

## **Influencia de la termodependencia de las propiedades físicas del acero en la simulación por elementos finitos del proceso de soldadura**

### **Influence of temperature dependent physical properties of steel in finite element simulation of welding process**

*Félix Ramos Morales\**, *Alejandro Duffus Scott*, *Manuel Rodríguez Pérez*,  
*Eduardo Díaz Cedré*, *Juan Pozo Morejón*

Centro de Investigaciones de Soldadura. Universidad Central “Marta Abreu”  
de Las Villas, Carretera a Camajuaní, Km. 5½, Santa Clara, Cuba

(Recibido el 4 de septiembre de 2008. Aceptado el 12 de marzo de 2009)

#### **Resumen**

En el presente trabajo se desarrolló un modelo de elementos finitos para simular la unión a tope, con electrodo E 7018 de 3,2 mm de diámetro, de dos placas de acero con bajo contenido de carbono y baja aleación. Adicionalmente, se estudia la influencia sobre la distribución de temperaturas en la placa al considerar la termo-dependencia de diferentes propiedades físicas del acero (conductividad térmica y calor específico).

----- *Palabras clave:* Soldadura, elementos finitos, termodependencia, propiedades físicas

#### **Abstract**

A finite element model was developed to simulate the butt joint, with a 3.2 mm diameter electrode E 7018, of two plates of low carbon and low alloy steel. Also, the influence on the temperature distribution was studied considering temperature-dependent physical properties (thermal conductivity and specific heat).

----- *Keywords:* Welding, finite elements, thermal-dependence, physical properties

---

\* Autor de correspondencia: teléfono: + 53 + 4 + 222 39 83, fax: + 53 + 4 + 228 16 08, correo electrónico: felixrm@uclv.edu.cu (F. Ramos).

### Introducción

La ecuación diferencial que expresa el flujo de calor, en coordenadas cartesianas, es referenciada por Easterling [1] y presentada en este trabajo como ecuación 1:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = \frac{c\rho}{\lambda} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (1)$$

Donde:  $c$  es el calor específico del material ( $Jkg^{-1}K^{-1}$ ),  $\rho$  es la densidad del material ( $kgm^{-3}$ ) y  $\lambda$  es la conductividad térmica ( $Wm^{-1}K^{-1}$ ). Rosenthal, en 1935, ofreció las soluciones analíticas a esta ecuación, considerando un grupo de simplificaciones que son mencionadas por Kou [2]:

- a. Flujo de calor en estado estacionario.
- b. Fuente de calor puntual.
- c. Calor de fusión despreciable.
- d. Propiedades físicas constantes.
- e. No hay pérdidas de calor a partir de la superficie de la pieza.
- f. No hay convección en el baño de metal fundido.

Estas soluciones mostraron que cuando se deposita metal sobre una placa, empleando el proceso de soldadura, el flujo de calor va a depender del espesor de esta; de modo que para espesores finos se obtiene un flujo de calor bidimensional, que es descrito por la ecuación 2 [2]:

$$\frac{2\pi(T - T_0)\lambda S}{Q} = \exp\left(\frac{vx}{2\alpha}\right) K_0\left(\frac{vr}{2\alpha}\right) \quad (2)$$

Donde:  $T$  es la temperatura en un punto determinado producto del calor proveniente de la soldadura ( $^{\circ}C$ ),  $T_0$  es la temperatura inicial de la placa ( $^{\circ}C$ ),  $S$  es el espesor de la placa soldada ( $m$ ),  $Q$  es el calor transferido a la placa a partir de la fuente de calor ( $W$ ),  $v$  es el avance de la soldadura ( $ms^{-1}$ ),  $x$  es la distancia entre la fuente de calor puntual y el punto en el que se determina la temperatura a lo largo del eje  $x$  ( $m$ ),  $K_0$  es la función

modificada de Bessel de segundo género y orden cero (magnitud adimensional),  $\alpha$  es la difusividad térmica del material ( $m^2 s^{-1}$ ) y se calcula como:  $\alpha = \lambda/\rho c$ ,  $r$  es la distancia radial a partir del origen ( $m$ ) y se calcula como:  $r = (x^2 + y^2)$ , siendo  $y$  la coordenada en este eje, del punto en el que se determina la temperatura respecto a la posición de la fuente de calor. Mientras que para espesores gruesos se obtiene un flujo tridimensional que se describe a partir de la ecuación nombrada 3 [2]:

$$\frac{2\pi(T - T_0)\lambda R}{Q} = \exp\left(\frac{-v(R - x)}{2\alpha}\right) \quad (3)$$

Donde:  $R$  es la distancia radial a partir del origen ( $m$ ) y se calcula como:  $R = (x^2 + y^2 + z^2)^{1/2}$ .

