

Modelo de elementos finitos para determinar el campo de temperatura en una costura de filete

Ramos Morales, F.¹, Duffus Scott, A.¹, Rodríguez Pérez, M.¹, Díaz Cedré, E.¹, Pozo Morejón, J.¹ y Jorge Víctor Miguel Oria.¹

Fecha de recepción: 14 de marzo de 2007 – Fecha de aceptación: 20 de septiembre de 2007

Resumen.

En el presente artículo se analizó la importancia de la simulación de procesos de soldadura empleando el método de los elementos finitos y los requerimientos más importantes durante la creación de los modelos. Se presentaron las dimensiones de la zona fundida (ZF) y la zona afectada por el calor (ZAC), el tamaño de grano y el perfil de dureza de una probeta soldada con proceso SMAW y enfriada al aire. Se creó un modelo de elementos finitos que simula las condiciones de soldadura y enfriamiento de la probeta y se estudió el nivel de correspondencia entre los resultados del modelo y los experimentales. Se probó que existe una buena correspondencia entre los límites de la zona fundida y de la zona de influencia térmica medidos sobre la probeta y los determinados por el modelo de elementos finitos, demostrando que de este modo los esquemas de soldadura pueden ser calibrados.

Palabras clave: análisis térmico, soldadura, elementos finitos.

Finite elements model to determine the temperature field in a fillet weld

Abstract.

The present paper analyzes the importance of welding process simulation using the finite element method and the most important requirements during the generation of models. It presents the size of the fused zone (FZ) and the heat affected zone (HAZ), and the grain size and hardness shape of a specimen welded by SMAW process, and cooled by air. A finite elements model, to simulate the welding and cooling conditions of the specimens, was created and the level of correspondence between the model and experimental results was studied. A good match between the limits of the fused and heat affected zones measured on the specimen and determined by finite elements model was found, demonstrating that this method can be used to calibrate the welding schemes.

Keywords: thermal analysis, welding, finite elements.

¹ Centro de Investigaciones de Soldadura. Universidad Central “Marta Abreu” de Las Villas. Carretera a Camajuaní, Km 5 ½, Santa Clara. Cuba. E-mail: felixrm@uclv.edu.cu

Introducción

El estudio del comportamiento térmico transiente del proceso de soldadura empleando métodos numéricos se remonta a la década de los años 80 del siglo XX, destacándose los trabajos realizados por Friedman (Friedman, 1980). Entre los métodos numéricos empleados, el de los elementos finitos es uno de los más extendidos.

Siempre que se tenga un buen conocimiento de la soldadura como fenómeno físico y por tanto sean establecidas adecuadamente las condiciones de carga (Calor de entrada de la soldadura y Coeficientes de transferencia de calor), así como se considere la termodependencia de las propiedades del material, se haga un discretización adecuada del modelo (mallado); entonces se determinará con un buen nivel de precisión las características de los campos térmicos y tenso-deformacionales que se originan. Esta determinación posee una gran importancia pues a partir de ella se pueden elegir mejor las variables del régimen de soldadura con vistas a un determinado resultado (ejemplo: que la temperatura máxima en un punto no exceda determinado valor, que las tensiones residuales sean mínimas, etc.).

La simulación de la soldadura posee, sin embargo, dificultades muy específicas al ser un proceso transiente y no lineal (a partir del movimiento de la fuente de calor y de la dependencia de las propiedades del material con la temperatura). En opinión de Lindgren (Lindgren, 2001) las razones que han llevado a una menor difusión del método de los elementos finitos para la solución de problemas de soldadura respecto a los de análisis estáticos y dinámicos son: a). La necesidad de mayores recursos computacionales; b). La falta de experticia en la modelación y simulación de estos problemas; c). Las dificultades en determinar el comportamiento de las propiedades del material en función de la temperatura, especialmente en el rango de altas temperaturas.

Para la realización de modelaciones del fenómeno de transferencia de calor en la soldadura existen gran variedad de paquetes de Elementos Finitos, desde algunos muy específicos tales como el SYSWELD+ (Francis, 2002) y el WELDSIM (Zhu et al., 2002), desarrollados inicialmente por los propios investigadores para resolver problemas muy particulares; hasta los software o códigos de elementos finitos de aplicación general como ABAQUS, ANSYS, COSMOS, etc., (Cisilino et al., 2002). La selección de uno u otro software va a depender en primer lugar de si puede satisfacer las necesidades del usuario, de su disponibilidad, del

conocimiento que tiene el investigador y el grupo a su alrededor de las particularidades de este software, entre otros aspectos.

