

Soldadura T.I.G. de acero inoxidable. Modelo numérico para el cálculo de temperaturas en la Z.A.T.

*T.I.G. WELDING OF STAINLESS STEEL.
Numerical modelling for temperatures
calculation in the HAZ*

Eusebio José Martínez-Conesa*

Manuel Estrems-Amestoy*

Valentín Miguel-Eguía**

Antonio Garrido-Hernández*

José Antonio Guillén-Martínez*

Dr. Ingeniero Industrial

Dr. Ingeniero Industrial

Dr. Ingeniero Industrial

Arquitecto Técnico

Ingeniero Técnico Industrial

* UPCT. Cartagena Paseo Alfonso XIII, 52 Edificio Civil, 30203 Cartagena
Tfno: +34 968 325666. eusebio.martinez@upct.es

** UCLM. Albacete. España. valentin.miguel@uclm.es

Recibido: 21/05/09 • Aceptado: 19/02/2010

ABSTRACT

• In this work, a numerical method for calculating the temperature field into the heat affected zone for butt welded joints is presented. The method has been developed for sheet welding and takes into account a bidimensional heat flow. It has built a computer program by MS-Excel books and Visual Basic for Applications (VBA). The model has been applied to the TIG process of AISI 304 stainless steel 2mm thickness sheet. The welding process has been considered without input material. The numerical method may be used to help the designers to predict the temperature distribution in welded joints.

• **Key words:** Numerical simulation, finite difference, welding, field temperatures, stainless steel.

RESUMEN

En este trabajo se presenta un método numérico para calcular el campo de temperaturas en la zona afectada por el calor en la soldadura de dos chapas de acero inoxidable AISI 304 de 2 mm de espesor, soldadas mediante el procedimiento TIG sin aportación de material. Se ha desarrollado un programa informático implementado en libros de cálculo MS-Excel con *Visual Basic para aplicaciones* (VBA). Con este sencillo modelo el ingeniero podrá simular los ciclos térmicos del proceso y predecir el campo de temperaturas en las proximidades del cordón.

Palabras clave: Simulación numérica, diferencias finitas, soldadura, campo de temperaturas, acero inoxidable.

1. INTRODUCCIÓN

El acero inoxidable es un material con unas cualidades estéticas y de mantenimiento que lo han convertido en sinónimo de construcción moderna. Dentro del campo de la ingeniería de estructuras, el acero inoxidable ofrece unas prestaciones de resistencia mecánica, ductilidad y resistencia al fuego tan buena como otros materiales utilizados en la edificación. Estos aceros se usan en lugar

de los convencionales por sus excelentes propiedades tales como: resistencia a la corrosión y buenas propiedades a alta temperatura.

Las primeras normativas sobre acero inoxidable se basan en las reglas de diseño establecidas para acero al carbono. En la última década se ha impulsado el estudio del comportamiento estructural del material y se han desarrollado reglas de diseño para explotar todo su potencial en la edificación. En relación con la normativa europea, destaca el Eurocódigo 3 Parte 1-4 "General rules – *Supplementary Rules for stainless steel*, ENV-1993-1-4" [1], que proporciona unas normas complementarias para el diseño de estructuras de acero inoxidable. La tendencia europea actual es unificar normativas para el acero inoxidable y para el acero al carbono, y disponer de un número limitado de reglas de diseño que sustituyan a las del acero al carbono en aquellos elementos que se vean afectados por las diferencias mecánicas existentes entre ambos materiales. Es destacable la importancia de poder utilizar modelos de simulación basados en métodos numéricos para que el ingeniero pueda predecir el campo de temperaturas en la junta de unión de un acero inoxidable estructural. El acero inoxidable austenítico, AISI 304, necesita

menos calor para producir la fusión porque funde a 1400°C, conduce el calor mucho más lentamente que los aceros al carbono, lo que produce gradientes de temperatura más pronunciados y esto produce deformaciones permanentes. Una transmisión de calor más lenta a través del metal base implica que la zona soldada permanece caliente durante más tiempo y, por lo tanto, se produce una mayor precipitación de carburos de cromo.

