánica.

Palabras clave: Soldadura, Modelación, ANSYS, Aluminio, Tensiones, Deformaciones.

MODELATION METHODOLOGY BY MEANS OF ANSYS OF THE WELDING THERMAL HISTORY, STRESSES AND STRAINS

ABSTRACT

A modeling methodology of the evolution of thermal history, stresses and strains due to the welding process, using the general purpose finite elements software ANSYS Multiphysics release 9.0, is exposed. This methodology integrates existing information and new variants that, in occasions, provide better results than those previously published results. This methodology was applied to the three-dimensional modeling of automatic GMAW on 5083-O aluminum - magnesium alloy plates, which are frequently employed in the modern industry. Model results were validated against published experimental dates. The study allowed to define that for this alloy type the best results are obtain using a cut-off temperature similar to the metal solid temperature, employing the bilinear material models without hardening or using kinematics hardening, and activating welding elements when thermal source is right over them, during both thermal and mechanic races.

Keywords: Welding, Modeling, ANSYS, Aluminum, Stress, Strains.

INTRODUCCIÓN

En décadas pasadas se han realizado múltiples investigaciones dirigidas a procedimientos analíticos que simulen con más precisión los procesos de soldadura. Como se conoce el proceso de soldeo es bastante complejo e involucra: el movimiento de una fuente de calor, depósito de material, propiedades termodependientes, transferencia de calor

transitoria con complicadas condiciones de frontera, transformaciones de fases y estados tensionales y deformacionales complejos, entre otros. Debido, por un lado, a que la complejidad de los procesos físicos involucrados hace que ninguna solución matemática simple logre dar respuestas aceptables, mientras por el otro, que en muchos casos no están disponibles técnicas experimentales que determinen los campos totales de tensiones y deformaciones en construc-

ciones soldadas, sumado al desarrollo cada vez mayor de los medios de cómputo, es lo que ha hecho que desde hace varios años se vengán imponiendo las simulaciones realizadas en computadoras, mediante métodos numéricos y en especial mediante los métodos de elementos finitos (MEF).

A pesar de que las publicaciones sobre el tema de la modelación de soldaduras mediante MEF se han multiplicado en la actual década, sin dudas éste aún es un campo en el que existe mucho debate, se carece en muchos casos de criterios unificados, la información se encuentra dispersa y en el que se requiere seguir avanzando en aras de resolver importantes problemas de la industria. Dentro de los temas que actualmente se discuten se pueden mencionar: si es más conveniente construir modelos bidimensionales (2D) o tridimensionales (3D), los modelos de material que se deben usar, incluyendo si introducir propiedades termodependientes o constantes a temperatura ambiente, sobre la forma más conveniente de introducir el calor al modelo, sobre el momento más oportuno de activar los elementos cuando se emplea el método de activación-desactivación (birth-death) para simular el depósito de material, sobre como modelar los cambios de fase, sobre si es conveniente o no el empleo de una temperatura de corte, entre otros.

En la literatura se reporta el empleo de dos tipos de códigos de elementos finitos en la modelación de tensiones y deformaciones de soldadura: códigos especializados en modelar este proceso como el SYSWELD o el WELDSIM, y códigos de uso general como ANSYS, ABAQUS, COSMOS M, COSMOS DESING STAR, entre otros.

ANSYS apareció en 1971, o sea, que es un código MEF que posee más de treinta años de existencia y es capaz de realizar análisis estáticos, dinámicos, de transferencia de calor, de flujo de fluidos y de electromagnetismo, entre otros (ANSYS Inc. 2004), que por más de veinticinco años ha sido líder dentro de estos programas. ANSYS, a pesar de no ser un código especializado, sin dudas constituye en la actualidad uno de los más empleados en la modelación de tensiones y deformaciones de soldadura, tanto en modelos 2D ó 3D y por las posibilidades que brinda constituye una potente herramienta para tales efectos, cuyo empleo en los últimos años ha sido reportado por múltiples autores (Saha, 2005; Camilleri *et al.* 2005; Kim *et al.* 2006; Armentani *et al.* 2006; Bezerra, 2006; Camilleri *et al.* 2005; Hemanth, 2006; Mahapatra *et al.* 2006; Moraitis *et al.* 2007; Meo *et al.* 2007; He *et al.* 2007; Jerome *et al.* 2007; Pozo *et al.* 2008).

Por todo lo anterior, en el presente trabajo se exponen resumidamente los aspectos generales de una metodología de modelación de soldaduras, mediante el código MEF de uso

comercial ANSYS Multiphysics versión 9.0, la que posteriormente se trata de validar modelando un experimento de soldadura GMAW a tope de chapas de aleación de aluminio, realizado por Cañas *et al.* (1996).

ASPECTOS TEÓRICOS SOBRE LOS ANÁLISIS TÉRMICO Y ESTRUCTURAL

El análisis mediante MEF del problema térmico en la soldadura se basa en la ecuación (1) de transferencia del calor en un cuerpo (Zhu *et al.* 2002):

$$\rho(T)c(T)\frac{\partial T}{\partial t} = q + \frac{\partial}{\partial x}\left[K_x(T)\frac{\partial T}{\partial x}\right] + \frac{\partial}{\partial y}\left[K_y(T)\frac{\partial T}{\partial y}\right] + \frac{\partial}{\partial z}\left[K_z(T)\frac{\partial T}{\partial z}\right] \quad (1)$$

donde:

$\rho(T)$ representa la densidad del material como propiedad termodependiente, $c(T)$ el calor específico, q el calor generado por unidad de volumen, $K_x(T)$, $K_y(T)$, $K_z(T)$ son los coeficientes de conductividad térmica en las tres direcciones (en materiales isotrópicos este valor es el mismo en cualquier dirección), T es la temperatura y t es el tiempo. Como se desprende, el problema térmico se rige por una ecuación diferencial no lineal, debido a que las propiedades termofísicas del material son dependientes de la temperatura.

Las pérdidas de calor al medio circundante por radiación y convección se consideran con el empleo de las ecuaciones (2) y (3) (Zhu *et al.* 2002):

$$qc = h(T - T_0) \quad (2)$$

$$qr = eB(T^4 - T_0^4) \quad (3)$$

donde:

h representa el coeficiente de convección, T_0 la temperatura ambiente, e la emisividad de la superficie del cuerpo y B la constante de Stefan-Boltzmann.

El análisis estructural de la soldadura mediante MEF es aún más complejo que el anterior. Este análisis se basa en calcular la deformación total que se produce producto del proceso de soldeo, la que se expresa por la relación (Bezerra, 2006; ANSYS Inc. 2004):

$$\varepsilon_{\text{Total}} = \varepsilon_{\text{term}} + \varepsilon_e + \varepsilon_p \quad (4)$$

donde:

$\varepsilon_{\text{term}}$ representa la deformación térmica provocada por el calor del arco, ε_e la deformación elástica y ε_p la deformación plástica.

La deformación térmica del cuerpo se obtiene a través de la conocida relación física de dilatación térmica (Bezerra, 2006; ANSYS Inc. 2004):

$$\varepsilon_{\text{term}} = \alpha(T - T_{\text{ref}}) \quad (5)$$

donde:

α representa el coeficiente de dilatación lineal del material, T es la temperatura instantánea y T_{ref} es la temperatura de referencia para la que la deformación térmica es nula.