En los últimos años, con vistas a mejorar la correspondencia entre el fenómeno real y la simulación, se han ido sumando un grupo de exigencias a los modelos de elementos finitos aplicados a la solución de problemas de soldadura. Algunas de estas exigencias son difíciles de implementar y pueden utilizarse artificios para suplirlas. Entre las principales exigencias se pueden mencionar:

- a. La técnica de “rebirth” que consiste en agrupar elementos que se desactivan y reactivan en un momento específico para simular una secuencia dada de pasadas de soldadura (Hong et al., 1998), esta técnica es necesaria esencialmente en la soldadura de múltiples pasadas para la simulación de las pasadas posteriores. Una alternativa, ante la incapacidad de aplicar el “rebirth”, (Zuñiga et al., 2003) consiste en crear desde el principio la malla de los elementos de las pasadas posteriores y otorgarles propiedades térmicas semejantes a las del aire justo hasta el instante en que la pasada se active; este mismo principio puede adoptarse aún en una única pasada para los elementos por delante del foco de calor, de modo que hasta el instante en que el calor se aplique al elemento este tenga las propiedades del aire. Se ha comprobado que en la soldadura de una pasada el no considerar esta técnica para los elementos delante del foco de calor no introduce un error a considerar en los resultados de los modelos.
- b. La implementación de funciones de distribución del calor como la función de distribución según una doble elipsoide o función de Goldak (Wahab et al., 1998), la función Gaussiana (Fassani et al., 2003) y otras. Ante la imposibilidad de implementar estas funciones los investigadores han establecido que la consideración del calor concentrado en los modelos hace que se obtenga un pico de temperatura, muy por encima de la temperatura real, en la zona fundida pero que en la medida que nos alejamos hacia la zona afectada por el calor los valores del modelo se corresponden mejor con los valores reales.
- c. La implementación de la termodependencia de las propiedades físicas y mecánicas. Algunas investigaciones han demostrado (Zhu et al., 2002) que la conductividad térmica tiene alguna influencia sobre la distribución de los campos de temperatura transientes durante la soldadura. La

densidad y el calor específico tienen una influencia prácticamente imperceptible por lo que adoptando los valores de estas propiedades a temperatura ambiente se obtienen resultados razonablemente buenos. Debe tenerse en cuenta que la posibilidad de considerar la termodependencia de las propiedades es una de las grandes ventajas del empleo del método respecto a las expresiones analíticas tradicionales (Fassani et al., 2003).

Para la validación de un modelo de elementos finitos que simule el desarrollo de un proceso de soldadura pueden emplearse diferentes métodos:

- a. Medición sobre una probeta, a través de la colocación de termopares, de la historia térmica de un grupo de puntos y compararla con las obtenidas del modelo.
- b. Medición de la dureza Vickers en la sección transversal de la probeta soldada (empleando una carga de al menos 500 g) y su comparación con la dureza calculada del modelo a través de la relación entre la dureza Vickers, la composición química del material y el tiempo de enfriamiento entre 800 °C y 500 °C (conocido comúnmente en la literatura especializada como $t \frac{8}{5}$), a partir de la ecuación de Yurioka (Nolan et al., 2005) u otra.
- c. Medición de los límites de la zona fundida y de la zona afectada por el calor sobre la placa soldada y comparación con los valores estimados por los

modelos (Wang et al., 2005).

La tercera opción mencionada es la empleada en el presente trabajo para la validación del modelo. Para ello a partir del gráfico de la figura 1, que relaciona las zonas que conforman la estructura de una unión soldada con las temperaturas alcanzadas por un acero de bajo carbono según el diagrama Fe – C, se define que el límite de la zona fundida (ZF) se corresponde con la temperatura de líquido (T_L) del material objeto de estudio y que el límite de la zona afectada por el calor (ZAC) coincide con el valor de A_{C1} (alrededor de 727 °C).

La zona afectada por el calor (ZAC) se divide a su vez en varias zonas, en función de las características estructurales y las propiedades del material que la forman. La apreciación en el microscopio óptico metalográfico de las zonas situadas a continuación de la zona de normalizado (zona de recristalización incompleta, zona de recristalización y zona de fragilidad en azul) se torna difícil y por tanto imprecisa la medición de su posición. Por esto se asume como límite de la Zona afectada por el calor, en este trabajo, a la zona de normalizado (conocida también como de grano fino) que se encuentra ligeramente por encima de A_{C3} (temperatura correspondiente al fin de la transformación de la perlita en austenita durante el calentamiento del acero). Para la determinación de la posición de A_{C3} en función de la composición química (% en peso) del acero puede emplearse la expresión 1 (Yurioka, 2003).