La ecuación del flujo de calor bidimensional (espesores finos) puede ser aplicada, cuando la diferencia de temperatura entre la superficie superior e inferior de la placa es pequeña en comparación con la temperatura de fusión del material. Por otra parte, la ecuación para el flujo de calor tridimensional (espesores gruesos) se emplea cuando se deposita un pequeño cordón de soldadura sobre una placa gruesa. A partir de estas recomendaciones, no siempre es obvio cuando emplear uno u otro modelo del flujo de calor, pues los términos fino y grueso no tiene un significado absoluto. Para ayudar a definir, si el cálculo ha de realizarse como chapa fina o chapa gruesa existe una expresión [3], que es presentada a continuación como ecuación 4:

$$\tau = S \sqrt{\frac{\rho c(T_c - T_0)}{Q/v}} \quad (4)$$

Donde:  $\tau$  es el espesor relativo de la placa (parámetro adimensional) y  $T_c$  para los aceros al carbono y aleados se considera igual  $550^{\circ}C$ . Calculada la magnitud del espesor relativo de la placa, se puede establecer la siguiente condición:

Si  $\tau > 0,9$  el flujo de calor ha de calcularse empleando la condición de placa gruesa.

Si  $0,6 < \tau < 0,9$  condición intermedia.

Si  $\tau < 0,6$  el flujo de calor ha de calcularse aplicando la condición de placa fina.

Estas ecuaciones desarrolladas por Rosenthal han sido empleadas, en numerosas investigaciones en el campo de la soldadura, para ayudar a predecir la forma y dimensiones de la zona fundida (ZF) y la zona afectada por el calor (ZAC); así como el ciclo térmico en el metal base, que influye en la microestructura final del metal. Los resultados obtenidos a partir de ellas pueden considerarse satisfactorios en el campo de la ingeniería [1]. La limitación fundamental reconocida en la literatura especializada, que presentan estas soluciones obtenidas por Rosenthal, es la imposibilidad de considerar la probada termodependencia de las propiedades físicas del material. Sin embargo, no es esta la única limitación que presentan las soluciones de Rosenthal, pues al considerar que no hay pérdidas de calor a partir de la superficie de la pieza (transferencia de calor por convección) se hace imposible emplear estas soluciones en la determinación del campo de temperatura cuando la transferencia de calor por convección es intensa (durante la soldadura subacuática en ambiente húmedo, durante la soldadura en condiciones de servicio de tuberías para el transporte de gas y petróleo, entre otras). A partir de la década de los años 80 del pasado siglo, relacionado a la revolución en el campo de la computación (desarrollo progresivo en el hardware y el software), comenzaron a aplicarse métodos numéricos y particularmente el método de los elementos finitos, para estudiar el comportamiento térmico transiente de las soldaduras.

Friedman [4] fue uno de los primeros en presentar una aplicación del método de los elementos finitos al análisis térmico, transiente, general del proceso de soldadura; Brody, Tsai y Fan [5] en ese mismo año presentaron trabajos, empleando modelos bidimensionales (2D), donde estudiaban el flujo de calor en la soldadura. Con el desarrollo de los programas de elementos finitos y el aumento de la capacidad de procesamiento de las computadoras se incorporaron los modelos tridi-

mensionales (3D). Según estudios realizados [6, 7] se comprobó la mejor precisión de los modelos 3D sobre los 2D y se empezaron a recomendar para el desarrollo de estudios térmicos.

Sobre el campo de empleo del análisis por elementos finitos para la simulación de problemas de soldadura, Lindgren planteaba [5] a principios del presente siglo que estaba siendo usado especialmente en aquellas aplicaciones donde los aspectos de seguridad son muy importantes, como la industria aeroespacial y las plantas de generación nucleares o donde el impacto económico a alcanzar es considerable. Durante la primera década de este siglo se ha extendido el empleo del método para resolver problemas en aplicaciones más sencillas. Numerosos programas de elementos finitos, de aplicación general, permiten la solución de problemas relacionados con la soldadura; entre los más empleados puede mencionarse al ABAQUS y al ANSYS. Otros, aunque menos usados por los investigadores del tema, también reúnen las condiciones para ser empleados en la modelación de estos problemas, por ejemplo el COSMOS DesignSTAR [8]. Los programas antes mencionados, basados en el método de los elementos finitos, permiten tener en cuenta la no linealidad que representa el comportamiento termodependiente de las propiedades físicas y mecánicas del material, a partir de la creación de las denominadas “curvas de temperatura”. Puede también ser establecida, entre las condiciones del problema, la intensidad de la disipación del calor por convección desde la superficie de la pieza al medio circundante e incluso la transferencia de calor por radiación. Sin embargo, mientras más curvas de temperatura son consideradas por el programa de elementos finitos, mayor es el tiempo computacional necesario para la solución del problema. Además y de acuerdo a Lindgren [5], una de las razones de la menor difusión del método de los elementos finitos, para la solución de problemas de soldadura respecto a la solución de problemas de carga estática o dinámica, es la dificultad para determinar el comportamiento de las propiedades del material en función de la temperatura, especialmente en el rango de altas tempe-

raturas. Por lo antes expuesto es objetivo de este trabajo, valorar la influencia que tiene el considerar o no la termodependencia de las propiedades físicas del material (fundamentalmente conductividad térmica ( $\lambda$ ) y calor específico ( $c$ )), sobre la solución final ofrecida por un modelo de elementos finitos que simula la soldadura, empleando un electrodo E 7018 de 3,2 mm de diámetro, de dos placas de acero de bajo contenido de carbono y baja aleación; de modo que para llegar a la solución correcta del problema se consideren solo las propiedades termodependientes indispensables.

