

MODELADO DE CICLOS TÉRMICOS DURANTE LA SOLDADURA AL ARCO ELÉCTRICO CON ELECTRODO REVESTIDO EN JUNTAS DISÍMILES DE ACEROS INOXIDABLES USANDO UNA APROXIMACIÓN TEÓRICO-EXPERIMENTAL

JORGE L. PACHECO Y, MIGUEL OLMOS M., RAMIRO CHAMORRO C. Y JIMY UNFRIED S.

Universidad Autónoma del Caribe. Grupo de Investigación en Materiales y Procesos de Fabricación (IMTEF). Programa de Ingeniería Mecánica

e-mail: jorge.pacheco18@hotmail.es, miguelolmosmolinares@gmail.com, rchamorro@uac.edu.co, jimy.unfried@uac.edu.co

Recibido: marzo 2015

Recibido en forma final revisado: julio 2015

RESUMEN

En este trabajo se desarrolló un modelo teórico-experimental para determinar el historial térmico en la zona afectada térmicamente (ZAT) de soldaduras al arco. El modelo fue basado en la solución de la ecuación de Rosenthal, modificada para placas seminfinitas. Se validó experimentalmente el modelo usando juntas disímiles de aceros AISI 316L y AISI 430 obtenidas con proceso de soldadura al arco con electrodo revestido (SMAW) y un metal de aporte E-309. Por medio de un sistema de adquisición de datos en tiempo real y termopares ubicados estratégicamente en la ZAT se realizó la medición de ciclos térmicos durante el proceso de soldadura. Los resultados obtenidos por el modelo mostraron una excelente correlación con respecto a los datos obtenidos experimentalmente mostrando diferencias menores al 10%, lo cual indica que el modelo podría ser un método potencial para reducir experimentos dirigidos a conocer la distribución térmica de soldadura al arco a partir de datos de propiedades físicas de los materiales a unir.

Palabras clave: Ciclos térmicos, soldadura disímil, adquisición de datos, ZAT, modelo teórico

MODELING OF THERMAL CYCLES IN METAL ARC WELDING IN DISSIMILAR JOINTS OF STAINLESS USING A THEORETICAL-EXPERIMENTAL APPROXIMATION

ABSTRACT

In this paper presents a theoretical and experimental model, which was developed to determine the thermal history in the heat-affected zone (HAZ) of arc welded joints. The model was based on the solution of the modified Rosenthal equation to semi-infinite plates, and it was experimentally validated using welded dissimilar joints of steels AISI 316L and AISI 430 obtained with shielded metal arc welding process (SMAW) and a filler metal E-309. A data acquisition system in real time and strategically placed thermocouples were used to measure HAZ thermal cycles during welding process. Results obtained by model showed an excellent correlation with respect to the experimentally obtained data, evidencing differences smaller than 10%. Modeling here studied could serve as a potential method to reduce experiments with the aim to determine thermal history and temperature distribution in welding, using only physical property data of the materials being joined.

Keywords: thermal cycles, dissimilar welding, data acquisition, HAZ, theoretical model

INTRODUCCIÓN

La soldadura es definida por la AWS Welding Handbook (1987) como “la coalescencia de metales o no metales producida por el calentamiento del material hasta la temperatura de soldadura, con o sin la aplicación de presión, o el uso de material de aporte”. La diversidad de procesos de soldadura va desde la generación de juntas por aportes

de calor elevados que llevan al material base a su punto de fusión, hasta la generación de juntas en el material base que se mantienen por debajo de su punto de fusión. Los efectos del calor producido generan una distribución de temperatura sobre el material base, lo que ocasiona distorsiones, cambios geométricos y esfuerzos residuales, así como también cambios en el tamaño de grano, los cuales influyen en las propiedades finales de la junta soldada. Esta distribución de

temperaturas es conocida como ciclos térmicos y ha sido el motivo de estudio de diversos investigadores.

La obtención de ciclos térmicos se inició con Rosenthal (1946) quien creó el primer modelo matemático analítico que permitió determinar la distribución de temperaturas en juntas soldadas; sin embargo, las condiciones asumidas producen errores en las medidas de temperatura para puntos de análisis cercanos a la fuente de calor. De esta manera, diferentes autores se han basado en el modelo propuesto por Rosenthal usando técnicas computacionales, como Darmadi et al. et al. (2011) quienes desarrollaron un modelo basado en Rosenthal (1946) usando la técnica de elementos finitos para determinar la distribución de temperaturas en juntas soldadas. Los resultados obtenidos mostraron que para puntos cercanos a la fuente de calor se alcanzan temperaturas muy superiores a la temperatura de fusión del material base.