La componente elástica se determina, dentro del intervalo del límite elástico del material, directamente por la Ley de Hooke empleando el módulo de elasticidad termodependiente. La determinación de la componente plástica es la más compleja, ya que primeramente se debe establecer el dominio elástico que normalmente se define en base al criterio de fluencia de von Mises:

$$\sigma_{\text{eq}} - \sigma_e < 0 \quad (6)$$

donde:

σ_e representa la tensión o límite de fluencia y σ_{eq} la tensión equivalente de von Mises, definida por la conocida ecuación (7) (Bezerra, 2006; ANSYS Inc. 2004):

$$\sigma_{\text{eq}} = \frac{1}{\sqrt{2}} [(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_x - \sigma_z)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{xz}^2)]^{1/2} \quad (7)$$

donde:

$\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z, \dots, \tau_{xz}$ son las tensiones normales y tangenciales que definen el estado tensional triaxial de un punto y σ_{eq} la tensión normal uniaxial equivalente.

De modo que se considera que la deformación plástica se inicia cuando se cumple la condición:

$$\sigma_{\text{eq}} - \sigma_e = 0 \quad (8)$$

Es importante destacar que la tensión equivalente nunca puede exceder la tensión de fluencia del material, ya que si esto ocurriera se desarrollarían instantáneamente deformaciones plásticas, que desplazarían nuevamente la tensión hacia dicho límite de fluencia (Bezerra, 2006; ANSYS Inc. 2004). La superficie representada por las ecuaciones (7) y (8) se conoce como superficie de fluencia del material. Esta superficie puede ampliarse, según el modelo de endurecimiento del material isotrópico, o desplazarse manteniendo su forma y dimensiones según el modelo cinemático, ambos implementados como modelos de material en el código ANSYS (ANSYS Inc. 2004).

METODOLOGÍA DE MODELACIÓN POR MEF DE SOLDADURAS

Con vistas a simplificar la simulación de soldaduras es eficiente computacionalmente ejecutar los análisis térmico y estructural separadamente o de forma desacoplada. Físicamente se asume que los cambios en el estado mecánico no provocan cambios en el estado térmico; o sea, que las deformaciones no provocan cambios de temperatura apreciables, que merezca considerarse. Mientras que por otro lado se considera, que los cambios en el estado térmico si causan cambios en el estado mecánico. La mayoría de los autores han reportado el uso de esta forma de modelo desacoplado (Chao *et al.* 1999; Francis, 2002; Zhu *et al.* 2002; Saha, 2005; Kim *et al.* 2006; Armentani *et al.* 2006; Bezerra, 2006; Moraitis *et al.* 2007; Meo *et al.* 2007; Pozo *et al.* 2008).

El modelado de tensiones y deformaciones de soldadura mediante MEF se realiza, según esquema mostrado, en dos etapas: primeramente una corrida térmica, y a continuación la corrida estructural (figura 1). En la corrida térmica se introduce como carga al modelo, el calor proveniente del arco y se obtiene como respuesta las temperaturas nodales para cada paso de tiempo discretizado (historia térmica), hasta que se completa el enfriamiento. Seguidamente en la corrida estructural se introducen como cargas estas temperaturas nodales, para cada paso de tiempo, se calculan los desplazamientos y deformaciones elastoplásticas y finalmente se obtiene como respuesta los desplazamientos y tensiones, transitorios y residuales.

El modo óptimo de modelación de soldaduras mediante ANSYS es el modo combinado en el que se mezclan el modo interactivo y el modo "batch" o de programación. De esta manera el usuario puede construir el modelo geométrico, mallarlo, declarar el modelo de material, con las propiedades termodependientes, etc., por ejemplo mediante el modo interactivo, y luego a través del modo "batch", programar el movimiento de la fuente de calor en la corrida térmica, o programar que ANSYS lea los resultados de temperaturas nodales para cada paso de tiempo y las aplique como cargas en la corrida estructural, o simplemente chequear que no se cometan errores durante la introducción de datos en el modo interactivo. Se debe aclarar, que lo anterior no es rígido, sino que cada usuario decidirá que partes del modelo le resulta más sencillo y rápido introducirlas en un modo o en otro. A continuación se expone los aspectos generales de la metodología utilizada.

La modelación mediante ANSYS de los análisis térmico y estructural consta de tres etapas fundamentales: etapa de preprocesamiento, etapa de solución y etapa de postproce-

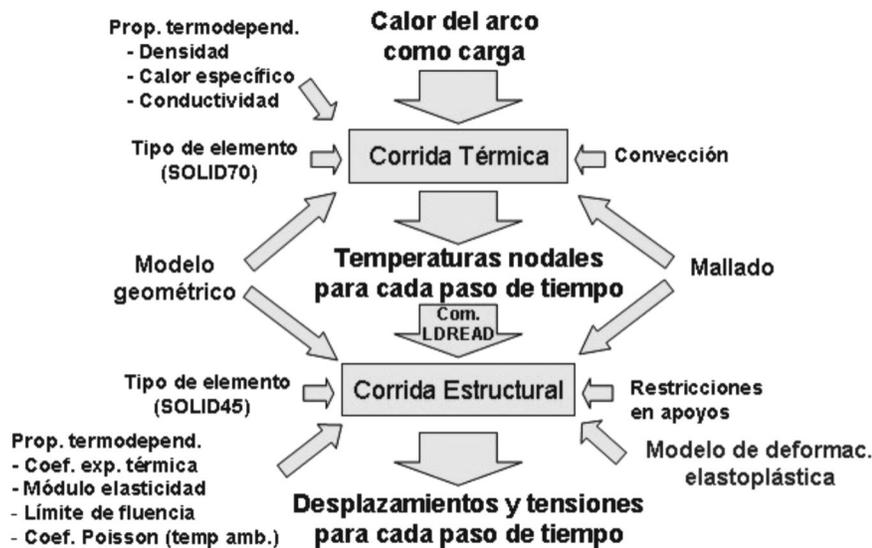


Figura 1. Esquema general de la modelación de tensiones y deformaciones de soldadura mediante MEF.

samiento.

Metodología para el análisis térmico mediante ANSYS

• Etapa de preprocesamiento:

1. Se elige un tipo de elemento, que posea la temperatura como grado de libertad. En el presente trabajo se emplea el elemento SOLID70 (ANSYS Inc. 2004), un elemento sólido de ocho nodos, usado con éxito por otros autores para este propósito (Bezerra, 2006; Moraitis *et al.* 2007).
2. Se declaran como propiedades termodependientes del material, la conductividad térmica, el calor específico y la densidad, introduciendo el valor de la propiedad que corresponde a cada valor de temperatura, entre la temperatura ambiente y la de fusión del metal.
3. Se construye el modelo geométrico tridimensional. El modelo geométrico puede también ser importado a partir de un fichero con extensión IGES generado con otro programa CAD (ANSYS Inc. 2004).
4. Se malla el volumen, teniendo en cuenta refinar la malla en el lugar cercano a la soldadura, en lo que coinciden todos los autores, por ser ésta la zona donde se producen los mayores gradientes térmicos. El usuario debe cerciorarse de que el grado de refinamiento garantiza la convergencia de resultados.
5. Se declara como condición de frontera la pérdida de calor del modelo, por convección al medio, a través de todas las superficies exteriores que físicamente emiten

calor, mediante el coeficiente de convección y la temperatura del medio. Sólo se exceptúa el área de simetría del modelo, si se modela la mitad de la unión aprovechando esta propiedad.

Se debe destacar que las pérdidas de calor por radiación pueden ser de consideración a temperaturas sólo cercanas a la de fusión, por lo que algunos autores únicamente le introducen al modelo las pérdidas por convección y consideran las pérdidas por radiación disminuyendo el coeficiente de eficiencia de la fuente de calor, o simplemente las desprecian (Armentani *et al.* 2006; García *et al.* 2007; Ramos *et al.* 2007). Si no se introduce ningún tipo de pérdida de calor al modelo, luego de aplicado el calor de la soldadura, con el paso del tiempo la temperatura en dicho modelo tiende a equilibrarse por conducción y nunca regresa a la temperatura inicial o ambiente, independientemente del tiempo transcurrido, lo que es erróneo y no coincide con el fenómeno real.