### ***Influencia de la termodependencia de las propiedades físicas***

Para una aleación de aluminio 5052 H32, Zhu [9] analizó la influencia que tiene considerar como termodependientes a las tres propiedades físicas que pueden ser catalogadas como primarias para el desarrollo de un análisis térmico: densidad, calor específico y conductividad térmica. Para la creación de sus modelos emplea los datos de un experimento clásico, desarrollado por Masubuchi [10] en el que se emplea la soldadura en atmósfera de gas protector y con electrodo consumible (GMAW). Los resultados del estudio de Zhu indican, que para la aleación estudiada, solo la termodependencia de la conductividad térmica tiene algún efecto en el campo de temperaturas transientes que se origina durante la soldadura. La influencia de la termodependencia del calor específico y la densidad son despreciables, en opinión de este autor. Esta investigación de Zhu, aunque desarrollado sobre una aleación muy diferente a la que es objeto de estudio en el presente trabajo, puede servir como referencia y punto de partida. Otro estudio sobre este tema fue desarrollado por Beghini [11], en el que aborda la soldadura de largas placas perforadas, de acero, que son empleadas en la fabricación de intercambiadores de calor. En su trabajo concluye que la termodependencia de las propiedades tiene un ligero efecto en el resultado de los análisis térmicos y que debe evaluarse la posibilidad de emplear valores constantes de las propiedades, para determinadas aplicaciones. Por otra parte, en los estudios desa-

rollados por Bang [12] acerca de la simulación de la soldadura de reparación, en condiciones de servicio, de tuberías para el transporte de gas, fabricados de acero API 5L X65 y soldadas con los procesos de soldadura en atmósfera de gas protector y electrodo de tungsteno (GTAW) y soldadura manual con electrodo revestido (SMAW), se tiene en cuenta y se recomienda por el autor considerar la termodependencia de la conductividad térmica y del calor específico al realizar un análisis térmico. Consultando otros trabajos publicados recientemente se encontró, que tanto Elvira [13] como Bullón [14] no consideran, en las simulaciones que realizan del proceso de soldadura, la termodependencia de las propiedades físicas; sin embargo García [15] si las tiene en cuenta y recomienda su empleo. Evidentemente no existe una posición concluyente sobre este aspecto (considerar o no la termodependencia de las propiedades físicas durante la simulación del proceso de soldadura); por lo que se hace necesario continuar investigándolo. Debe destacarse, independiente del análisis anterior, que durante la ejecución de estudios preliminares del proceso de soldadura (en los que se persigue principalmente entender el fenómeno que está ocurriendo, en lugar de obtener resultados precisos) puede obviarse la termodependencia de las propiedades físicas y de este modo ahorrar tiempo computacional al simplificarse la solución de los modelos.

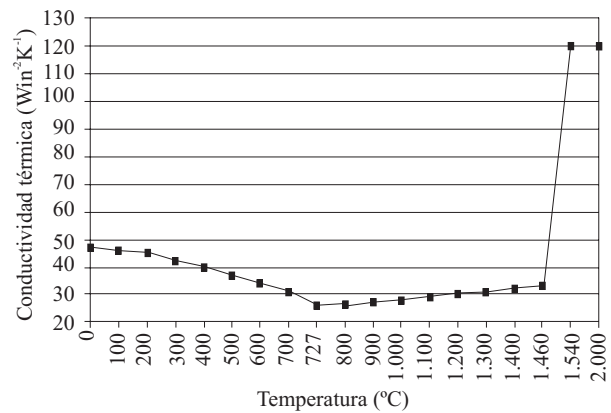
### ***Termodependencia de las propiedades físicas y mecánicas de los materiales***

Tal y como antes se mencionó, no abundan las fuentes bibliográficas que ofrezcan información de propiedades físicas y mecánicas en función de la temperatura. En *ASME Boiler and Pressure Vessel Code. Section II. Appendix D: "Materials properties"* [16], se ofrecen algunas propiedades físicas, en función de la temperatura, de grupos de aceros y aleaciones no ferrosas. Particularmente los aceros al carbono y de baja aleación se reúnen en 6 grupos (del A al F); donde, por ejemplo, los aceros del grupo A, son aceros al carbono en los que no se especifican las cantidades de manga-