Otros autores, como Goldak et al. (1984) y Fassani et al. (2003), presentaron modelos matemáticos basados en Rosenthal (1946), pero consideran una condición de distribución gaussiana para definir a la fuente de calor, lo que les permite obtener para puntos cercanos a la fuente de calor medidas próximas a la temperatura de fusión del material base. Goyal et al. (2009) analizaron los efectos térmicos sobre la junta soldada a través de un modelo que determinaba los ciclos térmicos. Por otro lado, Chaowen et al. (2013) se concentraron en analizar los esfuerzos presentes en la junta soldada con base en un modelo de distribución de temperaturas. Poorhaydari et al. (2005) establecieron los efectos de las tasas de enfriamiento presentes en las juntas soldadas a través de un modelo basado en Rosenthal (1946). Por lo anterior, se hace clara la importancia de la obtención de los ciclos térmicos en juntas soldadas y, aún más, en la zona cercana a la línea de fusión donde los cambios microestructurales son más notables.

Desarrollar un modelo analítico para determinar los ciclos térmicos en juntas soldadas es el objetivo de este trabajo. Tomando como base las soluciones presentadas por Rosenthal (1946), ajustadas según el modelo analítico de Tsai (2011) para placas soldadas con procesos de soldadura al arco eléctrico, se determinará los ciclos térmicos en la zona afectada térmicamente (ZAT). El modelo será validado usando juntas soldadas disímiles de los aceros AISI 430 y AISI 316L con procesos de soldadura SMAW. Usando termopares y un sistema de adquisición de datos se obtendrá un registro de temperaturas en la junta durante el proceso de soldadura.

FUNDAMENTACIÓN TEÓRICA

Modelo de distribución de temperaturas propuesto por Rosenthal

De la ecuación diferencial de distribución de calor (ecuación 1), donde k es la conductividad térmica ($W \cdot mm^{-1} \cdot ^\circ C^{-1}$), T es la temperatura ($^\circ C$), x, y, z (mm) representan las coordenadas en la dirección de la soldadura, ρC representa capacidad calorífica volumétrica del material ($J \cdot mm^{-3} \cdot ^\circ C^{-1}$) y, por último, Q es el calor suministrado por la soldadura ($W \cdot s^{-1} \cdot mm^{-1}$),

$$\frac{\partial}{\partial x} \left[(k(T)) \frac{\partial T}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[(k(T)) \frac{\partial T}{\partial y} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[(k(T)) \frac{\partial T}{\partial z} \right] = \rho C(T) \frac{\partial T}{\partial t} - Q \quad (1)$$

Rosenthal pudo determinar, en función del flujo de calor bidimensional y tridimensional, dos posibles soluciones: la solución de placa delgada (ecuación 2) que se muestra en la figura 1 y la solución de placa gruesa (ecuación 3) que se muestra en la figura 2.

$$T - T_0 = \frac{q_0}{\lambda 2\pi d} \exp\left[\frac{vw}{2\alpha}\right] K_0\left[\frac{rv}{2\alpha}\right] \quad (2)$$

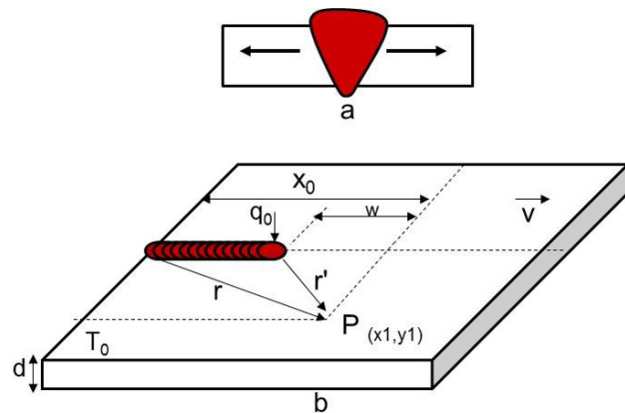


Figura 1. a. Representación esquemática de la distribución de calor en placa delgada. b. Solución de Rosenthal para el modelo de placa delgada

$$T - T_0 = \frac{q_0}{\lambda 2\pi d} \left[\frac{1}{R} \right] \exp\left[-\frac{v}{2\alpha}(R+x)\right] \quad (3)$$

