

Influencia de la geometría del cordón sobre el campo térmico obtenido a través de la simulación por elementos finitos de uniones soldadas.

Mario J. Espín Pérez, Leonardo Adrián Carrasco Gonzales, Eduardo Hurtado Delgado, Rocío Saldaña Garcés.

Posgrado en Tecnología de la Soldadura Industrial, Gerencia de Desarrollo Humano, Corporación Mexicana de Investigación en Materiales (COMIMSA).

mario.espin@comimsa.mx

Resumen

El desarrollo de la presente investigación se basa en la necesidad de investigar los resultados del campo térmico obtenido a través de la simulación por elementos finitos de uniones soldadas. El trabajo muestra el efecto geométrico de la sección transversal del cordón de soldadura sobre la distribución de temperatura del campo térmico creado por el proceso de soldadura GMAW y la zona afectada térmicamente. La geometría se construye de acuerdo al ángulo del bisel teórico seleccionado para la unión, y a través de los resultados experimentales se mide el área de fusión real obtenida por el proceso de soldadura con el objetivo de dimensionar la sección transversal y la zona afectada por el calor, la cual es utilizada para validar el modelo numérico. Acorde a las dos geometrías la simulación fija dos modelos que toman en cuenta la diferencia geométrica de las secciones transversales del cordón. Además se desarrolla experimentalmente la medición de temperaturas con un arreglo de 15 termopares conectados a una tarjeta de adquisición de datos marca National Instrument Modelo Ni9213.

Palabras claves: Simulación de soldadura, FEM, modelos termo-mecánicos. Proceso GMAW.

Introducción

Explicar el comportamiento físico del material afectado térmicamente durante el proceso de soldadura ha sido, extensivamente, tema de estudio en varias investigaciones científicas dedicadas al análisis computacional por el método de los elementos finitos [1], [2], [3], [4]. Resolver físicamente lo que ocurre durante la soldadura es un proceso complejo que involucra la ocurrencia de fenómenos térmicos, mecánicos y metalúrgicos. Debido a la complejidad de los modelos multifísicos implicados en la solución del problema, actualmente las investigaciones relacionadas a la simulación de la soldadura buscan la simplificación del problema [5]. Esta simplificación está dirigida al hecho de no considerar los efectos del flujo de fluido dentro del baño de soldadura ni tampoco la interacción del arco eléctrico con la materia, el cual produce el flujo de calor hacia el baño de soldadura. A pesar de, Dal [5], explica que tomar en cuenta la naturaleza multifísica del proceso de soldadura implica recursos computacionales altos y tiempos de computo no factibles.

Goldak [1] es uno de los autores que más avance ha presentado en el campo de la simulación del proceso de soldadura, en su trabajo recoge varios modelos

para predecir mediante la simulación la microestructura, dureza de la zona afectada por el calor (ZAC), fases, tensiones residuales, etc.

En cuanto al análisis computacional por elementos finitos se recogen trabajos publicados por varios autores [6], [7], [3], [8], [9], [10], [10]. Bhatti expone en sus trabajos [3], [8], [9], [10], que la simulación por el métodos de los elementos finitos logra reproducir el comportamiento térmico y mecánico del proceso de soldadura, al acoplar el campo térmico y estructural permite relacionar el aporte térmico del proceso con la distorsión resultante, afirma que obtener las propiedades mecánicas y térmicas del material en función de la temperatura es un factor determinante en la calidad de los resultados.

Por su parte Tikhomirov [6] afirma la capacidad de los modelos térmicos, mecánicos y metalúrgicos acoplados para determinar las tensiones residuales y las distorsiones. Caracteriza diferentes modelos mecánicos de simulación por elementos finitos al relacionar la exactitud de los resultados con el tiempo de simulación. Obtiene que la simplificación de los modelos mecánicos puede explicar con un 93 % de confianza la relación entre los experimentos y la simulación de las deformaciones, aunque no de la misma forma las tensiones residuales a consecuencia de no adoptar las transformaciones de fase. Lo cual es evidenciado además por el trabajo de Ganech [7], donde expone y valida los resultados de la simulación con los resultados experimentales, midiendo el campo de temperatura a través de la técnica termográfica (IR) y el uso de la difracción de rayos-X (XRD) y pruebas ultrasónicas (UT) para determinar los valores de las tensiones residuales. Otros estudios [11], [12], [13], [14], [8], [15], [16], [17], [18], [19], exponen a través de sus resultados que el método de los elementos finitos, es una herramienta que permite explicar el comportamiento térmico y estructural de las uniones soldadas y así predecir el efecto de los parámetros de soldadura sobre las tensiones residuales, la distorsión y transformaciones de fase. Por tanto, el problema científico de la presente investigación se enfoca en mostrar el efecto de la geometría del área de la sección transversal del cordón de soldadura en la solución numérica del campo térmico de la soldadura GMAW robotizada.