$$A_{C3} = 937.2 - 436.5C + 56Si - 19.7Mn - 16.3Cu - 26.6Ni - 4.9Cr + 38.1Mo + 124.8V + 136.3Ti - 19.1Nb + 198.4Al + 3315B \dots \dots \dots (1)$$

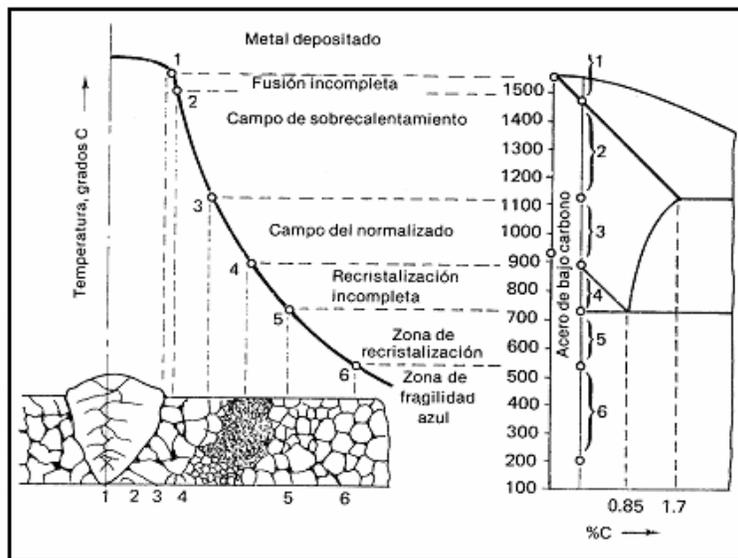


Figura 1. Estructura y distribución de temperaturas de una unión soldada (Rodríguez, 1988).

Metodología.

Preparación de la probeta y ensayos con vistas a la validación de los modelos.

Para la preparación de la probeta a emplear en la validación se soldaron dos placas, de 8 mm de

espesor, a solape. La soldadura se realizó en una pasada y la dimensión del filete fue de 8 mm aproximadamente, tal y como se muestra en la Figura 2. La composición química de las placas soldadas se muestra en la Tabla 1.

Tabla 1. Composición química del material de la probeta de ensayo (% en peso).

% C	%Si	% Mn	% Cr	% Ni	% Ti	% Al	% Cu	% P	% S
0.16	0.5	1.35	0.3	0.3	0.01	0.02	0.3	0.025	0.015

La temperatura de líquido del material de las placas (T_L) se estimó en 1480 °C a partir del diagrama Fe – C. Para realizar esta estimación se empleó el carbono equivalente del acero, calculado por la composición química ofrecida en la Tabla 1 y empleando la expresión del Instituto Internacional de Soldadura. Esta expresión es presentada como ecuación 2 (Bailey et. al., 1973).

$$CE_{IIW} = C + \frac{Mn}{6} + \frac{(Cr+Mo+V)}{5} + \frac{(Ni+Cu)}{15} \quad (2)$$

El valor calculado de la temperatura de AC3 fue de 870 °C, y el cálculo se hizo empleando la ecuación 1.

La variación aproximada de la conductividad térmica en función de la temperatura para un acero de este tipo, se presenta en la Figura 3 (Bang et al., 2002).

La soldadura de las placas se ejecuta mediante proceso SMAW. El electrodo empleado fue E 7018 de 3.2 mm de diámetro, soldado con corriente directa (CD) y electrodo positivo. La fuente empleada fue un rectificador de soldadura. La tabla 2 muestra los principales parámetros del régimen de soldadura empleado.

Tabla 2. Parámetros del régimen de soldadura de las probetas

Corriente de soldadura (A)	Voltaje de arco (V)	Avance de la soldadura (cm/min)	Calor de entrada (W)*
120	22	10.32	1850 - 2245

* Para valores de eficiencia térmica del proceso de soldadura entre 0.7 a 0.85.

La probeta se dejó enfriar al aire hasta que alcanzó la temperatura ambiente. La figura 4 muestra una macrografía, de la probeta tras ser tronzada y preparada, en la que se pueden apreciar la zona fundida, la zona afectada térmicamente y el metal base. La medición de la posición de los límites de la zona fundida y la zona afectada térmicamente se realizó mediante una rejilla graduada de modo que 1 mm representa 25 divisiones, empleando un microscopio óptico metalográfico NEOPHOT – 32.