• Etapa de solución:

1. Se declara como tipo de análisis el *transitorio* en el tiempo. Se recomienda ejecutar la corrida térmica a través de un análisis transitorio, como lo hacen Bezerra (2006) y Mahapatra (2006), que permite calcular como varían las temperaturas con el transcurso del tiempo, y abarca desde que se comienza a aplicar calor al modelo, hasta que éste se termina de enfriar (Bezerra, 2006; Mahapatra *et al.* 2006).
2. Se emplea el método iterativo de solución de ecuaciones no lineales *Full Newton Raphson*, que constituye el método no lineal estándar de ANSYS (ANSYS Inc. 2004).

3. Se establece un valor de convergencia de la solución para análisis no lineal de 0.1 °C (Bezerra, 2006).
4. Se selecciona el avance de tiempo automático (automatic time stepping).
5. Se declara la temperatura inicial del metal base.
6. Se declara un tiempo de inicio de $1 \cdot 10^{-6}$ s, suficientemente pequeño pero no nulo, como lo recomiendan Budgell (2007) y ANSYS Inc. (2004), ya que si se declara un tiempo de inicio nulo en un análisis transitorio, ANSYS asume el tiempo de inicio con valor igual a la unidad, lo que resulta erróneo.
7. Si se modela una soldadura de recargue o de ranura de bordes rectos (sin preparación de bordes) no se debe emplear la *técnica de activación – desactivación de elementos*, por lo que este paso se obvia. Si por el contrario, se va a modelar el depósito de metal en una soldadura de ranura con preparación de bordes, o una de filete, entonces es necesario *desactivar* todos los elementos que forman parte del cordón, antes de aplicar cualquier carga. Finalmente, se restringe la temperatura de los nodos que no están ligados a ningún elemento activo, a un valor de temperatura igual a la ambiente, ya que estos se encuentran en un lugar donde lo que hay es aire en el problema físico real.
8. Introducción de la carga térmica al modelo, a través de la superficie superior o del volumen de los elementos finitos que conforman la soldadura y modelación del desplazamiento de la fuente. De manera que la carga térmica que se aplica al modelo se determina en base al régimen de soldadura utilizado, por la conocida ecuación (9):

$$Q = \eta \cdot I_s \cdot V_a \quad (W) \quad (9)$$

donde:

Q representa la potencia térmica que entra al modelo, η la eficiencia térmica de la fuente de calor (arco), I_s la corriente de soldeo empleada (A) y V_a el voltaje de arco (V).

A partir de esta potencia térmica se determina el flujo de calor volumétrico (FCv) que se introduce al modelo:

$$FCv = Q / V_{elem} \quad (W/m^3) \quad (10)$$

donde:

V_{elem} representa el volumen del elemento finito que se en-

cuentra en la trayectoria del arco por donde se introduce el calor (m^3). Dicho flujo se introduce como carga al modelo, para cada paso de tiempo y se retira en el siguiente paso.

Es importante destacar que el movimiento de la fuente se programa a través de un pequeño y sencillo lazo *DO - *ENDDO, en lenguaje FORTRAN, dentro del que se introduce el comando que aplica la carga térmica, durante el tiempo en segundos calculado, permitiéndose que recorra paulatinamente todos los elementos por los que el arco pasa. El empleo de este lazo elimina la necesidad de construir curvas de tiempo o funciones de carga, lo que reduce el tiempo de preparación del modelo y supera una limitación de anteriores trabajos publicados (García *et al.* 2007; Ramos *et al.* 2007; Leal *et al.* 2007). La carga térmica se aplica al modelo mediante la opción a salto STEPPED.

Si se está empleando la técnica de *activación-desactivación* de elementos, es necesario, dentro del mismo lazo, activar los elementos finitos del cordón en el paso de tiempo en que se les va a aplicar la carga térmica a cada uno, o de lo contrario los resultados serán erróneos. De esta manera se garantiza que los elementos finitos debajo de la fuente de calor retornen a su propiedad de conductividad térmica original, con lo que físicamente se simula que haya metal debajo de la fuente de calor, con su capacidad de conducción, y no aire.

9. Finalmente, en un último paso de tiempo se permite el enfriamiento del modelo a través de la pérdida de calor por convección hasta un tiempo estimado tal, en que se alcance el total enfriamiento.
10. Solución mediante el comando respectivo, que se intercala al final de cada paso de tiempo para resolver el problema.
11. Una vez concluido el cálculo se *guarda* todo el modelo elaborado y los resultados con la historia térmica en un gran fichero con extensión DB.

- Etapa de postprocesamiento:

Esta etapa abarca la obtención de los diferentes listados de resultados, su procesamiento, análisis y graficado.

Metodología para el análisis estructural

- Etapa de preprocesamiento:

1. Se parte del modelo geométrico tridimensional mallado, de la corrida térmica.
2. Se declaran como propiedades termodependientes del material, desde la temperatura ambiente hasta la temperatura de sólido (o la *temperatura de corte*), el módulo de elasticidad, el coeficiente promedio (secante) de di-

latación térmica lineal y el límite de fluencia del material. Muchos autores, asumen el coeficiente de Poisson con su valor constante a temperatura ambiente, aunque de poseer datos confiables, se puede también declarar termodependiente (Cañas *et al.* 1996; Zhu *et al.* 2002; Bezerra, 2006).

El modelo de material implementado en ANSYS que se debe emplear en estos casos es el de plasticidad con razón independiente que asume que las deformaciones plásticas se desarrollan instantáneamente y son independientes del tiempo lo que se ajusta al fenómeno estudiado (ANSYS Inc. 2004; Bezerra, 2006). Luego dentro de estos modelos se debe decidir cuál es más conveniente para describir el comportamiento elastoplástico del metal, si el *bilineal* o el *multilineal*, y por otro lado, si se asume sin o con endurecimiento por deformación, *cinemático* o *isotrópico*.

Se considera que el modelo bilineal conduce a resultados precisos y para definirlo sólo se necesita declarar la variación del límite de fluencia, el módulo de elasticidad y el módulo tangente en relación con la temperatura. Si se desprecia el endurecimiento entonces simplemente se declara el módulo tangente como constante y nulo. Se selecciona la superficie de fluencia de von Mises, como criterio de comportamiento mecánico del material, en lo que coinciden prácticamente todos los autores.

Si se modela una soldadura de recargue o de ranura de bordes rectos (sin preparación de bordes), como ya se analizó, no se debe emplear la técnica de *activación - desactivación de elementos* y entonces se declara como propiedad del material de toda la unión una temperatura de referencia igual a la inicial de la pieza. Por otro lado si se trata de una soldadura de ranura con preparación de bordes, o una de filete, se debe emplear dicha técnica de activación-desactivación, y se declarará como propiedad de los elementos finitos de la soldadura una temperatura de referencia igual a la temperatura de sólido de la aleación, mientras que para el resto de los elementos que conforman el metal base se declara una temperatura de referencia igual a la inicial de la pieza.

3. Se declara como nuevo tipo de elemento uno con desplazamiento en los tres ejes coordenados como grados de libertad, en este caso se prefiere el SOLID45, de 8 nodos (ANSYS Inc. 2004), utilizado con éxito por otros autores (Bezerra, 2006; Hemanth, 2006; Moraitis *et al.* 2007). Luego se convierte el tipo de elemento del modelo mallado de SOLID70 a SOLID45. De esta manera se garantiza que geoméricamente el mallado no cambie y que la posición y numeración de nodos permanezca idéntica, lo que es imprescindible a la hora de aplicar las cargas de temperatura.