Para el presente trabajo los objetivos a alcanzar son:

1. Medir experimentalmente el campo térmico del cordón de soldadura por el proceso GMAW robotizado.
2. Simular mediante el método de los elementos finitos el proceso de soldadura por arco eléctrico.
3. Evaluar el efecto de la geometría del cordón de soldadura sobre el campo térmico resultante.

Desarrollo

Descripción del proceso experimental.

Debido a que el propósito de la investigación es reproducir el proceso de soldadura a través de la simulación por el método de los elementos finitos utilizando. La experimentación, como método de validación, se enfoca en la medición del campo térmico y el dimensionado del área de la sección transversal. Por tanto, como base para realizar la soldadura se diseñó una unión a tope en posición 1G de acero AISI 1018, utilizando el proceso GMAW

robotizado. La figura 1 presenta el diseño de la unión soldada y el equipamiento utilizado.

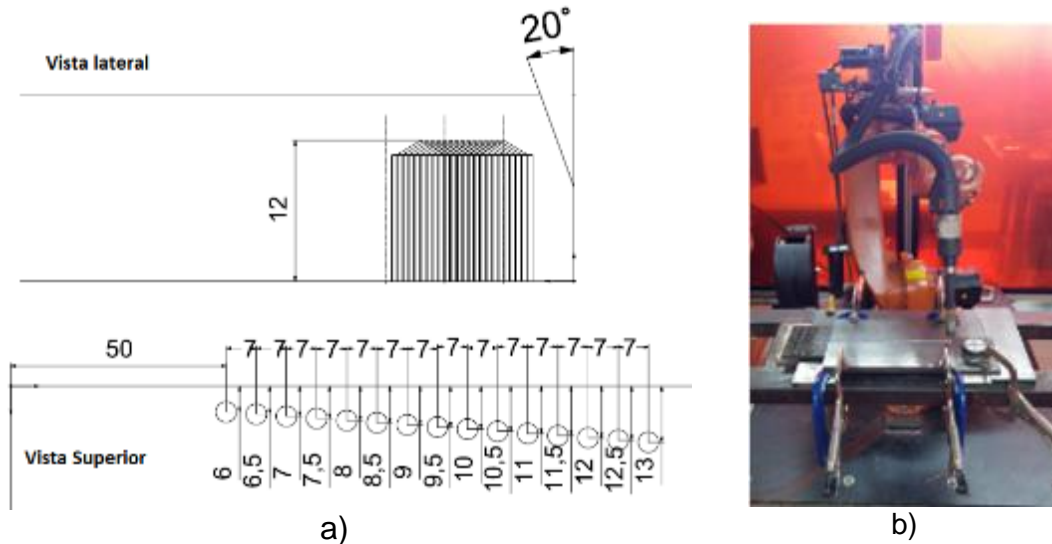


Figura 1. Celda robótica de COMIMSA. a) diseño de la unión y posición de los termopares y b) equipamiento utilizado.

Los parámetros de soldadura para realizar la unión se ajustaron para obtener una corriente de 400 A, velocidad de soldadura 46 cm/min, velocidad de aporte 400 in/min, voltaje 35 V, 1 in de separación de la boquilla hasta la raíz del bisel, aporte 1/16 in. En la tabla 1 se muestra la composición química de los materiales utilizados.

Tabla 1. Composición química de los consumibles.