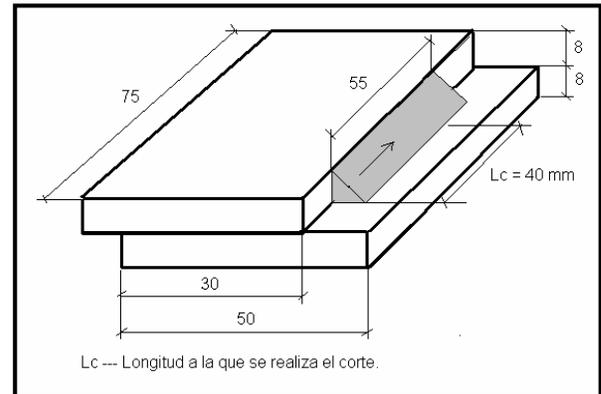


Figura 2. Probetas para validación de los modelos.

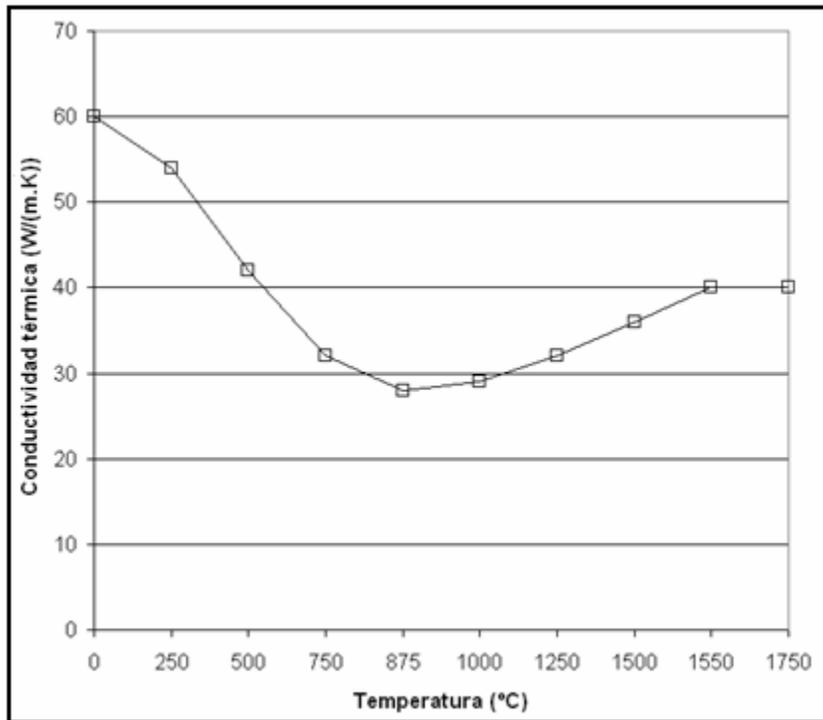


Figura 3. Relación de la conductividad térmica y la temperatura (Bang et al., 2002)

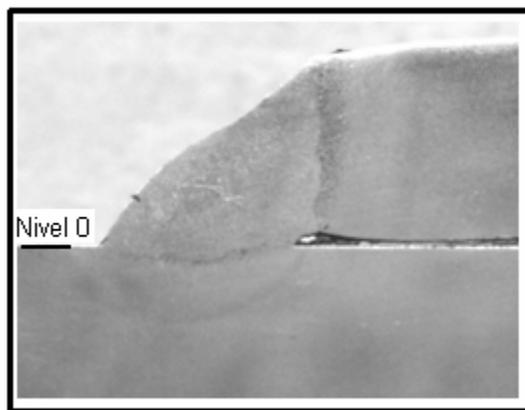


Figura 4. Macrografía de la probeta soldada.

Creación de los modelos de elementos finitos.

El modelo de elementos finitos creado es tridimensional y se ajusta exactamente, desde el punto de vista geométrico, a las probetas soldadas. El mallado se realizó empleando elementos finitos de orden superior (elemento sólido tetraédrico parabólico de 10 nodos) con vistas a garantizar la precisión de los resultados con un mallado más grueso del modelo. El software empleado fue Cosmos DesignStar ver. 4.0.

La longitud total del cordón depositado es de 55 mm. A los efectos del modelo de elementos finitos este cordón fue subdividido en 11 partes de 5 mm de longitud. Considerando que la velocidad de soldadura fue de 10.32 cm/min, el tiempo de permanencia del foco de calor en cada una de las 11 partes en que se subdivide el cordón es de 2.9 segundos. A partir de este resultado se construyen las curvas de tiempo para la aplicación del calor de entrada de la soldadura a

cada parte del cordón, tal y como se muestra en la Figura 5.