4. Se declaran, como condiciones de frontera, las restriccio-

nes de desplazamiento en los nodos y en el área de simetría (en caso de que únicamente se modele la mitad de la pieza aprovechando la propiedad de simetría). Si se está modelando la soldadura de chapas en estado libre, se debe garantizar que estas restricciones sólo eviten el movimiento del cuerpo como un *sólido rígido*, permitiendo su libre dilatación en los tres ejes coordenados. De esta manera se evita el consiguiente error en la etapa de solución, o que se alteren los campos de deformaciones y tensiones, motivo de estudio. Si, por otro lado, se está modelando la soldadura de piezas con otras restricciones, como es el caso de una soldadura de reparación, entonces éstas se declararán de manera que el modelo se aproxime en su comportamiento al cuerpo físico real.

- Etapa de solución:

El análisis estructural se realiza mediante una serie de análisis de equilibrio *estático*. Se parte leyendo las temperaturas nodales de cada paso de tiempo, generadas por la corrida térmica y se aplican como cargas nodales en la corrida estructural. De esta manera cada análisis estructural *estático* parte del estado final de deformaciones y tensiones del análisis previamente concluido hasta finalizar. En este análisis no es necesario efectuar una integración en el tiempo debido a que fue establecido que las deformaciones plásticas son deformaciones irreversibles independientes del tiempo (Bezerra, 2006; ANSYS Inc. 2004).

1. Se declara como tipo de análisis el *estático*.
2. Se emplea el método iterativo de solución de ecuaciones no lineales *Full Newton Raphson*, que constituye el método no lineal estándar de ANSYS para problemas de plasticidad (ANSYS Inc. 2004).
3. Se establece un valor de convergencia de fuerza de la solución, para análisis no lineal de 1 N (Bezerra, 2006).
4. Se selecciona el avance de tiempo automático (automatic time stepping).
5. Si se va a modelar el depósito de metal, entonces es necesario *desactivar* todos los elementos que forman parte del cordón antes de aplicar cualquier carga. Si las piezas se sueldan con un punteado previo, entonces no se desactivan los elementos que forman parte del punteado. En esta corrida no se deben restringir los nodos que no están ligados a ningún elemento activo, para evitar que el elemento se deforme en exceso al activarse (ANSYS Inc. 2004).
6. Se declara que la aplicación de las cargas nodales de temperatura sea en forma de rampa RAMPED, de modo que para la solución el programa asignará en cada subpaso de carga un ascenso o descenso progresivo has-

ta el valor final a aplicar, lo que facilita la convergencia de la solución.

7. Dentro de un lazo *DO - *ENDDO, en caso de empleo de la técnica de activación – desactivación de elementos, activar los elementos de la soldadura en el momento oportuno, sobre el que hay discrepancias en la literatura. Se considera que el momento es cuando la fuente de calor se encuentra sobre los elementos y la temperatura de estos sobrepasa la temperatura de sólido del metal. Estos elementos se activan con una deformación térmica nula, ya que previamente se declaró como temperatura de referencia de estos la temperatura de sólido, lo que se corresponde con el fenómeno físico real de solidificación del metal de aporte que se deposita a una temperatura cercana a la de fusión.

8. Dentro del mismo lazo, mediante el comando LDREAD, se programa que ANSYS lea los valores nodales de temperatura de cada paso de tiempo de la corrida térmica, almacenados en un fichero con extensión RTH y los aplique como cargas en esta corrida estructural.

9. En el interior del mismo lazo se seleccionan todos los nodos cuyo valor de temperatura sobrepasa la temperatura de sólido (o de corte) y a los mismos se les aplica como carga dicha temperatura, que sustituye la anterior almacenada en el fichero RTH, garantizándose que ningún nodo se someta a temperaturas superiores a este valor de corte.

De esta manera se evita la realización de cálculos iterativos para valores por encima de esta temperatura y cuantificar falsas deformaciones plásticas en los elementos de la soldadura, se hace innecesario también el modelar el cambio de fase sólido-líquido y líquido-sólido y por tanto la necesidad de estudiar y declarar la variación de las propiedades termodependientes del metal a temperaturas superiores a la temperatura de sólido, lo que puede ser complejo, eliminándose posibles fuentes de error.

10. En caso de empleo del método de activación – desactivación de elementos, también dentro del lazo se eliminan las cargas de temperatura aplicadas por el comando anterior a los nodos que no pertenecen a ningún elemento activo, ya que en estos lugares en la unión soldada física real o no hay material, o el metal se encuentra fundido por lo que no ocurren termodeformaciones que sea de interés cuantificar.

11. Solución mediante el comando respectivo que se intercala al final de cada paso de carga para resolver el problema.

12. Una vez concluido el cálculo se salva todo el modelo elaborado y los resultados con la historia de despla-

mientos y deformaciones.

• Etapa de postprocesamiento:

Es similar a la corrida térmica.

PROPIEDADES FÍSICAS Y MECÁNICAS DE LA ALEACIÓN 5083 O

Una gran problemática durante los trabajos de modelación de soldadura consiste en establecer, con la mayor precisión posible, las propiedades mecánicas y físicas termodependientes del material en cuestión. En muchas ocasiones esta información no está disponible de forma completa, con las propiedades termodependientes desde la temperatura ambiente hasta la de fusión del material.

La propiedad clave en la corrida térmica es la conductividad térmica y en este trabajo se tomaron los valores ofrecidos por el código ASME para la aleación 5083, extendidos según línea de tendencia hasta la temperatura de 580 °C (temperatura de sólido), lo que concuerda con los valores brindados por el Eurocódigo para las aleaciones de aluminio al magnesio (ASME, 2002 y Comité Técnico AEN/CTN, 2000). La conductividad se duplicó para cualquier temperatura por encima de la temperatura de líquido de la aleación para simular el efecto físico de la transferencia de calor por convección que ocurre en el baño de soldadura.

Es reconocido que la propiedad clave en la corrida estructural es el límite de fluencia y los valores empleados se obtuvieron a partir de los datos que brinda el ASM Handbook (1990), para la aleación 5083 O (figura 2), extendiéndola según Zhu (2002). El valor mínimo se situó en 6.00E+06 Pa, y no en un valor nulo, para evitar problemas desde el punto de vista numérico.

El resto de las propiedades se asumieron básicamente en base a las propuestas por Zhu (2002) para la aleación 5052 H32, aleación similar de aluminio al magnesio. La tabla 1 resume las propiedades físico mecánicas empleadas en la modelación.

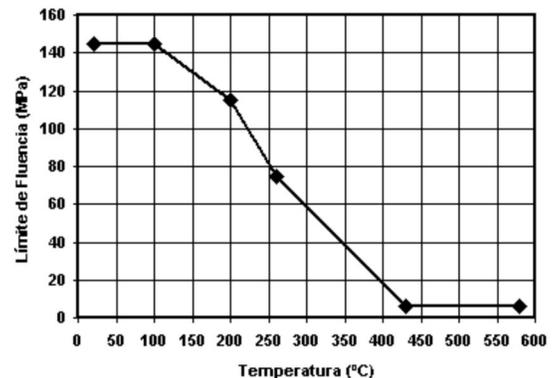


Figura 2. Límite de fluencia termodependiente de la aleación 5083 O.

Tabla 1. Propiedades asumidas en la modelación de la aleación de aluminio 5083 O.