Consumibles		C	Mn	Si	Cr	Ni	Cu	V	Nb	S	P
Metal base	A709	0,18	1,33	0,21	0,14	0,04	0,014	0,004	0,004	0,01	0,002
Electrodo	ER-70S-6	0,15	1,8	1,15	0,15	0,15	0,5	-	-	-	-

En la figura 1 a), se muestra además del diseño de la unión el arreglo de termopares empleados para desarrollar la adquisición térmica, el primer termopar es colocado a 50 mm del inicio de la placa permitiendo que el arco se estabilice, posterior a este punto el arreglo de termopares tiene una separación de 7 mm de centro a centro en relación al avance del arco eléctrico, mientras que la posición con respecto al bisel de preparación aumenta gradualmente 0.5 mm a partir del primer termopar colocado a 6 mm de este, el último termopar de adquisición queda posicionado a 13 mm con respecto a la línea del borde del bisel. Todas las perforaciones tienen una profundidad de 12 mm con lo cual se pretende no tener variaciones en la profundidad. Para la adquisición de las mediciones se empleó termopar tipo K calibre 30 con recubrimiento de teflón, que a su vez cuentan con vainas cerámicas las cuales evitan que el recubrimiento de teflón se funda y le termopar tenga múltiples puntos de contacto generando lecturas erróneas. Se utilizó un arreglo de 15 termopares conectados a una tarjeta de adquisición de datos marca National Instrument Modelo Ni9213 con capacidad de captura de 75 muestras por segundo en cada

uno de los canales, para la presente experimentación se empleó una velocidad de 50 muestras por segundo para evitar el ruido excesivo de las lecturas.

Modelo computacional utilizado en la simulación por elementos finitos.

La metodología utilizada para resolver el modelo numérico relacionado al proceso de soldadura por arco eléctrico se muestra en la figura 2. Este esquema de análisis se ha llevado a cabo en los trabajos [6], [5] y generalmente es el flujo de trabajo que se emplea en la simulación por elementos finitos de procesos de soldadura. En este esquema se muestra el proceso para obtener la solución térmica y estructural del modelo. Para efectos de la presente investigación la simulación llegará hasta la parte térmica, ya que este trabajo es parte de una investigación que pretende explicar el comportamiento de la distorsión presentado en las uniones soldadas.

La solución térmica se obtiene a través de las propiedades del material y el modelo de la fuente de calor que caracteriza al proceso por arco eléctrico. La simulación se realiza en una sola dirección (*one way*), donde la solución térmica en cada paso de tiempo afecta al modelo estructural, lo cual no toma en cuenta la generación de calor por deformación ni por contacto, ya que el arco eléctrico genera un potencial térmico lo suficientemente alto como para despreciar las otras fuentes de calor.

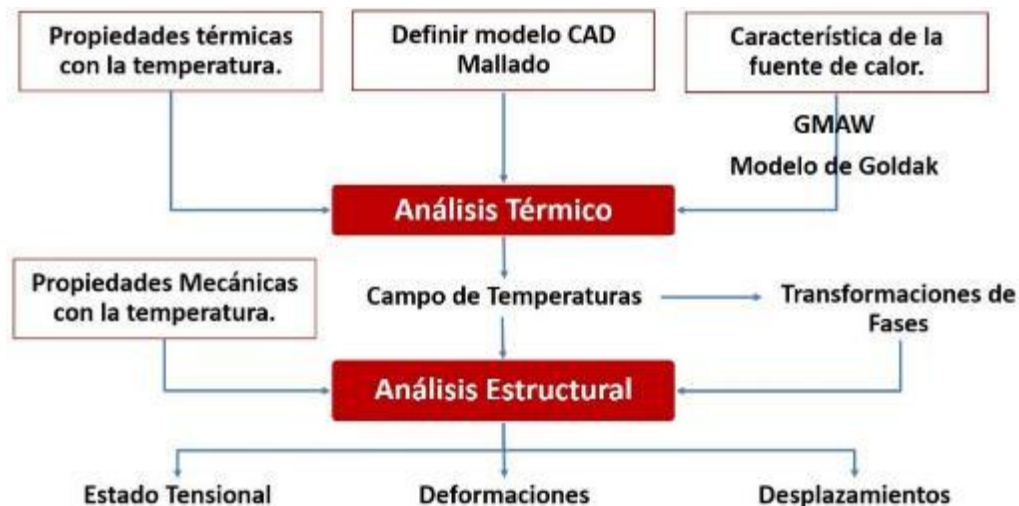


Figura 2. Esquema utilizado en el proceso simulación.