Donde:

T = Temperatura calculada, $^\circ C$

T_0 = Temperatura inicial de la placa -considerada la del ambiente-, $^\circ C$

q_0 = Producto de la potencia nominal por la eficiencia del proceso, $W \cdot s^{-1}$

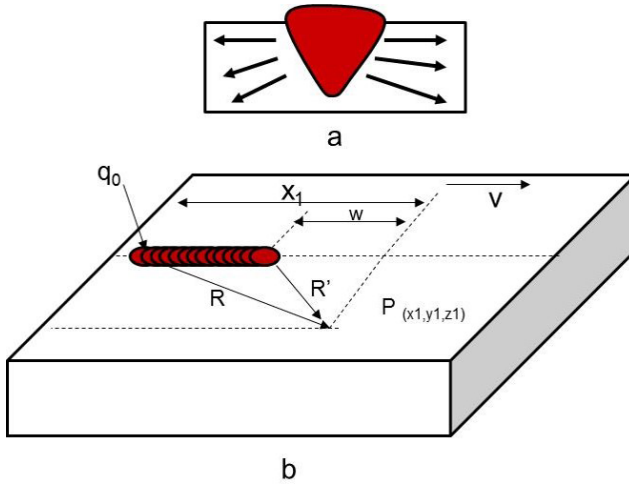


Figura 2. a. Representación esquemática de la distribución de calor en placa gruesa. b. Solución de Rosenthal para el modelo de placa gruesa

λ = Conductividad térmica, $W \cdot mm^{-1} \cdot ^\circ C^{-1}$

α = Difusividad térmica, $mm^2 \cdot s^{-1}$

$w = x_0 - v \cdot t$, m

x_0 = Distancia desde el origen del sistema, mm

v = Velocidad de avance constante, $mm \cdot s^{-1}$

t = Tiempo en que demora la fuente de calor en pasar por el punto de análisis, s

y = Distancia transversal al cordón de soldadura, mm

$r =$, para el modelo en 2D

K_0 = La función de Bessel modificada de segunda clase y de orden cero (0)

$R =$, para el modelo en 3D

Para identificar el tipo de solución que debe usarse se cuenta con un parámetro denominado espesor relativo. La ecuación 4 calcula el espesor relativo

$$\tau = d \sqrt{\frac{\rho C (T_c - T_0)}{H_{net}}} \quad (4)$$

Donde:

τ = Espesor relativo (adimensional)

d = Espesor del metal base (mm)

C = Calor específico del material ($W \cdot mm^{-3}$)

ρ = Densidad del material base ($Kg \cdot mm^{-3}$)

T_0 = Temperatura de referencia ($^\circ C$)

T_c = Conjunto de temperaturas que van desde la temperatura de fusión del material base ($^\circ C$)

H_{net} = Potencia de entrada del proceso de soldadura dividido por la velocidad de avance ($W \cdot mm^{-1}$)

Si τ es menor que 0,6, entonces se usa la solución de placa delgada. Si la solución es mayor que 0,9 se usa la solución

de placa gruesa. Cuando el valor calculado esté entre 0,6 y 0,9 se usará la solución en función de la proximidad con algunos de los extremos del intervalo.

Formulación analítica del modelo propuesto

La determinación de los ciclos térmicos presentados en este trabajo estuvo basada en el modelo realizado por Tsai (2011). Al igual que Rosenthal (1946), se presentan dos posibles soluciones: para placa delgada y para placa gruesa. La ecuación 5 muestra el cálculo de temperatura para la solución de placa delgada.

$$T - T_0 = B_z \cdot \exp\left[\frac{vw}{2a}\right] K_0\left[\frac{rv}{2a}\right] \quad (5)$$

Donde el término B_z es conocido como la constante de entrada de calor y define los puntos de análisis fuera de la zona fundida. El componente B_z es definido como se muestra en la ecuación 6

$$B_z = \frac{(T_m - T_0) \exp\left[-\frac{vr_b}{2a}\right] \left[\frac{k_0\left(\frac{vr_b}{2a}\right)}{k_1\left(\frac{vr_b}{2a}\right)} \right]}{k_0\left(\frac{vr_b}{2a}\right)} \quad (6)$$

Donde:

T_m = Temperatura de fusión del material, $^\circ C$

K_1 = La función de Bessel modificada de segunda clase y de orden uno

r_b = Extensión desde el centro del cordón de soldadura hasta la temperatura de recristalización (mm)