Para el establecimiento de la magnitud del coeficiente de transferencia de calor por convección de una pieza que se enfría al aire existen diversas recomendaciones e incluso expresiones para el cálculo. En el presente

trabajo se asumió un valor de $13.32 \text{ W/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C}$ (Cisilino, 2002; Colectivo Autores, 1987) teniendo en cuenta que la soldadura se desarrolló dentro del taller sin que incidieran sobre la pieza corrientes de aire fuertes. De modo general, las curvas de tiempo que describen el fenómeno de convección se presentan en la figura 6.

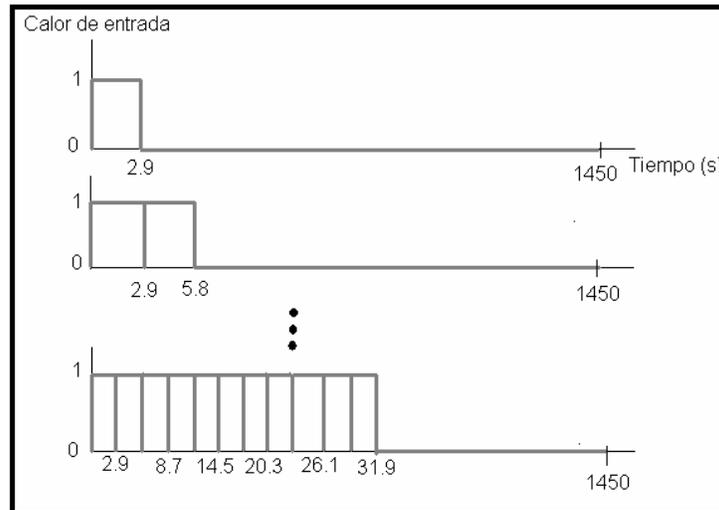


Figura 5. Curvas de tiempo para la aplicación del calor de entrada de la soldadura.

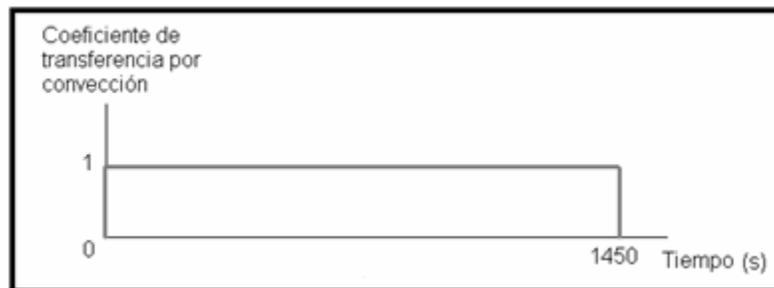


Figura 6. Curvas de tiempo para la aplicación de la carga de convección.

Como parámetro de calibración del modelo se emplea la eficiencia térmica del proceso, y tal y como antes se mencionó fue evaluada para valores entre 0.70 y 0.85 en vistas de que el proceso empleado es el de soldadura manual por arco eléctrico con electrodo revestido (SMAW).

Resultados.

Tamaño de grano, límites de las zonas de la unión soldada y perfil de dureza de la probeta soldada.

Los resultados de la medición de tamaño de grano promedio, acorde con la norma ASTM E 112 – 96 (ASTM, 2001) son mostrados en la Figura 7. Donde: ZGG es la zona de grano grueso; ZGF es la zona de grano fino y MB es el metal base.

En la Tabla 3 se muestran los resultados de la medición de los límites de la zona fundida (ZF) y la zona afectada por el calor (ZAC) a partir del nivel cero marcado en la figura 4.

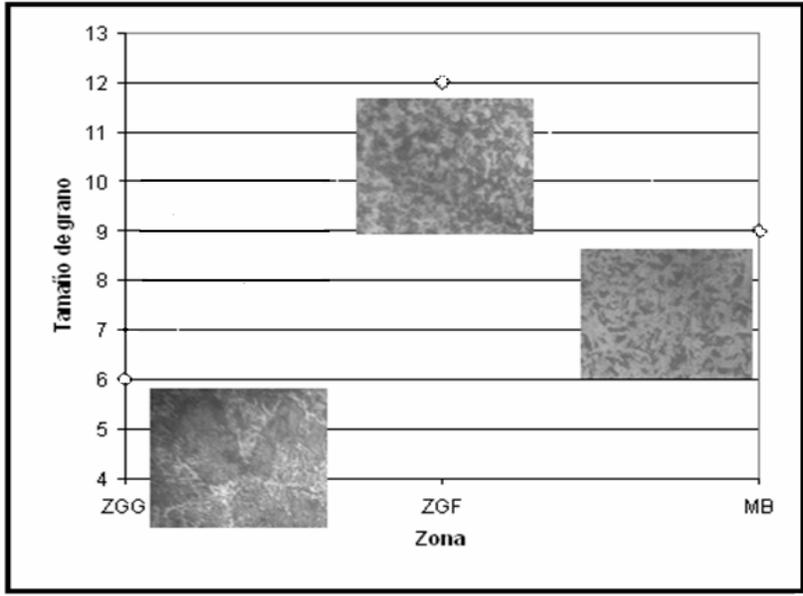


Figura 7. Distribución del tamaño de grano ASTM para la probeta soldada.