La malla que representa al modelo se muestra en la figura 3, en la cual se representa un modelo compuesto por elementos hexaédricos de 12 nodos, la malla se diseñó para obtener una morfología no uniforme con refinado de 1 mm para los elementos correspondientes al baño de soldadura y la zona de influencia térmica, la malla crece con factor de dos hasta llegar a 8 mm en el extremo más alejado del cordón. En total el modelo presenta 18 224 elementos y 45 681 nodos.

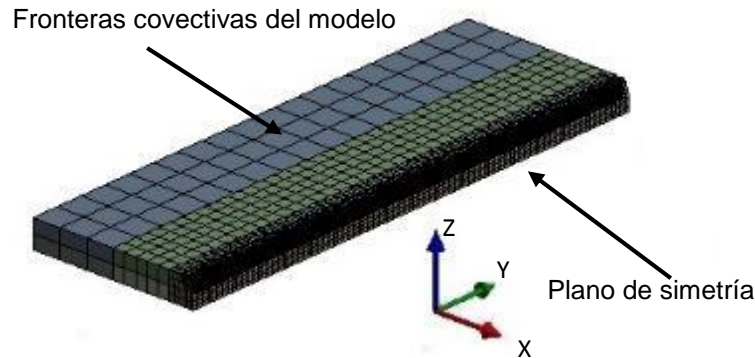


Figura 3. Condiciones de frontera del modelo.

La temperatura inicial del modelo es 22°C, se consideraron las propiedades térmicas del material ASI 1018 constantes, sin influencia de la soldadura, y para las pérdidas de calor al medio el supuesto es que el modelo se enfría a causa de la convección natural con el coeficiente de transferencia de calor por convección igual a 20 W/m² °C, el valor de este coeficiente ha sido utilizado en los trabajos [2], [3], [5], entre otros. No considera las pérdidas de calor por radiación,

Solución al problema térmico.

El problema térmico se basa en la solución de la ecuación general que describe la transferencia de calor por conducción, llamada Ley de Fourier. La ecuación 1 muestra el aspecto del modelo.

$$\rho \cdot C_p \cdot dT \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(k_x \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k_y \cdot \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k_z \cdot \frac{\partial T}{\partial z} \right) + Q(x, y, z) \quad (1)$$

Donde k_i , ρ , C_p representan la conductividad térmica, la densidad y el calor específico del material, T es la temperatura del sistema que varía con el tiempo (t) y $Q(x, y, z)$ que caracteriza la generación de calor interna, la cual representa la conexión con el modelo que describe la fuente de calor por arco eléctrico.

El modelo que caracteriza el proceso de soldadura por arco eléctrico es descrito en la ecuación 2 y fue elaborado por Goldak [1], actualmente a este modelo se le conoce como modelo "doble elipsoide" y es el más utilizado para describir la fuente de calor por arco eléctrico.

$$Q_i = \begin{cases} Q_f = \frac{6\sqrt{3}f_f\dot{Q}}{abc\pi\sqrt{\pi}} \exp\left(-\frac{3x^2}{a^2} - \frac{3y^2}{b^2} - \frac{3[z + v(\tau - t)]^2}{c^2}\right) \\ Q_r = \frac{6\sqrt{3}f_r\dot{Q}}{abc\pi\sqrt{\pi}} \exp\left(-\frac{3x^2}{a^2} - \frac{3y^2}{b^2} - \frac{3[z + v(\tau - t)]^2}{c^2}\right) \end{cases} \quad (2)$$

Donde Q_f y Q_r representan la distribución de la potencia del arco delante de la soldadura y detrás de la soldadura respectivamente, $a=5mm$, $b=8mm$ y

$c=12\text{mm}$ representan los parámetros geométricos de la fuente, los cuales son medidos experimentalmente. \dot{Q} es la potencia de entrada del arco eléctrico, la cual es calculada a través de los parámetros de soldadura según la ecuación 3.

$$Q(x, y, z) = \eta \cdot V \cdot A \quad (3)$$

Para la cual V, A y η representan el voltaje, amperaje y eficiencia del arco respectivamente. La distribución de la potencia del arco y la penetración medida a través de los parámetros se muestra en la figura 4.