Propiedades Físicas				Propiedades Mecánicas				
Temp. (°C)	k (W/m°C)	c (J/kg°C)	ρ (kg/m ³)	Temp. (°C)	E (Pa)	α (1/°C)	σ_f (Pa)	Et (Pa)
25	116.2	930	2680	25	7.00E+10	2.178E-05	1.45E+08	1.800E+09
38	118.2			100	6.60E+10	2.345E-05	1.45E+08	1.615E+09
65	122.4			200	6.00E+10	2.448E-05	1.15E+08	1.358E+09
80		958	2669	260	5.40E+10	2.502E-05	7.50E+07	1.220E+09
93	125.9			430	3.15E+10	2.635E-05	6.00E+06	8.000E+08
121	129.0			580	7.00E+08	2.750E-05	6.00E+06	0
149	131.8							
177	134.5							
180		1006	2651					
204	137.0							
240	141.9							
280	146.5	1053	2634					
330	152.2							
380	157.9	1101	2616					
420		1120						
430	163.6							
480	169.3	1140	2598					
530	175.0							
540		1160						
580	180.8	1240	2580					
640	360							

k- conductividad térmica; c- calor específico; ρ - densidad; E- módulo de elasticidad;
 α - coeficiente de dilatación térmica secante; σ_f - tensión de fluencia; Et- módulo tangente.

MODELACIÓN DE SOLDADURA GMAW SOBRE ALEACIÓN DE ALUMINIO

Con vistas a validar la anterior metodología propuesta, se modela mediante ANSYS un experimento desarrollado por Cañas (1996), y retomado por Chao (1999), de soldadura GMAW de dos chapas a tope, con preparación de bordes en V y mediante pasada única (figura 3). Las chapas son de aleación de aluminio al magnesio 5083-O. El régimen de soldeo empleado es: $I_s = 170$ A, $V_a = 23,4$ V y $v_s = 11$ mm/s. Se emplea como eficiencia de la fuente $\eta = 0,64$, similar a la usada por ambos autores. Cañas determinó experimentalmente las tensiones residuales en la sección media de la unión, las que se consideran ideales para validar los resultados del modelo.

En este caso se modela sólo la mitad de la unión aprovechando la simetría de la misma. Se emplearon tres tipos de mallas, una gruesa de partida con un tamaño de elemento en la soldadura de $5 * 5 * 6,6$ mm (2244 nodos, 1050 elemen-

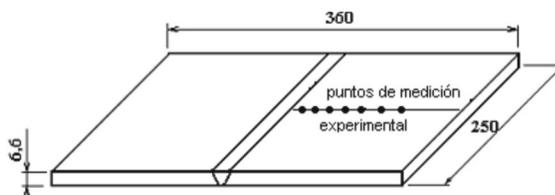


Figura 3. Geometría de la unión soldada del experimento de Cañas.

tos), una intermedia con tamaño de $5 * 2,5 * 3,3$ mm (2193 nodos, 1300 elementos), y una fina con $5 * 1,25 * 2,2$ mm (4080 nodos, 2800 elementos) (figura 4).

En la corrida térmica se declara 25 °C como temperatura inicial de la placa y una pérdida de calor por convección a través de todas las áreas, con un coeficiente de película constante de $15 \text{ W}/(\text{m}^2 * \text{°C})$, similar al empleado por Armentani (2006) y Mahapatra (2006), y una temperatura del medio de 25 °C; sólo se exceptúa el área de simetría del modelo que se comporta como adiabática. Por tratarse de una

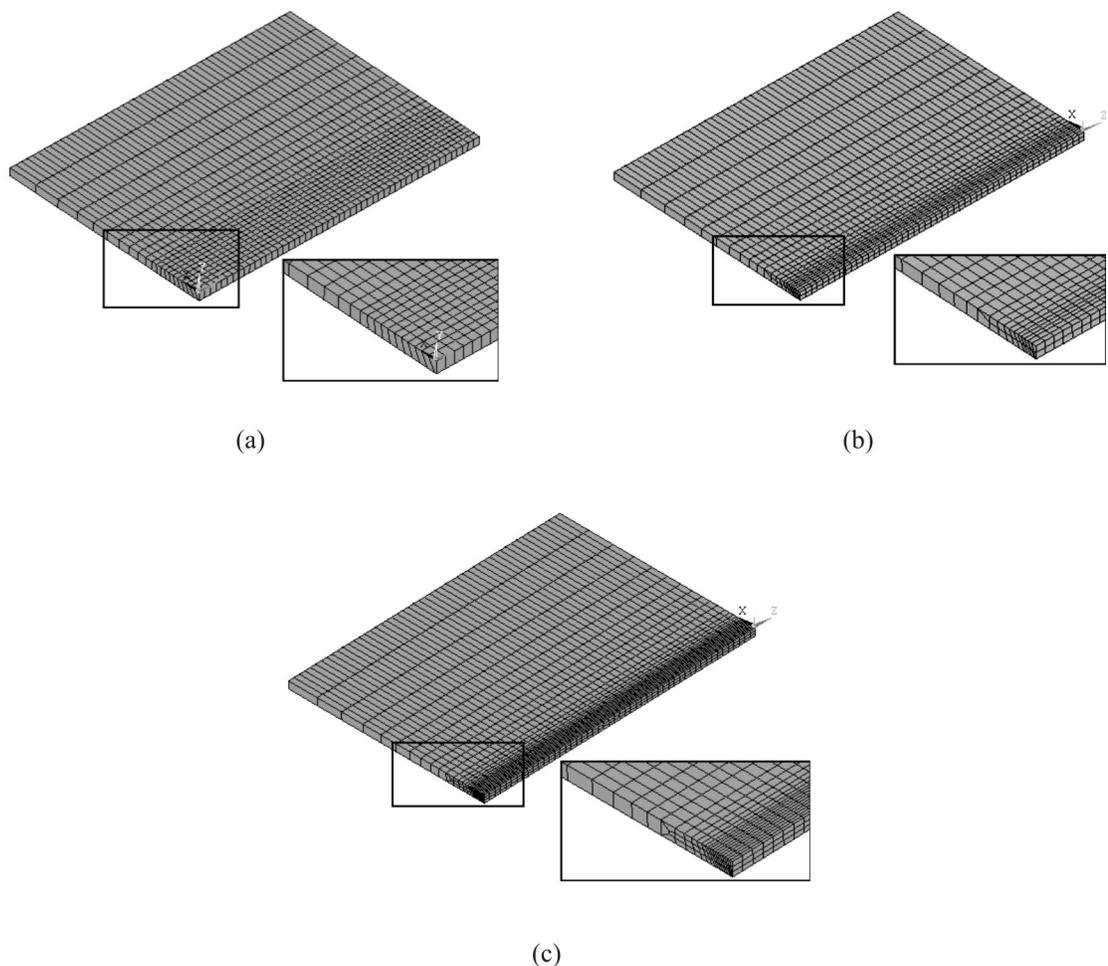


Figura 4. Modelos geométricos: a) malla gruesa, b) malla intermedia, c) malla fina.

soldadura de ranura con preparación de bordes se decidió introducir el calor como flujo volumétrico, con un valor de $12858181818 \text{ W/m}^3$ por cada elemento de la misma, el que actúa durante un tiempo de $0,4545 \text{ s}$. Luego de aplicado el calor al modelo durante un tiempo de $22,72 \text{ s}$, que representa el tiempo de desplazamiento de la fuente, se permite su total enfriamiento hasta los 800 s .

Como propiedades del material se emplearon en ambas corridas térmica y mecánica las propiedades termodependientes mostradas en la tabla 1 y en la figura 2.

Como condición de frontera en la corrida mecánica se declaró una restricción de simetría en el área de simetría del modelo y restricciones adicionales de movimiento en dos nodos (figura 5), de manera que se simulara la soldadura de la unión en estado libre. Con un fin comparativo se emplearon las distintas variantes posibles de comportamiento elastoplástico bilineal del material.