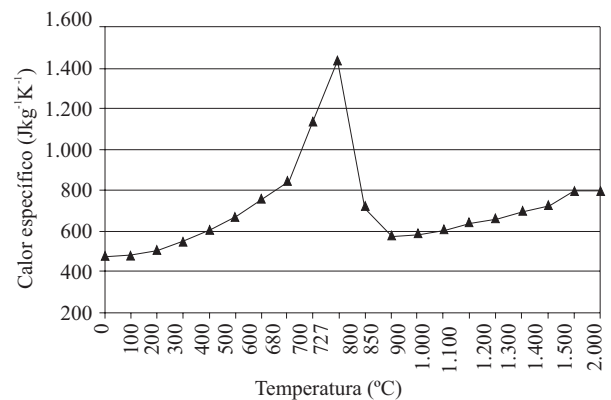
neso o silicio y los clasificados en el grupo B, son aceros al carbono en los que se especifican las cantidades de manganeso y/o silicio con o sin pequeñas cantidades adicionales de niobio, titanio o vanadio, también llamados aceros microaleados. Una de las limitaciones, para el empleo de esta información en problemas de simulación del proceso de soldadura, radica en que los datos de cualquier propiedad son ofrecidos solo hasta aproximadamente 800 °C. En el volumen 1 del *ASM Handbook*, “*Properties and Selection: Iron, Steels and High Performance Alloys*” [17], se tabulan algunas propiedades físicas de los aceros. Estas propiedades se dan hasta temperaturas por debajo de la temperatura de fusión del material, entre 700 °C y 1200 °C aproximadamente. En algunas bases de datos de materiales de ingeniería, como por ejemplo la base *MatWeb* (que puede ser consultada en [www.matweb.com](http://www.matweb.com)), han comenzado a incorporar algunas propiedades en función de la temperatura para rangos de temperatura generalmente por debajo de la temperatura de fusión del material. Otras fuentes que se pueden emplear para obtener datos de termodependencia de las propiedades físicas, son los artículos publicados por investigadores de este tema; puede mencionarse por ejemplo los trabajos de Goldak [18] y de Bang [12]. La limitación de este tipo de fuente es que generalmente se ofrecen los datos de un material en particular (el material objeto de estudio por el investigador en cuestión). A los efectos de la presente investigación se emplean las curvas de termodependencia (Figuras 1 y 2) de la conductividad térmica y el calor específico, referenciadas por Cronje [19] para un acero de bajo contenido de carbono y abaja aleación.

En la figura 1 se aprecia que la conductividad térmica disminuye, en los aceros ferrito-perlíticos, con el calentamiento; sin embargo a partir de  $A_c1$  la magnitud de esta propiedad comienza a aumentar, lo que se explica por la aparición de la fase austenítica [20]. Alrededor de la temperatura de fusión y en adelante, la propiedad analizada se incrementa considerablemente. Este aumento pretende simular la convección que ocurre en el

baño fundido (esta era una de las limitaciones de las ecuaciones de Rosenthal). Cronje [19] referencia un valor de  $120 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$  por encima de 1500 °C, para aceros de bajo contenido de carbono y baja aleación, de acuerdo a recomendaciones de Goldak [18]. En la figura 2 se aprecia un aumento brusco del calor específico alrededor de la temperatura de  $A_c1$ , explicada por [20] la ocurrencia de una transformación de fase (ferrito-perlita en austenita).



**Figura 1** Conductividad térmica, en función de la temperatura, de un acero de bajo contenido de carbono y baja aleación (Cronje, 2005)



**Figura 2** Calor específico, en función de la temperatura, de un acero de bajo contenido de carbono y baja aleación (Cronje, 2005)

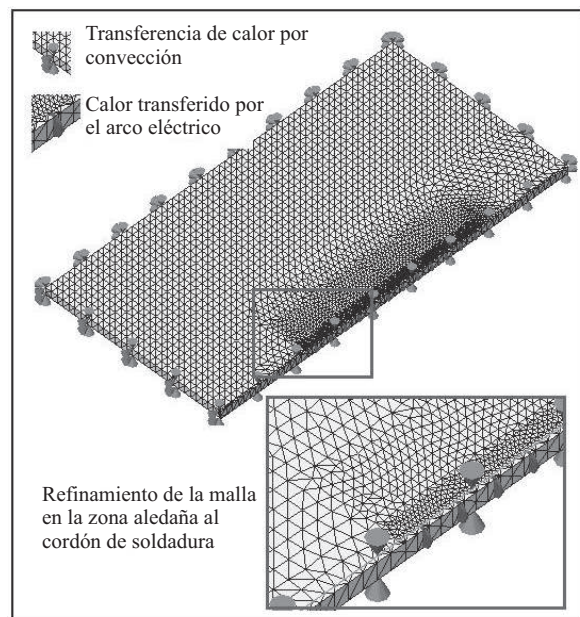
### Modelo de elementos finitos

El modelo seleccionado para el estudio, corresponde a la geometría y régimen de un experimento antes realizado por los autores y consiste en dos placas de dimensiones 240 x 120 x 5 mm, de acero de bajo contenido de carbono y baja aleación; soldadas a tope, empleando el proceso de soldadura SMAW y acorde a las dimensiones de la junta mostradas en el procedimiento precalificado denominado B-P1c del código AWS D1.1: "Structural Welding Code - Steel" [21]. La longitud de cordón considerada es de 120 mm. El régimen de soldadura empleado en la realización del depósito se muestra en la tabla 1.