La solución para placa gruesa de los ciclos térmicos se muestra en la ecuación 7

$$T - T_0 = \frac{B_z \exp\left[\frac{-v(w+R)}{2a}\right]}{R} \quad (7)$$

Presentando de igual manera el componente B_z . El cálculo de este término para la solución de placa gruesa es presentado en la ecuación 8

$$B_z = (T_m - T_0) r_0 \exp\left[\frac{-vr_0}{2a}\right] \left[\frac{1}{1 + \left(\frac{2a}{vr_0}\right)} - 1 \right] \quad (8)$$

El modelo propuesto calcula las temperaturas con base en las siguientes condiciones:

- Las propiedades termofísicas son independientes de la temperatura.
- El cálculo de temperaturas está definido fuera de la zona

fundida. El análisis dentro del charco de soldadura no es objetivo de estudio en este trabajo.

- c. El cálculo de temperaturas está basado solo para placas rectangulares, con preparación de bisel en V, a tope y bajo una pasada de cordón de soldadura.

MATERIALES Y MÉTODOS

Propiedades y dimensiones del material base

Los materiales base son placas rectangulares de aceros AISI 316L y AISI 430. Sus propiedades termofísicas y temperaturas de fusión son presentadas en la tabla 1. Las placas cuentan con dimensiones de 100x50x4 mm. La figura 3 presenta el plano de las placas junto con la ubicación de las perforaciones donde se alojan los termopares.

Tabla 1. Propiedades termofísicas de los materiales base

Propiedad Termofísica	Material base	
	AISI 430	AISI 316L
λ (W*m ⁻¹ *°C ⁻¹)	24,9	15,9
$\alpha \times 10^{-6}$ (m ² *s ⁻¹)	6,9398	3,975
$P \times 10^3$ (kg/m ³)	7,8	8,0
$C_p \times 10^6$ (Jm ⁻³ *°C ⁻¹)	3,58	4,00
T_f (°C)	1510	1400

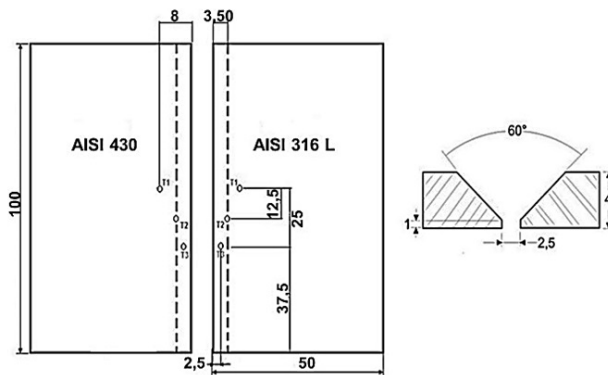


Figura 3. Dimensiones de las placas base, preparación de la junta y ubicación de los termopares

Equipos de medición y soldadura

Los sensores usados para medir las temperaturas durante el proceso de soldadura son termopares tipo K recubiertos con fibra de vidrio. La figura 4 muestra el equipo usado para la adquisición de los datos: módulo referencia cDAQ

- 9188, marca National Instrument; módulo referencia NI TB 9214 que, en conjunto con los termopares, permite recolectar y almacenar la información de las temperaturas; máquina SMAW referencia Lincoln Electric RX 450, para el procedimiento de soldadura. Se usó como material de aporte el electrodo E-309L.

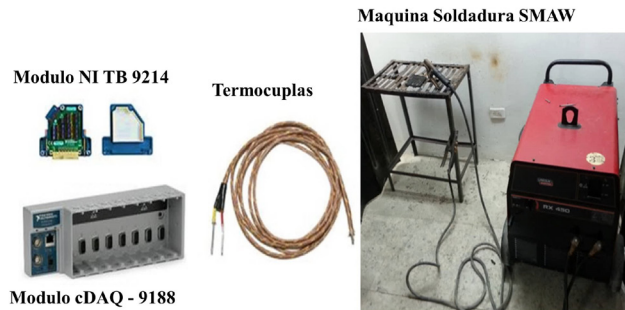


Figura 4. Módulos NI para adquisición de datos. Sensor de temperatura: termopares. Máquina soldadura SMAW

PROCEDIMIENTO EXPERIMENTAL

El procedimiento experimental estuvo basado en Olmos et al. (2014). Se usaron seis termopares tipo K para recolectar la información térmica en las juntas soldadas. La preparación de las placas, al igual que el montaje de los termopares y su fijación en ellas, son presentadas en la figura 5a.