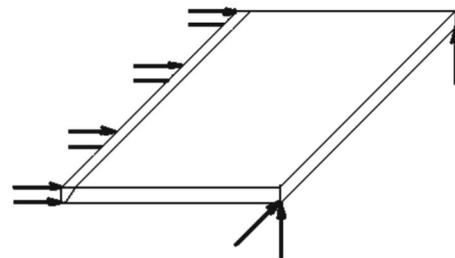


Figura 5. Restricciones de movimiento impuestas al modelo mecánico.

RESULTADOS Y DISCUSIÓN

En la figura 6 se muestra a modo de ejemplo el campo térmico en la superficie superior de la unión, obtenido para un tiempo de $17,7 \text{ s}$ desde el inicio de la soldadura, con movimiento de la fuente de derecha a izquierda y mediante el modelo de malla intermedia. Se observan las isoterma alargadas características del proceso de soldadura, con un pequeño vacío delante donde los elementos del cordón están desactivados, por no existir allí metal de aporte en el proceso físico real.



Figura 6. Campo de temperaturas para una tiempo $t = 17,7$ s en modelo con malla intermedia.

En todos los modelos estructurales, cuyos resultados de tensiones residuales longitudinales y transversales a la soldadura se muestran en las figuras 7, 8 y 9, se activaron los elementos de la soldadura en el paso de tiempo en que sobre ellos se encuentra la fuente de calor, donde sus nodos presentan temperaturas superiores a la temperatura de fusión.

Los modelos geométricos, empleando los tres tipos de mallas, entregaron resultados bastante semejantes para cada caso de modelo de material (endurecimiento cinemática, isotrópico y sin endurecimiento). Sólo la malla gruesa falla por el salto que presentan los gráficos de tensión residual longitudinal y transversal en la zona de la soldadura, lo que es lógico porque en esta malla la mitad de la sección transversal de la soldadura está representada por un único elemento finito (figura 4-a). Las mallas intermedia y fina si coinciden prácticamente a todo lo ancho de la unión soldada

y se ajustan a los valores experimentales de Cañas (1996), por lo que se considera que en ambos tipos de modelos la solución prácticamente converge y por tanto es innecesario un refinamiento mayor, que sólo aumentaría los tiempos de cálculo; el error relativo entre ambos modelos en la tensión longitudinal sobre el eje de la soldadura es inferior al 10%.

Aunque los tres modelos de material (endurecimiento cinemático, isotrópico y sin endurecimiento) se ajustan a los datos experimentales medidos por Cañas (1996), se considera que los modelos con endurecimiento cinemático y sin endurecimiento son los que más fielmente describen el fenómeno, tomando en consideración que el otro modelo se aleja algo más de los datos experimentales de la tensión longitudinal en la zona de compresión. Por tanto para esta soldadura GMAW de pasada única sobre aleación de aluminio – magnesio se considera que ambos modelos son adecuados.

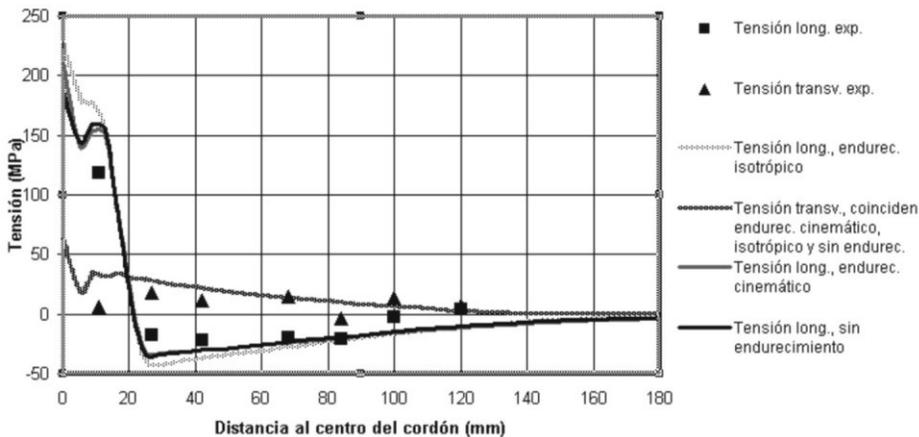


Figura 7. Tensiones residuales para modelo de malla gruesa.

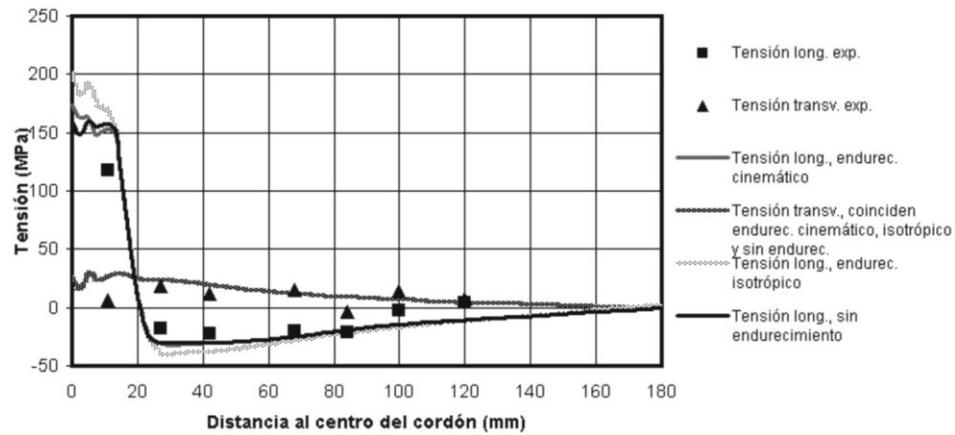


Figura 8. Tensiones residuales para modelo de malla intermedia.

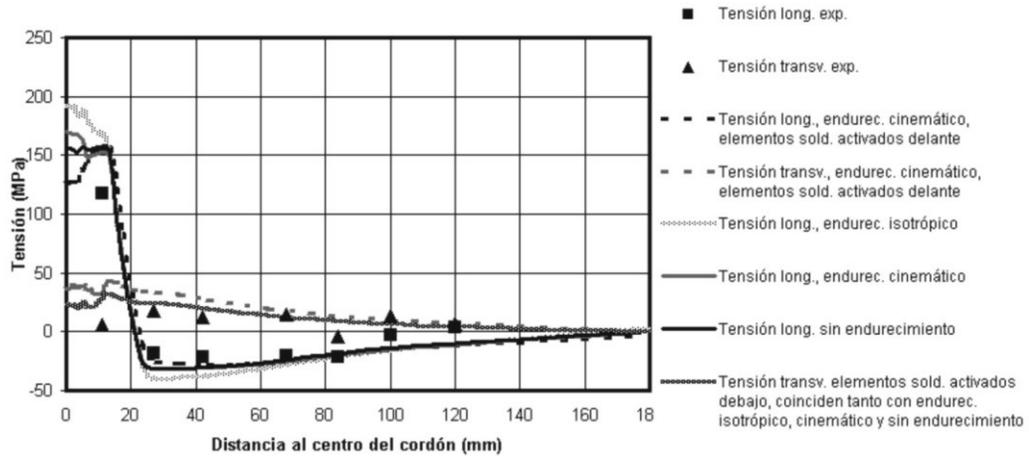


Figura 9. Tensiones residuales para modelo de malla fina.

Todos los modelos elaborados produjeron resultados similares a los reportados en la literatura para la tensión residual longitudinal, con los valores máximos de tracción próximos al límite de fluencia del material en la zona cercana a la soldadura altamente calentada y de compresión en la zona más alejada de ésta (Frolov, 1988).