**Tabla 1** Régimen de soldadura empleado en la realización del depósito

Corriente de soldadura, $I_s$	Voltaje de arco, $U_a$	Velocidad de soldadura, $v$	Energía lineal de soldadura
120 A	24 V	2,61 mms <sup>-1</sup>	772,4 Jmm <sup>-1</sup>

La eficiencia ( $\eta$ ) del proceso de soldadura SMAW oscila entre 0,70 a 0,85 [22]. A los efectos de los cálculos realizados, se asumió eficiencia de 0,7. El modelo se construyó aprovechando la condición de simetría a lo largo del cordón de soldadura, lo que permitió un mayor refinado de la malla en la zona de interés. El mallado se realizó con elementos sólidos tetraédricos, parabólicos, de 10 nodos, refinándose en la zona aledaña al cordón, empleando la opción *mesh control* que ofrece el software empleado (Cosmos DesignSTAR v. 4.0), pues en esta zona es que se colocan los puntos en los que se va a determinar la temperatura máxima y la historia térmica en general (puntos denominados por el software como 4 y 5 y situados a 7,25 mm y 11,25 mm del centro del cordón respectivamente y a 80 mm del punto de inicio de la soldadura). Las peculiaridades del modelo mallado se presentan en la figura 3.



**Figura 3** Peculiaridades del mallado y condiciones de carga en el modelo creado

Sobre las condiciones de carga y de frontera debe señalarse que el valor asumido del coeficiente de película, para la transferencia de calor por convección, fue de  $8 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ ; esta condición (la disipación del calor por convección) fue impuesta a todas las superficies tal y como muestra la figura 3. La transferencia de calor por radiación se despreció. Por otra parte el calor se introduce al modelo de forma volumétrica a través de las 12 partes correspondientes, en el modelo, al cordón de soldadura. La cantidad de calor introducida es de  $1008 \text{ W}$  (representa el 50 % del calor total transferido a la pieza por el arco de soldadura, en base a la consideración de simetría) y fue calculada a partir de la expresión 5 [22]:

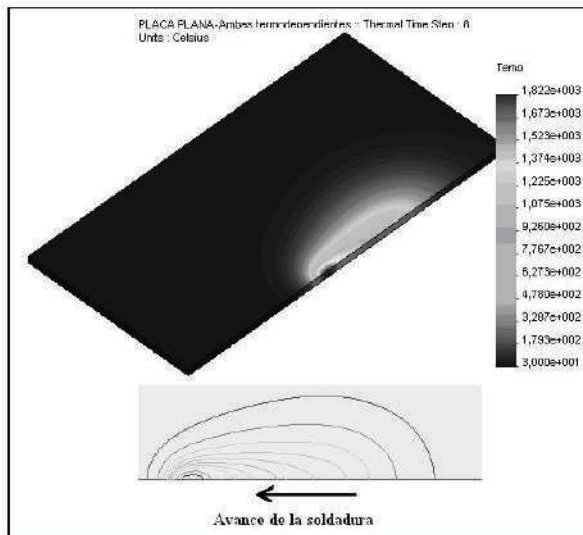
$$Q = \eta * I_s * U_a \tag{5}$$

El estudio realizado incluyó la solución de cuatro variantes diferentes (en función de si se consideraba o no la termodependencia de las propiedades físicas). La tabla 2 recoge el orden de las variantes consideradas.

**Tabla 2** Variantes consideradas para el estudio de la influencia de la termodependencia de las propiedades físicas

Variante	Propiedad física	
V1	$\lambda=f(T)$	$c=f(T)$
V2	$\lambda=f(T)$	$c=cte$
V3	$\lambda=cte$	$c=f(T)$
V4	$\lambda=cte$	$c=cte$

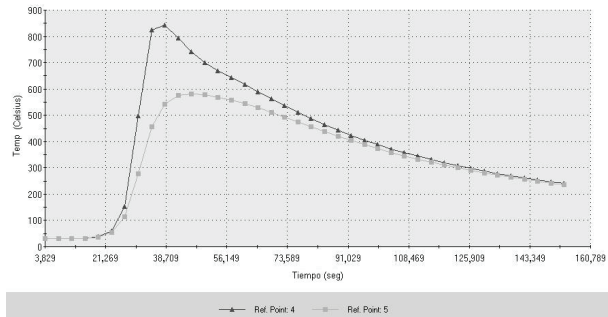
La figura 4 muestra el campo de temperaturas en un instante dado, durante la solución de la variante 1 ( $\lambda=f(T)$  y  $c=f(T)$ ).