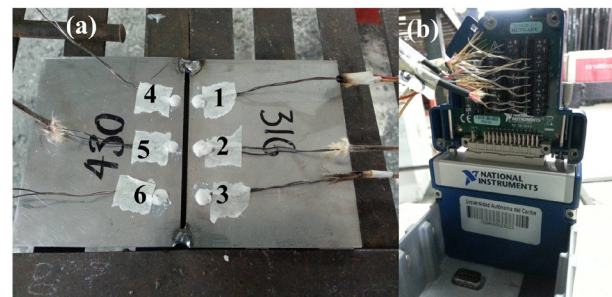


Figura 5. Configuración de los termopares sobre las placas soldadas

Los termopares fueron ubicados en función de la línea de fusión de los materiales. Para esto se contó con análisis de dilución de ambos materiales suministrados por el trabajo de grado de Olmos et al. (2014).

Fijado los termopares en la placa, se procede a instalarlos en el sistema de adquisición de datos. La figura 5b presenta el montaje de los termopares en el módulo. Los valores usados para las pruebas de soldadura se muestran en la tabla 2.

Tabla 2. Parámetros usados para los electrodos de las pruebas de soldadura (Olmos et al., 2014)

Parámetros de Soldadura/ Electrodo E-309L				
Volts (V)	Ampere (A)	Q (kJ*mm ⁻¹)	q ₀ (J*s ⁻¹)	v (mm*s ⁻¹)
24	110	0,5225	1749,3	3,3

RESULTADOS

En la tabla 3, se muestran los cálculos del espesor relativo para determinar el tipo de solución que se debe usar. Los valores promedio de τ son inferiores de 0,6 usando de esta manera la solución de placa delgada.

Tabla 3. Cálculo del espesor relativo

Parámetros	Material base	
	AISI 430	AISI 316l
dx10 ⁻³ (m)	4,00	
Cpx10 ⁶ (W*m ⁻³)	3,58	4,00
*T _c (°C)	[1500 - 100]	[1400 - 100]
T ₀ (°C)	33	
H _{net} (kJ*m ⁻¹)	523,75	
τ_{prom}	0,2721	0,2538

NOTA* Se tomaron valores de un intervalo desde la temperatura de fusión de cada material hasta 100 °C

Los resultados obtenidos del modelo propuesto se compararon con los resultados obtenidos de manera experimental. La figura 6 muestra los ciclos térmicos en el material AISI 316L para el punto 1.

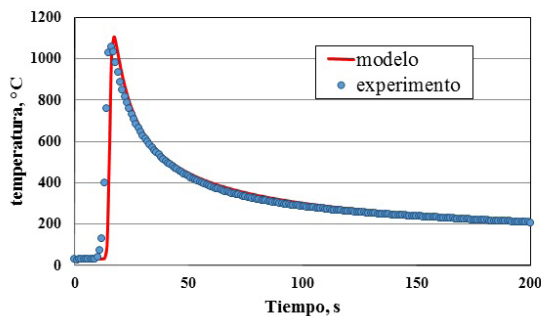


Figura 6. Comparación de los ciclos térmicos para material base AISI 316L soldado con electrodo E309. Punto de análisis $y = 0,00093$ m

La comparación de los picos de temperatura calculados y las tasas de enfriamiento se muestran en la tabla 4, de esta manera se calculan los porcentajes de error para cada variable. El cálculo de las tasas de enfriamiento se hizo para

un intervalo de 800 °C a 500 °C (Díaz et al., 2010) en la curva de descenso de los ciclos térmicos.

Tabla 4. Comparación de los picos térmicos y tasas de enfriamiento para el punto de análisis ubicado a $y=0,00093$ m de la línea de fusión

Pico de temperatura (°C)		
Modelo	Experimento	% error
1104	1058	4,3
Tasa de enfriamiento (°C*s ⁻¹)		
Modelo	Experimento	% error
16,79	16,42	2,24

En el caso del punto 4 de la línea de fusión para el material base AISI 430, la comparación de los ciclos se muestra en la figura 7. Las temperaturas pico obtenidas y tasas de enfriamiento son mostradas en la tabla 5.