Tabla 3. Límites de las zonas fundidas y afectada por el calor en la probeta soldada.

Límite de la zona medido a partir del nivel 0	
Zona fundida (ZF)	Zona afectada por el calor (ZAC)
0.5 mm	3.0 mm

Las Figura 8 muestra el perfil de dureza promedio (tres mediciones en cada nivel) obtenido, empleando

una carga de 500g y con barras de error que abarcan $\pm 5\%$.

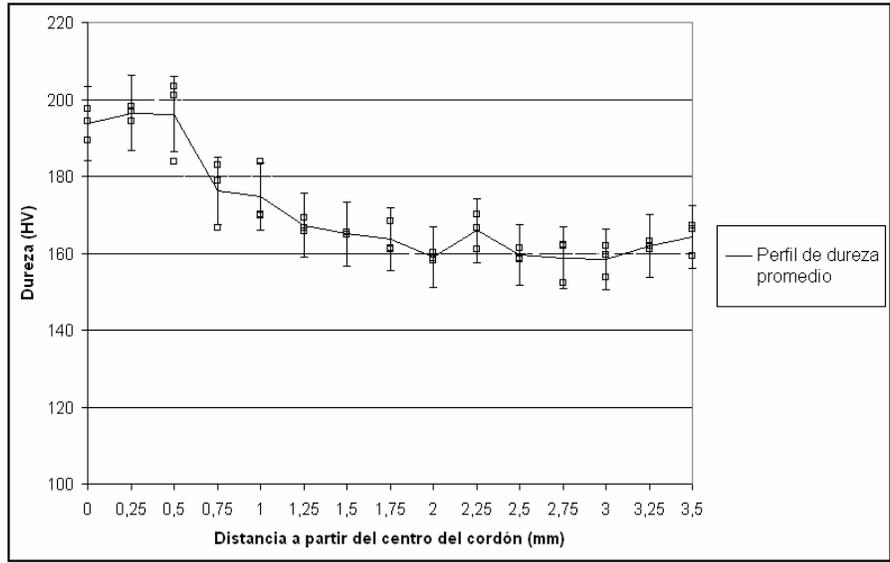


Figura 8. Perfil de dureza de la probeta.

Campos térmicos obtenidos del modelo de elementos finitos y correspondencia con el resultado experimental.

En la Figura 9 se muestra el modelo con el campo térmico obtenido y la historia térmica de un punto situado en la zona afectada térmicamente.

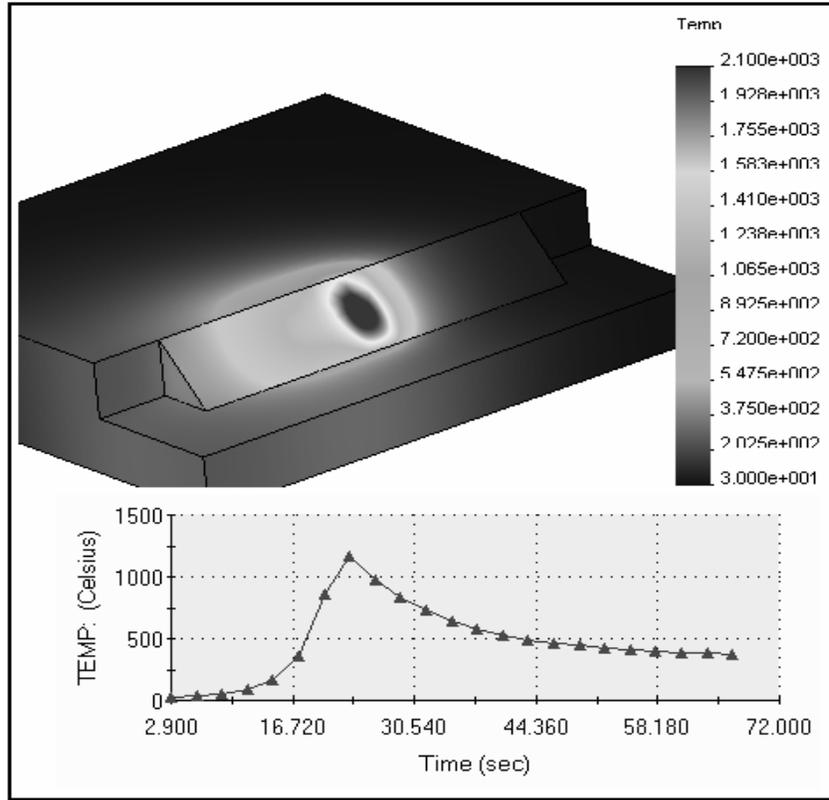


Figura 9. Campo de temperatura en el modelo e historia térmica de un punto situado en la ZAC.