**Figura 4** Campo de temperatura obtenido en un instante de la solución del modelo

Se considero la termodependencia de las propiedades acorde con los comportamientos descritos en la figuras 1 y 2. En esta figura se destaca la forma elíptica de las isotermas que se encuentran más cercanas en la rama anterior, y más separadas en la rama posterior. Este comportamiento se ajusta a la realidad del fenómeno físico y lo descrito por las soluciones analíticas de Rosenthal.

La figura 5 presenta la historia térmica de los dos puntos de referencia, tal y como las ofrece el programa Cosmos DesignSTAR v 4.0, tras la solución de la variante 1 ( $\lambda=f(T)$  y  $c=f(T)$ ).

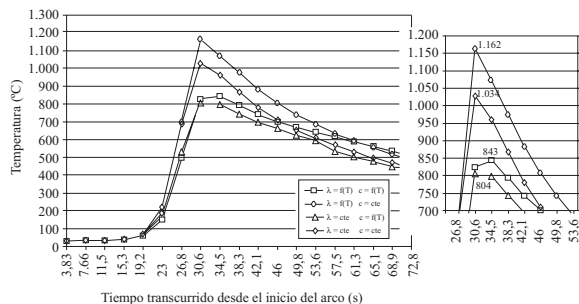


**Figura 5** Historia térmica de los puntos de referencia, tras la solución del modelo en la variante 1

## Resultados y discusión

Es importante comprobar que las soluciones que ofrece el modelo de elementos finitos son correctas, para eso se compara el resultado de la variante 4 del estudio (según tabla 2), con el resultado de la solución de la ecuación ofrecida por Rosenthal (la que corresponda al modelo de flujo de calor presente en el problema). Para ello, a partir de la ecuación 4 se comprueba que el caso objeto de estudio corresponde a un flujo de calor bidimensional (el espesor relativo de la placa ( $\tau$ ) es de 0,25); empleando la ecuación 2 se calcula la temperatura máxima del punto de referencia 4, que alcanza 1109 °C. La temperatura máxima obtenida para el punto de referencia 4, tras la solución de la variante 4 del modelo de elementos finitos es de 1034 °C. La diferencia entre estos valores es de aproximadamente 6,85 %. Esta diferencia es aceptable y se justifica esencialmente debido a que al menos dos de las suposiciones de Rosenthal no son tenidas en cuenta en la variante 4 del modelo de elementos finitos: el calor se introduce a través de un elemento de volumen significativo (no es puntual) y además el problema se resuelve de modo transiente (la fuente de calor es móvil). Corroborando que las condiciones de carga y frontera establecidas en el problema, así como la condición de mallado son adecuadas, se puede analizar la influencia de considerar o no termodependientes a las propiedades físicas. La figura 6 muestra el gráfico de la máxima temperatura alcanzada por el punto de referencia 4, en las cuatro variantes de solución del modelo de

elementos finitos. La diferencia (en porcentaje) de los resultados de temperatura para cada variante, respecto a la variante 1, se presentan en la tabla 3.



**Figura 6** Historia térmica del metal base en el punto de referencia 4, para las diferentes variantes de estudio

**Tabla 3** Diferencia entre las temperaturas alcanzadas por los puntos de referencia 4 y 5

Punto de referencia	Diferencia (%)		
	V2 respecto V1	V3 respecto V1	V4 respecto V1
4	38,53 <sup>a</sup>	4,96 <sup>b</sup>	22,22 <sup>a</sup>
5	26,71 <sup>a</sup>	2,05 <sup>b</sup>	26,54 <sup>a</sup>

<sup>a</sup> por exceso.  
<sup>b</sup> por defecto.