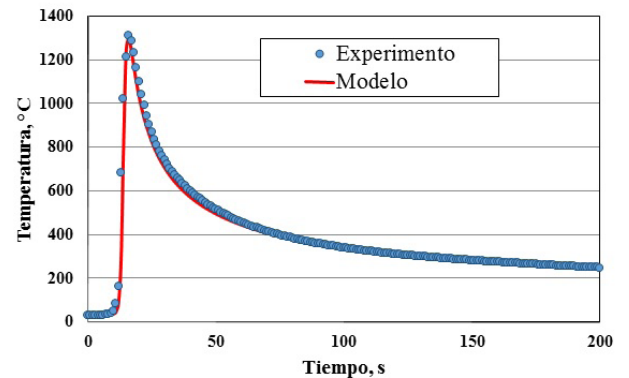


Figura 7. Comparación de los ciclos térmicos para el material base AISI 430 soldado con electrodo E309. Punto de análisis $y = 0,00068$ m

Tabla 5. Comparación de los picos térmicos y tasas de enfriamiento para el punto de análisis ubicado a $y=0,00068$ m de la línea de fusión

Pico de temperatura (°C)		
Modelo	Experimento	% error
1300	1311	0,83
Tasa de enfriamiento (°C*s ⁻¹)		
Modelo	Experimento	% error
12,54	12,03	4,18

Para puntos de análisis cercanos a la línea de fusión los valores obtenidos de los picos de temperatura se aproximan

a la temperatura de fusión, a diferencia de Darmadi et al. (2011) quienes obtuvieron picos de temperaturas superiores a 2500 °C. Estos resultados son comparables con los modelos presentados por Goldak et al. (1984), Fassani et al. (2003), los cuales también presentaron buenos ajustes próximos a la temperatura de fusión del material analizado para puntos de análisis cercanos a la fuente de calor. A pesar de que la diferencia en las tasas de enfriamiento no es tan alta, este puede disminuirse considerando las propiedades termofísicas dependientes de la temperatura, en especial la conductividad térmica como la determinó Bhatti et al. (2015).

Para un punto de análisis más lejano a $6,2 \times 10^{-3}$ m (punto 3) sobre el material base AISI 316L, el ciclo térmico es presentando en la figura 8. Donde los picos de temperatura son de 495 °C para el modelo y 492 °C para el experimento, presentando un error de 0,6%.

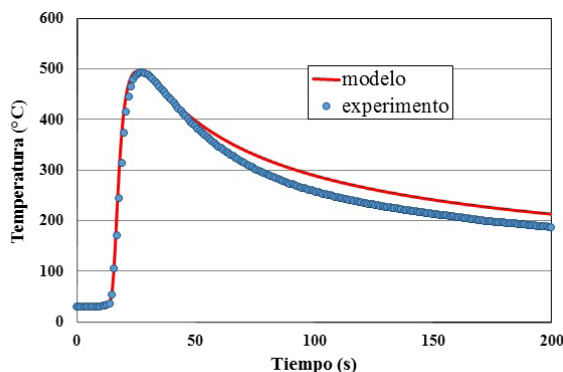


Figura 8. Comparación de los ciclos térmicos usando electrodo E309 sobre material base AISI 316L. Punto de análisis $y = 0,0062$ m

La variación en los picos de temperatura se relaciona con el punto de contacto del termopar donde se encuentra alojado. En la figura 9 se hizo una ampliación donde se muestra tres puntos de contacto (C_1 , C_2 y C_3) del termopar en los que se encuentra alojado. De esta manera se consideran tres posibles medidas de temperatura (T_1 , T_2 y T_3).