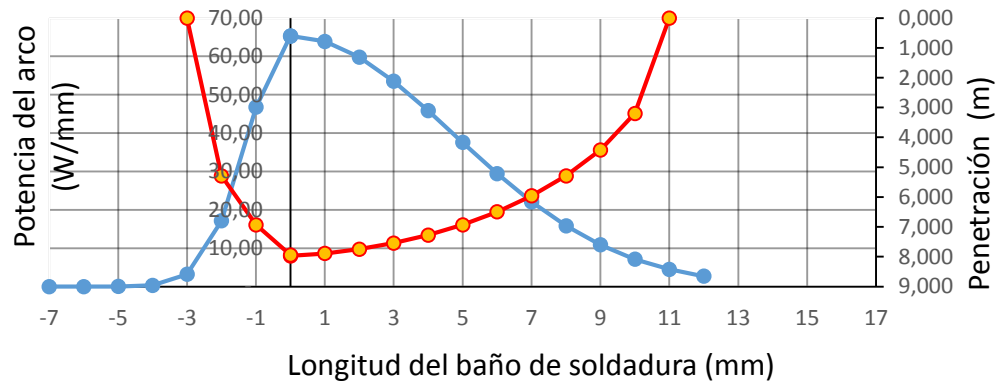


Figura 4. Distribución de la potencia en la fuente por arco eléctrico GMAW.

Resultados alcanzados.

El desarrollo de la investigación demuestra que el proceso de soldadura puede ser modelado a través de un software especializado en elementos finitos con y utilizado para propósitos generales. Ya que se demuestra que es capaz de calcular el campo térmico generado por el proceso de soldadura. A continuación en la figura 5 se muestra el resultado térmico transitorio obtenido a través del software de propósitos general NX Nastran 10.0

Los resultados de la figura 5 muestran el perfil térmico para diferentes pasos de tiempo, demostrando que el modelo computacional es capaz de simular el movimiento de la fuente de calor característica en la soldadura, además se muestra el enfriamiento natural de la placa al terminar el proceso de soldeo.

Las cargas térmicas aplicadas al modelo en pasos de tiempo no solo muestran que el perfil térmico varía en tiempo según avanza el cordón sino también es capaz de predecir la zona afectada por el calor.

Temperatura (°C)

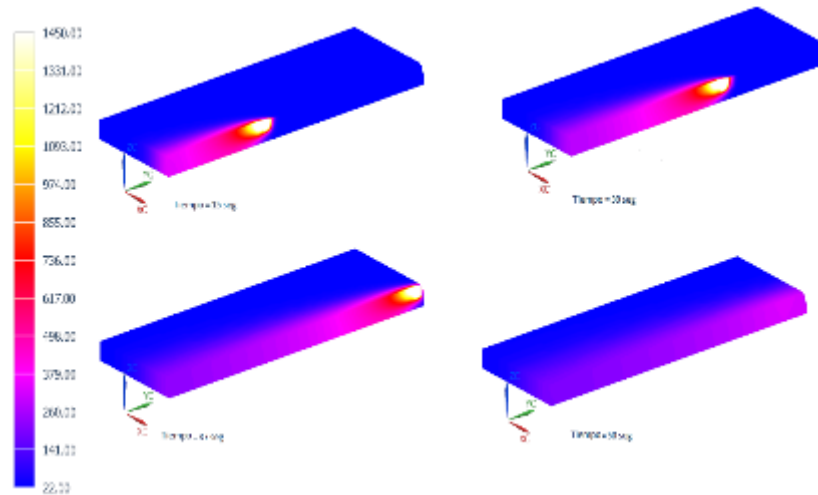


Figura 5. Perfil térmico obtenido de la simulación numérica en diferentes pasos de tiempo.