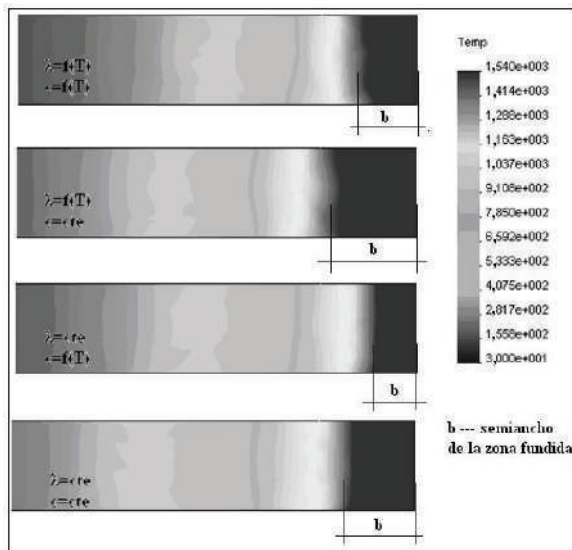
Los anteriores resultados indican que existe una notable diferencia (alrededor del 30 % por exceso) entre la variante 2 ( $\lambda=f(T)$  y  $c=cte$ ), respecto a la variante 1 ( $\lambda=f(T)$  y  $c=f(T)$ ). Este comportamiento puede explicarse en base a que en el primer caso ( $\lambda=f(T)$  y  $c=cte$ ) el alto valor de la conductividad térmica ( $\lambda$ ) cuando el metal está fundido (más de dos veces el valor a temperatura ambiente), favorece la transferencia del calor por conducción; por lo que puntos más alejados del foco de calor alcanzan una mayor temperatura. En el segundo caso ( $\lambda=f(T)$  y  $c=f(T)$ ) el efecto explicado antes se compensa por un efecto opuesto debido al aumento, en casi tres veces, del valor

del calor específico ( $c$ ) a temperatura ambiente y a la temperatura de cambio de fase (alrededor de 727 °C) y en casi dos veces en la zona de altas temperaturas (por encima de 1540 °C), lo que hace que haya que invertir más calor, para variar en 1 °C, el mismo volumen de metal. Entre la variante 3 ( $\lambda=cte$  y  $c=f(T)$ ) y la 1 ( $\lambda=f(T)$  y  $c=f(T)$ ) no se verifica una diferencia considerable (menos del 5 % por defecto) en la temperatura que alcanza la zona aledaña al cordón de soldadura. Sin embargo, se comprueba que el efecto de considerar que  $c=f(T)$  tiende a disminuir la temperatura en la zona aledaña al cordón de soldadura, tal y como se explicaba en el párrafo anterior. Entre la variante 4 ( $\lambda=cte$  y  $c=cte$ ) y la 1 ( $\lambda=f(T)$  y  $c=f(T)$ ) se verifica una diferencia en el entorno del 25 % (por exceso), la que puede considerarse significativa y que indica que al no considerarse la termodependencia de las propiedades físicas analizadas, se sobreestima el valor de temperatura que alcanza el material en la zona aledaña al cordón de soldadura, lo que conduce a errores en la estimación del ancho y en la predicción del tamaño de grano, de la zona afectada por el calor (ZAC) de la soldadura. La figura 7 muestra, las diferencias en el ancho de la zona fundida (metal a temperatura superior a 1540 °C aproximadamente) a través de la sección transversal de la placa y en el plano perpendicular al cordón, en función de la consideración o no de la termodependencia de las propiedades.

Tal y como se aprecia, el modelo arroja el mayor ancho del baño fundido en el caso en que solo la conductividad térmica se considera termodependiente y la menor magnitud cuando solo se considera termodependiente el calor específico. Este comportamiento, se explica de modo similar al comportamiento del gráfico de temperatura máxima (figura 6), pues en la medida que la conductividad térmica del material es mayor, el calor se transfiere con más facilidad hacia las zonas más alejadas de la fuente de calor. Al considerar termodependiente a la conductividad térmica, acorde al gráfico de la figura 1, hay una magnitud muy alta de esta propiedad en la zona de alta temperatura (alrededor del punto de fusión) lo que



favorece que el calor se conduzca y se verifique en los resultados del modelo un aumento del ancho de baño fundido. En la figura 2 se verifica un pico en la magnitud del calor específico en la zona de la temperatura de transformación austenítica alrededor de 3 veces la magnitud a temperatura ambiente, y un valor de casi 2 veces la magnitud a temperatura ambiente en la zona de la temperatura de fusión; se explica que para la misma cantidad de calor en la variante 2, en la variante 3 se alcanza menor ancho de la zona fundida, pues se invierte mayor cantidad de calor en variar la temperatura en la misma magnitud.



**Figura 7** Semi - ancho del baño de metal fundido en función de la consideración o no de termodependencia de las propiedades

### Conclusiones

Los resultados del estudio realizado indican que cuando no se considera la termodependencia de la conductividad térmica y del calor específico, o cuando solo la primera de las propiedades antes mencionadas depende de la temperatura, se obtienen valores sobrestimados de temperatura, en la zona aleada al cordón. Por otra parte, si sólo se considera la termodependencia del calor específico, los valores de temperatura obtenidos son cercanos (en alrededor de un 5 %) a los que se

obtiene en el caso en que las dos propiedades se consideran termodependientes (condición en que se desarrolla el fenómeno físico real). Se comprobó que el ancho de la zona fundida, obtenido del modelo de elementos finitos, es fuertemente dependiente de cuál de las propiedades físicas se considera termodependiente; al punto que en la variante 3 se obtiene una zona fundida con alrededor del 50 % del ancho de la zona fundida obtenida en la variante 2. Siempre que se disponga de datos confiables de termodependencia de las propiedades físicas, estos se deben emplear en la modelación con elementos finitos (incluyendo la dependencia respecto a la temperatura de ambas propiedades físicas: calor específico y conductividad térmica), independientemente del aumento en el consumo de tiempo computacional que esto implica.