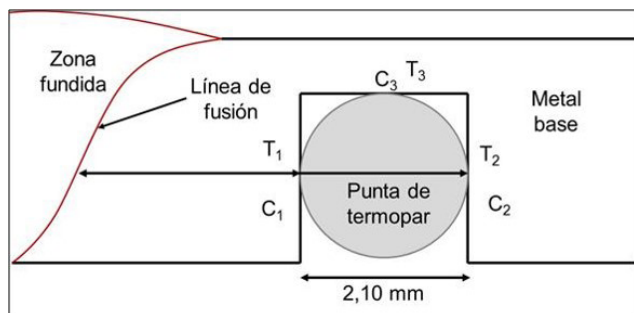


Figura 9. Esquema de posición del termopar en el material base

CONCLUSIONES

- El modelo propuesto permite la obtención de los ciclos térmicos asociados al proceso de soldadura al arco eléctrico SMAW fuera de la zona fundida.
- Este modelo permite, a través de parámetros conocidos del material como la difusividad y conductividad térmica, dimensiones de la placa y entrada de calor, obtener el historial térmico en soldadura.
- El fenómeno de singularidad presente en el modelo base fue solucionado en el modelo propuesto por la condición de frontera de la temperatura de fusión del material base (la frontera con la línea de fusión), en este caso, la temperatura de fusión de los aceros inoxidable AISI 316L y AISI 430. De esta manera se obtienen medidas de picos de temperatura y tasas de enfriamiento más cercanas con las obtenidas experimentalmente.
- Los picos de temperaturas calculados por el modelo propuesto no superan el 5% de error en comparación con los datos experimentales, y teniendo en cuenta, para los resultados del modelo, la distancia del punto de contacto del termopar hasta la línea de fusión. El modelo propuesto calcula con un buen ajuste las tasas de enfriamiento, teniendo en algunos casos un error inferior al 3%.

AGRADECIMIENTO

Se agradece el apoyo financiero aportado por la entidad Colciencias como beca-pasantía de Joven Investigador 2013 bajo la modalidad tradicional, la cual formó parte importante en el desarrollo de este trabajo. De igual forma el apoyo del grupo IMTEF de la Universidad Autónoma del Caribe por la participación en el proyecto interno CONV-I-004-P010, del programa de ingeniería mecánica.

REFERENCIAS

- BHATTI A., BARSOUM, Z., MURAKAWA, H., BARSOUM I. (2015). Influence of thermo-mechanical material properties of different steel grades on welding residual stresses and angular distortion. *Materials and Design*. Vol. 65; pp 878-889.
- CHAOWEN L., YONG W. (2013). Three-dimensional finite element analysis of temperature and stress distributions for in-services welding process. *Mater. Des.* Vol. 53; pp 1052-1057.
- DARMADI D. B., NORRISH J., TIEU A. K. (2011). Analytic and finite elements solutions for temperature profiles in welding using varied heat source models. *World*

- Academy of Science, Engineering and Technology. Recuperado el 28 de febrero de 2015, de <http://ro.uow.edu.au/engpapers/4621>
- DIAZ E., CRUZ A., RAMOS F., TELLO M., CHAPARRO J., RODRIGUEZ M., POZO J., PEREZ N. (2010). Influencia de la cantidad de O₂ adicionando al CO₂ en el gas de protección sobre la microestructura del metal depositado en uniones soldadas de bordes rector en aceros de bajo contenido de carbono con el proceso GMAW. *Soldag. Insp.* Vol. 15; 281-288.
- FASSANI S., TREVISAN O. (2003). Analytical modeling of multipass welding process with distributed heat source. COBEM 99– 5th Brazilian Congress of Mechanical Engineering (Sao Paulo, Brasil); pp 22-26.
- GOLDAK J., CHAKRAVARTI A., BIBBY M. (1984). A new finite element model for welding heat sources. *Metall. Trans. B.* Vol. 15; pp 299-305.
- GOYAL V., GHOSH P.K., SAINI J.S. (2009). Analytical studies on thermal behavior and geometry of weld pool in pulsed current gas metal arc welding. *J. Mater. Process. Technol.* Vol. 209; pp 1318-1336.
- AWS (1987). *Welding Handbook*. Eight Edition. Miami, FL, American Welding Society, Vol. 1.
- OLMOS, M. E., MARTINEZ K., UNFRIED J. (2014) Efecto del ciclo térmico sobre la microestructura de la zona afectada térmicamente de juntas soldadas de aceros inoxidables disímiles obtenidas por el proceso SMAW. XII International Conference – Latin American and Caribbean Consortium of Engineering Institutions-LACCEI. (Guayaquil, Ecuador)
- POORHAYDARI K., PATCHETT B. M., IVEY D. G. (2005). Estimation of cooling rate in the welding of plate with intermediate thickness. *Weld. J.* (Miami, FL, U.S.). Recuperado el 28 de febrero de 2015, de <http://www.aws.org/wj/supplement/10-2005-POORHAYDARI-s.pdf>
- ROSENTHAL D. (1946). The theory of moving source of heat and its application to metal s. *Trans. ASME*, 43(11)
- TSAI C. L. (2011). Heat flow in fusion welding. *ASM International*. Vol. 6; pp 7-18.