Para eficiencia del proceso de 0.85 y considerando la entrada de calor a través de la superficie del cordón representado en el modelo se obtienen los mejores resultados entre la distribución de temperaturas

determinada en el modelo (con barras de error de 5 % en la figura 10) y la temperatura estimada a partir de las posiciones de los límites de la zona fundida y la zona afectada térmicamente.

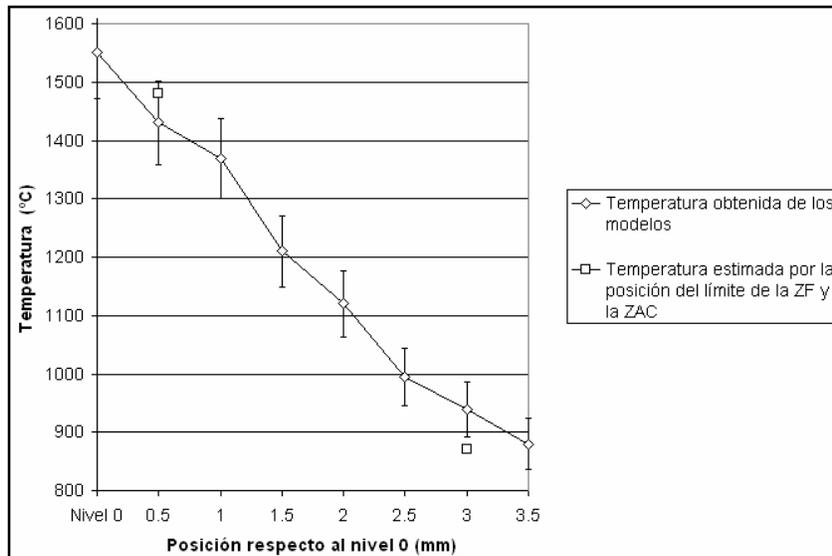


Figura 10. Correspondencia entre el modelo de elementos finitos y la temperatura estimada a partir de la medición de los límites de la ZF y la ZAC.

Discusión

El nivel de correspondencia entre el modelo de elementos finitos y los resultados experimentales puede considerarse como muy bueno pues para el límite de la zona fundida (situada a 0.5 mm del nivel 0), el error entre las temperaturas es inferior al 5 %; para el límite de la ZAC (situada a 3 mm del nivel 0), aún cuando la temperatura de A_{C3} quedó ligeramente fuera del límite del 5 % de error por defecto, debe recordarse que en realidad el límite de la zona de normalizado (o de grano fino) está ligeramente por encima de A_{C3} lo que haría que el resultado cayera dentro del límite del 5 % de error.

El resultado anterior (excelente nivel de correspondencia de los resultados experimentales y de los modelos) demuestra que los errores en la calibración que este método puede traer, debido a las imprecisiones en la determinación del ancho de las zonas y el cálculo de las temperaturas características son aceptables y no lo hacen inferior a los otros métodos mencionados en la introducción del presente trabajo (uso de termopares y obtención de perfiles de dureza); pues en estos también se cometen imprecisiones debido a: el tiempo de retraso de los termopares en la medición de la temperatura de un campo transiente (para el caso de la medición con termopares) y los errores en el cálculo de la dureza a partir del $t/8/5$ y la composición química empleando relaciones empíricas de uso más o menos general (para el caso de los perfiles de dureza).

Es una ventaja de este método de calibración la rapidez y sencillez, pues solo se trata de medir el ancho de las zonas en el microscopio óptico metalográfico, mientras que el empleo de termopares y la medición de perfiles de dureza requieren de mayor trabajo e instrumentos, accesorios y equipos tales como: termopares, puentes de Wheatstone, alambres de compensación, milivoltímetros, microdurómetros, etc.