La figura 7 muestra los datos de temperatura recogidos por la tarjeta de adquisición. En total la tarjeta National Instrument pudo registrar una total de 25027 medidas de temperatura, con una velocidad de 50 mediciones por segundo, la capacidad máxima de esta tarjeta es de 75 lecturas por segundo. El experimento registro una temperatura máxima de 1130 °C lo cual corresponde a la zona afectada por el calor. De los 15 termopares 4 canales no mostraron respuesta, donde los tres primeros termopares más cercanos al área del baño de soldadura se abrieron y dejaron de medir. Además en la figura 7 se muestra medidas debido al parecer a corrientes parasitas del sistema y falso contacto con del termopar, aunque a pesar de esto las temperaturas se estabilizaron mostrando la razón de enfriamiento de la soldadura.

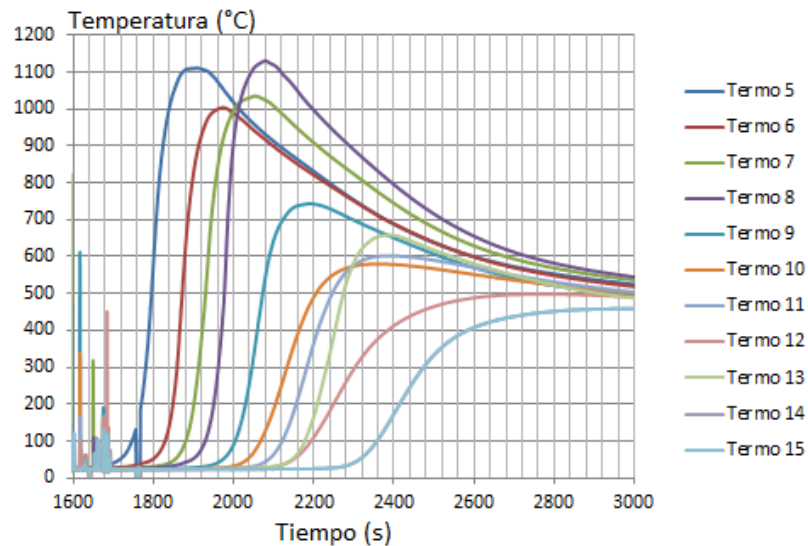


Figura 7. Evolución de la temperatura en los puntos de control.

Otro resultado obtenido a través de la simulación térmica es la respuesta del campo térmico causada por la geometría de la sección transversal del cordón de soldadura. La figura 8 y 9 muestran el comportamiento de las isotermas que describen el campo térmico cuando se mantiene la geometría ideal del bisel.

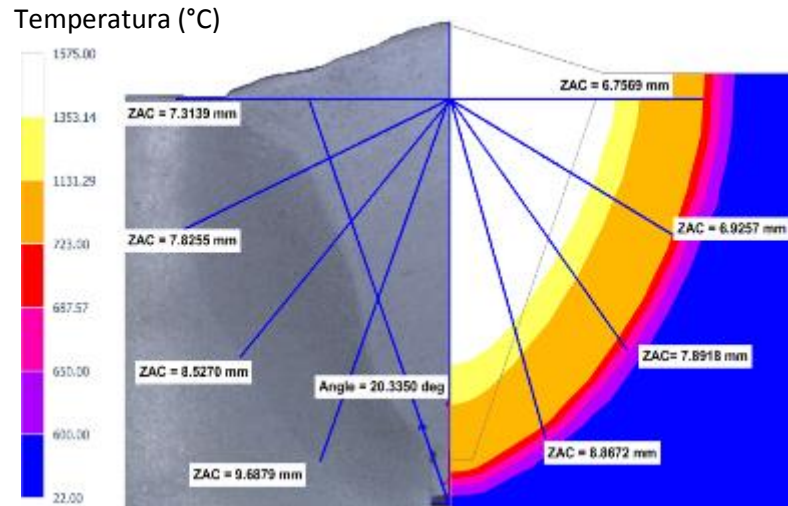


Figura 8. Isotermas de la sección transversal del cordón de soldadura con geometría simple. A la izquierda se presenta la experimentación y a la derecha la solución numérica.