### Referencias

1. K. Easterling. *Introduction to the physical metallurgy of welding*. Ed. Butterworths & Co Publishers Ltda. London UK. 1985. pp. 17-32.
2. S. Kou. *Welding Metallurgy*. Wiley Interscience. New Jersey. 2ª Ed. 2003. pp. 37-64.
3. American Welding Society. *Welding Handbook, Volume 1: Welding Science and Technology*. 9ª Ed. USA. 2001. pp. 87-113.
4. E. Friedman. "Finite Element Analysis of Arc Welding". *Report WAPD-TM-1438*. Department of Energy. USA. 1980. pp. 6-8.
5. American Society of Metals. *ASM Handbook: Welding, Brazing and Soldering*, Vol. 6. USA. 1993. pp. 457-532.
6. J. Wang, Y. Ueda, H. Murakawa, M. G. Yuan, H. Q. Yang. "Improvement in numerical accuracy and stability of 3-D FEM analysis in welding". *Welding Journal*. 1996. pp. 129-134.
7. Y. Ueda, J. Wang, H. Murakawa, M. G. Yuan. "Three dimensional numerical simulation of various thermomechanical processes by FEM". *JWRI*. Vol. 22. 1993. pp. 289-294.
8. F. Ramos, A. Duffus, M. Rodríguez, E. M. Díaz, J. A. Pozo. "Modelo de elementos finitos para determinar el campo de temperatura en una costura de filete". *Revista de Ingeniería de la Universidad Autónoma de Yucatán*. Vol. 11. 2007. pp. 33-42.

9. X. K. Zhu, Y. J. Chao. "Effects of temperature – dependent material properties on welding simulation". *Computers and Structures*. Vol. 80. 2002. pp. 967-976.
10. K. Masubuchi. *Analysis of Welded Structures*. Ed. Pergamon Press. Oxford. UK. 1980. pp. 246-253.
11. M. Beghini, L. Bertini, D. Cantemir. "The effect of thermal properties on transient temperatures during welding of perforated plates". *XXXIV Convegno Nazionale. Associazione Italiana per L' Analisi Delle Sollecitazioni*. Politecnico di Milano. Italia. 2005. pp. 1-10.
12. I. W. Bang, Y. P. Son, K. H. Oh, Y. P. Kim, W. S. Kim. "Numerical Simulation of Sleeve Repair Welding of In-Service Gas Pipelines". *Welding Research Supplement. Welding Journal*. 2002. pp. 273–282.
13. G. Elvira, C. Sanzi. "Proceso de reparación de plaqueado sobre una conexión de un recipiente de presión. Evaluación de la distribución térmica. Planteo de dos modelos de elementos finitos 2D y 3D. Comparación de resultados". *Memorias del Congreso CONAMET/SAM*. Argentina. 2004. pp. 1-6.
14. W. Bullón, J. Acosta, R. Franco, Q. Valverde. "Simulación de un proceso de soldadura mediante un modelo termomecánico considerando el efecto de esfuerzos residuales utilizando el método de los elementos finitos". *Memorias 8º Congreso Iberoamericano de Ingeniería Mecánica*. Cusco. Perú. 2007. pp. 1-13.
15. Y. García, J. Burgos, F. Gil, J. Rivalta. "Obtención de tensiones residuales a lo largo de un cordón de soldadura mediante métodos analíticos y experimentales". *Soldagem & Insp*. Vol. 11. 2006. pp. 93-101.
16. American Society of Mechanical Engineers. *ASME Boiler and Pressure Vessel Code. Section II Appendix D: Materials properties*. New York. 2007. pp. 662-670.
17. American Society of Metals. *ASM Handbook: Properties and Selection: Iron, Steels and High Performance Alloys*. Vol. 1. 1993. pp. 518-532.
18. J. Goldak, A. Chakravarti, M. Bibby. "A New Finite Element Model for Welding Heat Source". *Metallurgical Transactions B*. Vol. 15 B. 1984. pp. 299-305.
19. M. Cronje. "Finite Element Modelling of Shielded Metal Arc Welding". *Master of Science in Mechanical Engineering Thesis*. Stellenbosch University. South Africa. 2005. pp. 17-84.
20. B. G. Livshits, V. S. Kraposhin, Y. L. Linetski. *Propiedades físicas de metales y aleaciones*. Ed. MIR. Moscú. 1982. pp. 14-323.
21. American Welding Society. *AWS D1.1/D1.1M: Structural Welding Code – Steel*. 2006. pp. 57-118.
22. H. B. Cary. *Modern Welding Technology*, 4<sup>th</sup> ed. Prentice Hall. Ohio. USA. 1998. pp. 107-204.