Referencias Bibliográficas

- Friedman, E. (1980). Finite Element Analysis of Arc Welding. Report WAPD-TM-1438, Department of Energy. USA.
- Lindgren, L. E. (2001). Finite Element Modelling and Simulation of Welding, part 1: increased complexity. "Journal of Thermal Stresses". 24, 141 – 192.
- Francis J. D. (2002). Welding Simulations of Aluminium Alloy Joints by Finite Elements Analysis. Master of Science in Aerospace Engineering Thesis. Virginia Polytechnic Institute and State University. Virginia. USA.
- Zhu X. K., Chao Y. J. (2002). Effects of temperature – dependent material properties on welding simulation. "Computers and Structures". 80. 967 – 976.

Con el desarrollo del trabajo se corroboró que a pesar de no implementarse funciones de distribución del calor (ejemplo: la función de doble elipsoide de Goldak, la función Gaussiana) para simular la entrada del calor provocado por la soldadura a la pieza, la correspondencia entre el campo de temperaturas obtenido por la modelación y el estimado experimentalmente por la medición de los límites de la zona fundida y la zona afectada térmicamente es muy buena. El valor pico de temperatura obtenido en la zona fundida (situado en el entorno de la superficie por la que penetra el calor) es muy alto respecto al real pero este detalle está muy bien discutido en la literatura a partir de la no consideración de las funciones de distribución del calor antes mencionadas y por tanto este valor no debe tenerse en cuenta.

Conclusiones.

1. Es posible calibrar modelos de elementos finitos que simulen campos de temperatura debido a la soldadura, a través de la comparación de estos con los límites de las zonas fundida y afectada térmicamente obtenidos en una probeta soldada.
2. La calibración de los modelos empleando los límites de la ZF y la ZAC se erige como la vía más rápida y sencilla para calibrar modelos de elementos finitos que simulen campos de temperatura debido a la soldadura.
3. La consideración de la dependencia de las propiedades del material con la temperatura (conductividad térmica) contribuye a la solución correcta de los modelos y debe ser empleada a pesar de que sacrifica tiempo computacional.
4. Los picos de temperatura obtenidos para la zona fundida no pueden ser considerados con fines prácticos pues se encuentran sobreestimados debido a la consideración de calor distribuido uniformemente.

- Cisilino A. P., Chapetti M. D., Otegui J. L. (2002). Minimum thickness for circumferential sleeve repair fillet welds in corroded gas pipelines. "International Journal of Pressure Vessel and Piping". 79. 67 – 76.
- Hong J. K., Tsai C. L., and Dong. P. (1998). Assessment of Numerical Procedures for Residual Stress Analysis of Multipass Welds. "Welding Journal", 372s – 382.
- Zúñiga C., Valverde Q., Fosca C. (2003). Modelización del ciclo térmico de una unión soldada multipase por arco por el método de los elementos finitos. Pontificia Universidad Católica de Lima. Perú.
- Wahab M. A., Painter M. J., Davies M. H. (1998). The prediction of temperature distribution and weld pool geometry in the gas metal arc welding process. "Journal of Materials Processing Technology". 77. 233 – 239.
- Fassani R. N. S., Trevisan O. V. (2003). Analytical Modelling of Multipass Welding Process with Distributed Heat Source. "Journal of the Brazilian Society of Mechanical Science and Engineering". 25 (3). 302 – 305.
- Nolan D., Sterjovski Z., Dunne D. (2005). Hardness prediction models based on HAZ simulation for in – service welded pipeline steels. "Science and Technology of Welding and Joining". 10 (6). 681 – 694.
- Wang H. X., Sun J. S., Wei Y. H., Zheng. Y. Y. (2005). Simulation of GMAW thermal process based on string heat source model. "Science and Technology of Welding and Joining". 10 (5). 511 – 520.
- Yurioka N. (2003). NIPPON STEEL Weldability Calculation. "Master Code". Vers. 1.3.
- Rodríguez, H. (1988). "Metalurgia de la soldadura". Editorial Pueblo y Educación. Cuba.
- Bailey, N et al. (1973). "Welding Steels without hydrogen cracking". England: Abington Publishing.
- Bang, I. W., Son, Y. P., OH, K. H., Kim, Y. P., Kim, W. S. (2002). Numerical Simulation of Sleeve Repair Welding of In-Service Gas Pipelines. "Welding Research Supplement, Welding Journal".
- Colectivo de Autores. (1987). "Técnicas de conservación energética en la industria". Tomo I. Edición Revolucionaria. Cuba.
- American Society of Testing Materials. (2001). "ASTM E 112 – 96. Standard Test Methods for Determining Average Grain Size". USA.

Este documento se debe citar como:

Ramos Morales, F., Duffus Scott, A., Rodríguez Pérez, M., Díaz Cedré, E., Pozo Morejón, J. y Jorge Víctor Miguel Oria. (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, pp. 33-42, ISSN: 1665-529X