En la figura 9 se muestran los resultados de las tensiones residuales que produjo un modelo estructural en el que los elementos de la soldadura se activaron de manera que siempre existieran dos elementos activos (10 mm) por delante del elemento sobre el que se encuentra la fuente de calor. En este caso, y en otros estudiados que aquí no se muestran, se produjo un sobredimensionado de la tensión transversal respecto a los valores experimentales por lo que se desechó esta variante. La causa de esto es que los elementos activados delante de la fuente de calor provocan un mayor grado de restricción a la libre dilatación y contracción del metal en el sentido transversal, lo que se refleja en estos valores excedidos.

Las isobaras mostradas en las figuras 10 y 11 confirman el carácter completamente tridimensional de los campos de tensiones residuales propios del proceso de soldadura. En la figura 10 se observa que las tensiones longitudinales mayores en valor absoluto son de tracción y actúan en una amplia zona media de la longitud de la soldadura, con valor aproximado de 166 MPa, mientras que en la figura 11 las mayores tensiones transversales son de compresión y se encuentran en las reducidas zonas de inicio y fin de la soldadura, con un valor de casi 200 MPa por lo que son las más críticas, lo que se corresponde con lo reportado en la literatura (Chao *et al.* 1999). Se considera, por tanto, que ningún modelo bidimensional es capaz de registrar estas variaciones de los niveles de tensiones en las secciones transversales de la unión soldada.

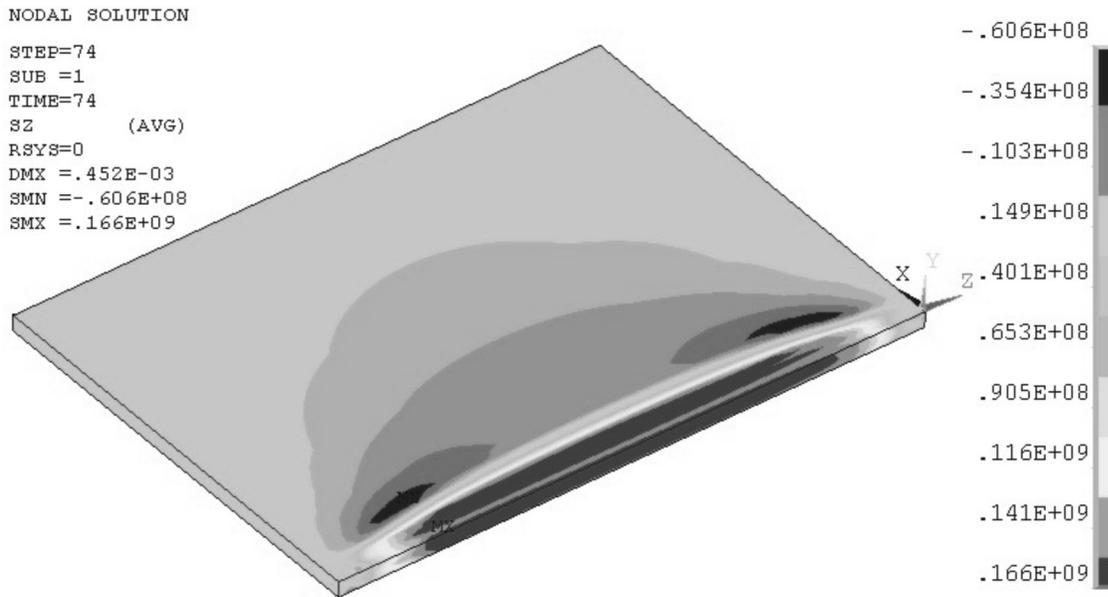


Figura 10. Campo de tensiones residuales longitudinales obtenido mediante tamaño de malla intermedio con modelo de material sin endurecimiento (valores de tensiones en Pa).

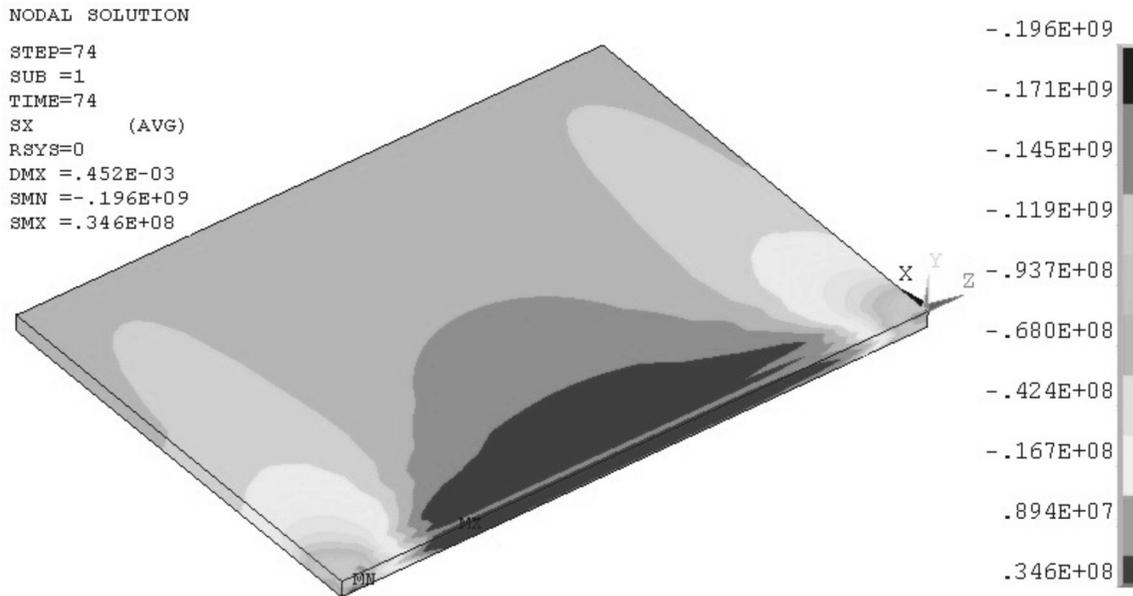


Figura 11. Campo de tensiones residuales transversales obtenido mediante tamaño de malla intermedio con modelo de material sin endurecimiento (valores de tensiones en Pa).

CONCLUSIONES

Es eficiente computacionalmente y conduce a resultados precisos el emplear modelos geométricos con un mallado fino únicamente en la zona altamente calentada, donde los gradientes térmicos y de tensiones son altos, y que se hace mucho más basto en la medida que se aleja de ésta. Siempre el mínimo posible de nodos y elementos garantiza un tiempo de cálculo más eficiente.

Activar los elementos de la soldadura, tanto en la corrida térmica como en la estructural, en el paso de tiempo en el que la fuente de calor se encuentra sobre ellos, conjugado con el empleo de una temperatura de referencia de los elementos de la soldadura igual a la temperatura de fusión del metal, conduce a resultados precisos en el cómputo de la historia térmica, tensiones y deformaciones de soldadura, evitándose falsas deformaciones elasto-plásticas en los elementos que conforman la soldadura. Por otro lado activar los elementos de la soldadura delante de la fuente de ca-

lor provoca un cierto sobredimensionamiento de la tensión transversal.

El empleo del modelo de material con comportamiento elastoplástico del tipo bilineal conduce a resultados precisos, y para definirlo sólo se necesita declarar la variación del límite de fluencia, el módulo de elasticidad y el módulo tangente en relación con la temperatura. Aunque los tres modelos de material (endurecimiento cinemático, isotrópico y sin endurecimiento) se ajustan a los datos experimentales, se considera que los modelos con endurecimiento cinemático y sin endurecimiento son los que más fielmente describen, en este caso, el fenómeno termodeformacional de la soldadura GMAW de aleaciones aluminio – magnesio.

El empleo de una temperatura de corte en la corrida estructural igual a la temperatura de fusión de la aleación evita cuantificar falsas deformaciones elastoplásticas a temperaturas superiores, cuando en el proceso físico real el metal se encuentra en fase líquida o sólida - líquida, evitándose también la necesidad de ser exquisitos en ajustar las propiedades a temperaturas superiores, lo que pudiera representar alguna dificultad.