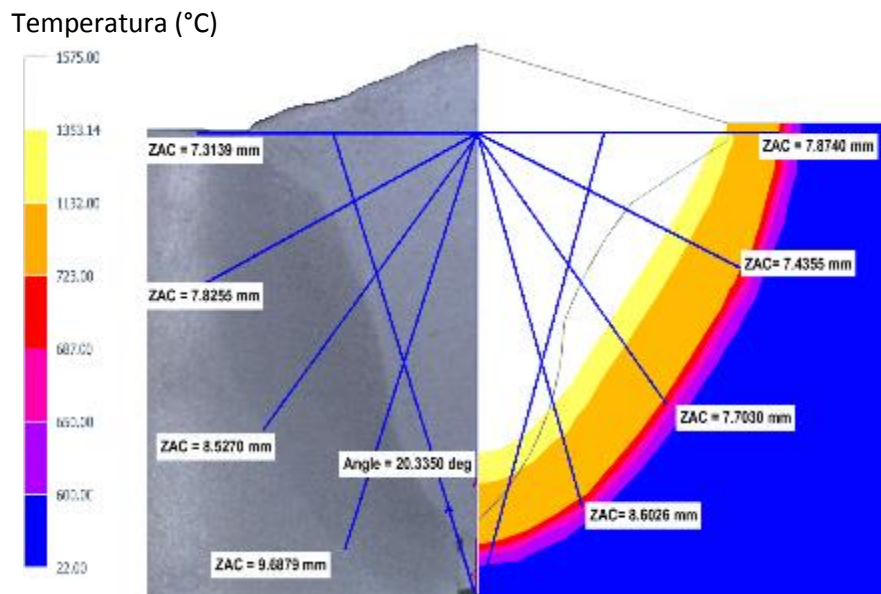


Figura 9. Isotermas de la sección transversal del cordón de soldadura con geometría real modelada. A la izquierda se presenta la experimentación y a la derecha la solución numérica.

Como se observa en la figura 8 y 9 el modelo no es capaz de reproducir la zona de fusión del baño de soldadura, ya que el análisis numérico busca predecir solamente el campo térmico. A pesar de que el modelo no delimita la zona de fusión, muestra que el comportamiento de las isotermas corresponde con el límite de la zona afectada por el calor, lo que afirma el comportamiento elíptico

del modelo de Goldak expuesto en la ecuación 2. Además como un resultado importante tenemos que la definición del área de la sección transversal influye en el comportamiento del campo térmico, demostrando que el modelo que utiliza la geometría de la sección transversal real no produce isothermas elípticas dentro de la zona afectada por el calor, dado por la asimetría de la línea de fusión que está representada por el modelo CAD para ajustar la malla al área real. Por el contrario la geometría correspondiente a la figura 9 es mucho más simple y mantiene el comportamiento de las isothermas dentro de la zona afectada por el calor (ZAC).

Conclusiones

Como resultado de la investigación se puede concluir que es posible simular el proceso de soldadura GMAW robotizado para obtener el campo térmico mediante un software de elementos finitos utilizado para propósitos generales.

El modelo térmico transitorio utilizado es capaz de simular el movimiento de la fuente por arco eléctrico, utilizando la potencia obtenida a través del modelo "doble elipsoide" de Goldak se puede calcular la dimensión de la zona afectada por el calor, aunque no de igual forma la geometría del baño de soldadura.

El uso de la geometría de diseño inicial del bisel en el modelo CAD hace que el modelo numérico calcule la zona afectada por el calor con un error por debajo del 10%, lo que representa 0.82 mm máximo de error.

De la medición de temperatura se obtuvo registros de hasta 25027 medidas de temperatura, con una velocidad de adquisición de 50 mediciones por segundo y la temperatura máxima registrada fue de 1130 °C correspondiente a la zona afectada por el calor.