Se considera que solamente los modelos tridimensionales son capaces de reproducir con precisión el comportamiento tensional de las uniones soldadas, y permiten determinar el valor máximo de tensión transversal de compresión que se produce en las zonas al inicio y fin de la soldadura, lo que es prácticamente inalcanzable para los modelos en dos dimensiones.

La metodología de modelación aquí expuesta integra una información que se encuentra dispersa en la literatura, proponiendo variantes que en ocasiones superan lo publicado en trabajos precedentes, como la modelación del desplazamiento de la fuente de calor mediante un sencillo lazo *do* dentro del que se introduce el comando que aplica la carga térmica, en lugar del empleo de curvas de tiempo o funciones de carga, o el momento de activación de los elementos de la soldadura, constituyendo un aporte para el desarrollo de esta temática.

Con este trabajo se confirma que el Software ANSYS Multiphysics versión 9.0 de uso general puede ser empleado satisfactoriamente en la modelación de la historia térmica, tensiones y deformaciones de soldaduras, brindando resultados tan fiables como cualquier código de elementos finitos especializado en este proceso.

REFERENCIAS

ANSYS INC. Tutorial de ANSYS Multiphysics versión 9.0.

ARMENTANI, E., ESPOSITO, R., SEPE, R. (2006). Valutazione numerica delle tensioni residue in processi di saldatura GMAW. Associazione Italiana per l'Analisi delle Sollecitazioni (AIAS). XXXV Convegno Nazionale. 13-16 Settembre 2006, Università Politecnica delle Marche.

BEZERRA, A.C. (2006). Simulação Numérica da Soldagem com Aplicação à Caracterização do Comportamento Dinâmico de Estruturas Soldadas. Tesis de Doctorado no publicada, Universidad Federal de Uberlândia, Uberlândia. Brasil. p. 124.

BUDGELL, P. (2007). Tips and ANSYS Tricks. Recuperado en Junio de 2007. http://www3.sympatico.ca/peter_budgell/ANSYS_tips.html.

CAMILLERI, D., GRAY, G.F. (2005). Computationally efficient welding distortion simulation techniques. Modeling Simul. Mater. Sci. Eng. (13); pp. 1365–1382.

CAÑAS, J., PICÓN, R., PARÍS, F.A. (1996). A simplified numerical analysis of residual stresses in aluminum welded plates. Computers & Structures. Vol. 58. No. I; pp. 59-69.

CHAO, Y. & QI, X. (1999). Three dimensional modeling of gas metal arc welding process. Transaction of NAMRI/SME. Volumen XXVII. pp. 117-122.

COMITÉ TÉCNICO AEN/CTN 140 EUROCODIGOS ESTRUCTURALES (1999). Eurocódigo 9: Proyecto de estructuras de aluminio. Parte 1-2: Reglas generales. Proyecto de estructuras sometidas a fuego. ARNOR 2000. pp. 25-26.

FRANCIS, J.D. (2002). Welding Simulations of Aluminum Alloy Joints by Finite Element Analysis. Thesis presented in option to the degree of Master of Science in Aerospace Engineering. Faculty of the Virginia Polytechnic Institute and State University. p. 178. Recuperado en enero de 2007 http://scholar.lib.vt.edu/theses/available/etd-05062002-00056/unrestricted/JFThesis4_12_02.pdf.

FROLOV, V.V. (1988). Teoriya svarochnij protsessov. Visshaya Shkola. Moscú; pp. 425-429.

GARCÍA, Y., BURGOS, J. (2007). Procedimiento para la obtención mediante MEF de campos térmicos, deformaciones y tensiones residuales en uniones soldadas. Revista Técnica de Ingeniería, Universidad de Zulia, Venezuela, Vol. 30, N° 1 pp. 13-22.

- HE, Y., SHOUJU, L., YINGXI, L. (2007). Finite Element Simulation for Residual Stresses in Welding Process. *Engineering Materials Vols. 353-358*; pp. 1915-1918. Recuperado en enero de 2008. <http://www.scientific.net>.
- HEMANTH, K. (2006). Three dimensional thermal modeling of friction stir processing. Tesis para el grado de Master of Science. Florida State University. College of Engineering. p. 59.
- JEROME, S., KUMARESH, S.P., RAVISANKAR, B., PANDEY, K. S. (2007). Prediction of welding residual stresses in butt welded plate by finite element analysis. *International Conference on Advanced Materials and Composites (ICAMC-2007)*. Oct 24-26. pp. 553-558.
- KIM, K. S., CHOI, S. B., LEE, J. H., PARK, S.M. (2006). A Study on Measurement of Welding Residual Stress Using ESPI System. *Engineering Materials Vols. 324-325*; pp. 859-862. Recuperado en enero de 2008 <http://www.scientific.net>.
- LEAL, M., POZO, J. A., GARCÍA, Y. (2007). Modelación por MEF de los Campos Térmicos y de las Tensiones Residuales de Soldadura en Aleaciones de Aluminio. Universidad Central "Marta Abreu" de Las Villas, Facultad de Ingeniería Mecánica, Centro de Investigación de la Soldadura (CIS). Trabajo de Diploma no publicado. p. 98.
- MAHAPATRA, M.M., DATTA, G.L., PRADHAN, B., MANDAL, N.R. (2006). Three-dimensional finite element analysis to predict the effects of SAW process parameters on temperature distribution and angular distortions in single-pass butt joints with top and bottom reinforcements. *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 83; pp. 721-729.
- MEO, M., VIGNJEVIC, R. (2007). Welding simulation using FEA. Recuperado en diciembre de 2007 <http://www.eng.upm.edu.my/~kaa/WEC/WECpapers-FinalVersion/AE16.doc>.
- MORAITIS, G.A., LABEAS, G.N. (2007). Residual stress and distortion calculation of laser beam welding for aluminum lap joints. *J. Mater. Process. Tech.* Recuperado en enero de 2008. <http://www.elsevier.com/locate/jmatprotec>.
- RAMOS, F., DUFFUS, A., RODRÍGUEZ, M., DÍAZ, E., POZO, J. A., MIGUEL, J.V. (2007). Modelo de elementos finitos para determinar el campo de temperatura en una costura de filete. *Ingeniería, Revista Académica de la FI-UADY*, 11-3, ISSN: 1665-529X; pp. 33-42
- POZO, J. A., RAMOS, F., GARCÍA, Y., CRUZ, A., DÍAZ, E., DUFFUS, A. (2008). Modelación Mediante MEF de Tensiones y Deformaciones en Soldadura GMAW sobre Aleación de Aluminio 5052 H32. *Soldagem & Insp. São Paulo*, Vol. 13, No. 4, pp. 329-337. Recuperado en enero de 2008. <http://www.abs-soldagem.org.br/s&i/>.
- SHAH, M. (2005). Structural integrity and fatigue crack propagation life assessment of welded and weld-repaired structures. A Dissertation Submitted to the Graduate Faculty of the Louisiana State University and Agricultural and Mechanical College in partial fulfillment of the requirements for the degree of Doctor of Philosophy in The Department of Mechanical Engineering, pp. 164.
- THE AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS-ASME (2002). ASME Boiler and pressure Vessel Code. ASME. Sección II, Parte D. New York, N.Y, 2002. p. 668.
- THE AMERICAN SOCIETY OF METALS-ASM (1990). Properties and selection: nonferrous alloys and special purpose materials. *Metals Handbook*. Vol 2. 10ma Edición. 1990 USA International.
- ZHU, X.K., CHAO, Y.J. (2002). Effects of temperature-dependent material properties on welding simulation. *Computers and Structures* 80 (2002); pp. 967-976.