Referencias bibliográficas

- [1] J. A. Goldak, *Computational Welding Mechanics*. Springer, 2005.
- [2] J. Goldak, M. Asadi, and R. G. Alena, "Why power per unit length of weld does not characterize a weld?," vol. 48, pp. 390–401, 2010.
- [3] A. A. Bhatti, *Computational weld mechani mechanics : cs : T Towards owards simplified and cost effective FE simulations Ayjwat Awais Bhatti*. 2015.
- [4] W. Piekarska and M. Kubiak, "Three-dimensional model for numerical analysis of thermal phenomena in laser-arc hybrid welding process," *Int. J. Heat Mass Transf.*, vol. 54, no. 23–24, pp. 4966–4974, 2011.
- [5] M. Dal and R. Fabbro, "An overview of the state of art in laser welding simulation," *Opt. Laser Technol.*, vol. 78, pp. 2–14, 2015.
- [6] D. Tikhomirov, B. Rietman, K. Kose, and M. Makkink, "Computing Welding Distortion: Comparison of Different Industrially Applicable Methods," *Adv. Mater. Res.*, vol. 6–8, pp. 195–202, 2005.
- [7] K. C. Ganesh, M. Vasudevan, K. R. Balasubramanian, N. Chandrasekhar, S. Mahadevan, P. Vasantharaja, and T. Jayakumar, "Modeling, prediction

- and validation of thermal cycles, residual stresses and distortion in type 316 LN stainless steel WELD joint made by TIG welding process,” *Procedia Eng.*, vol. 86, pp. 767–774, 2014.
- [8] Z. Barsoum, A. A. Bhatti, and S. Balawi, “Computational Weld Mechanics – Towards a simplified and cost effective approach for large welded structures,” *Procedia Eng.*, vol. 114, pp. 62–69, 2015.
- [9] A. A. Bhatti, Z. Barsoum, and M. Khurshid, “Development of a finite element simulation framework for the prediction of residual stresses in large welded structures,” *Comput. Struct.*, vol. 133, pp. 1–11, 2014.
- [10] A. A. Bhatti, Z. Barsoum, H. Murakawa, and I. Barsoum, “Influence of thermo-mechanical material properties of different steel grades on welding residual stresses and angular distortion,” *J. Mater.*, vol. 65, pp. 878–889, 2015.
- [11] J. Wang, S. Rashed, H. Murakawa, and Y. Luo, “Numerical prediction and mitigation of out-of-plane welding distortion in ship panel structure by elastic FE analysis,” *Mar. Struct.*, vol. 34, pp. 135–155, 2013.
- [12] D. Deng, Y. Zhou, T. Bi, and X. Liu, “Experimental and numerical investigations of welding distortion induced by CO₂ gas arc welding in thin-plate bead-on joints,” *Mater. Des.*, vol. 52, pp. 720–729, 2013.
- [13] D. Deng, “Measurement of Three Dimensional Residual Stresses in Rolled Clad Plates and Welded Joints of a Chemical Tank Structure,” no. February 2016, 2009.
- [14] Z. Barsoum, M. Ghanadi, and S. Balawi, “Managing Welding Induced Distortion - Comparison of Different Computational Approaches,” *Procedia Eng.*, vol. 114, pp. 70–77, 2015.
- [15] L. Tian, Y. Luo, Y. Wang, and X. Wu, “Prediction of transverse and angular distortions of gas tungsten arc bead-on-plate welding using artificial neural network,” *Mater. Des.*, vol. 54, pp. 458–472, 2014.
- [16] Y. H. P. Manurung, R. Ngendang, M. R. Rahim, M. Y. Zakaria, M. R. Redza, M. S. Sulaiman, G. Tham, and S. K. Abas, “International Journal of Pressure Vessels and Piping Welding distortion analysis of multipass joint combination with different sequences using 3D FEM and experiment,” *Int. J. Press. Vessel. Pip.*, vol. 112, pp. 1–10, 2013.
- [17] C. Martín-menéndez, E. Rodríguez, M. Ottolini, J. Caixas, and J. Guirao, “Analysis of the effect of the Electron-Beam welding sequence for a fixed manufacturing route using finite element simulations applied to ITER vacuum vessel manufacture,” *Fusion Eng. Des.*, vol. 104, pp. 84–92, 2016.
- [18] M. Birk-sørensen, *Simulation of Welding Distortions in Ship Section*, no. April. 1999.
- [19] P. Colegrove, C. Ikeagu, A. Thistlethwaite, S. Williams, W. Suder, A. Steuwer, and T. Pirling, “The welding process impact on residual stress and distortion,” vol. 14, no. 8, pp. 717–725, 2009.