En los procedimientos de soldadura por arco eléctrico, el aporte de energía se realiza en una zona localizada alcanzándose temperaturas muy superiores a la temperatura de fusión del material base. Las altas diferencias de temperatura que se establecen entre la zona de aplicación del calor y las zonas adyacentes a ésta, junto con la buena conductividad térmica que presentan los metales a soldar originará un importante flujo térmico que condicionará las estructuras y propiedades resultantes tanto en el cordón de soldadura como en las zonas cercanas a él. Cuando se analizan los efectos perjudiciales que el ciclo térmico de soldeo puede producir sobre la pieza soldada, el interés no se centra necesariamente en la zona de fusión o cordón de soldadura, sino también en la zona cercana a éste, denominada zona afectada térmicamente (ZAT), que suele presentar una menor ductilidad que el propio cordón (Figura 1). Por lo tanto, el conocimiento de la evolución de la temperatura en los alrededores del cordón de soldadura, durante el proceso de soldeo y hasta que la temperatura sea inferior a aquélla que provoca cambios en las propiedades del material, es vital para determinar el grado de debilidad en el que ha quedado la ZAT, y para establecer estrategias que minimicen estos efectos térmicos mediante precalentamientos, tratamientos térmicos, colocación de puntos calientes, etc. Para conseguir este conocimiento del campo de temperaturas y evitar la necesidad de recurrir a ensayos experimentales, siempre costosos, se puede hacer uso de métodos analíticos y numéricos que solucionen las ecuaciones diferenciales de la difusión del calor.

Los métodos analíticos son los más atractivos puesto que de casos simples es posible obtener soluciones y conclusiones de las que el ingeniero puede servirse para ajustar los parámetros de soldadura, y evitar los defectos indeseados que aparecen en la ZAT. Una de las primeras soluciones que se pueden encontrar en la literatura fue la de Suárez *et al.* [2] que, usando soluciones particulares de la ecuación de difusión bidimensional y en sólidos, las aplicó con éxito a la soldadura, determinando el campo de temperaturas en el entorno del cordón. Recientemente Nguyen *et al.* [3,4] ha presentado dos trabajos en los que, partiendo de una fuente de calor de doble elipsoide, determina la forma del baño líquido y su evolución a lo largo del proceso de soldeo. Ambos métodos tienen el inconveniente de no tener en cuenta el calor latente de cambio de fase, lo cual afecta claramente a la difusión del calor.

Desde la aparición de programas de elementos finitos (ANSYS, ALGOR, NASTRAN, etc.), una solución muy recurrida ha sido la utilización de estos programas para el análisis de la evolución del ciclo térmico en el proceso de soldadura, tal como se puede ver en los trabajos realizados por Goldak *et al.* [5]. Sin embargo, las dificultades de mallado y la complejidad de los fenómenos que aparecen durante el proceso de soldadura ha hecho que se hayan desarrollado métodos numéricos que tienen en cuenta factores tales como: campos electromagnéticos, transferencia de metal del electrodo al cordón y la interfase líquido-sólido en el cordón. Éstos métodos se centran en la física específica del proceso, así Xu *et al.* [6] han modelizado el proceso de transferencia de metal en cortocircuito en soldadura por arco mediante el método de volúmenes finitos, y Roy *et al.* [7] han obtenido la modelización del proceso de electroescoria mediante el método de diferencias finitas tridimensional.

Sin entrar en la complejidad de los métodos anteriormente descritos, y frente a soluciones analíticas ideales como las aportadas por Suárez *et al.* [2] y Nguyen *et al.* [3,4], el método presentado tiene en cuenta los cambios de fase determinando la fracción líquida en cada punto del cordón, además de una mayor flexibilidad en la definición de la fuente de calor. Algunas ventajas del procedimiento implementado, en comparación con otros métodos numéricos tales como el de los **elementos finitos** son: proporcionar unos tiempos de resolución mucho menores, la sencillez de su uso, se utiliza en cualquier ordenador que tenga instalado MS-Excel. Una recopilación de los trabajos más recientes, donde se describan técnicas modernas de cálculo numérico para analizar estos problemas, aparecen citadas en las referencias [8,9].



Figura 1: Zona Afectada Térmicamente (ZAT)

2. MODELO TEÓRICO

2.1 ANÁLISIS DE LA DIFUSIÓN DEL CALOR

Al igual que los métodos analíticos, en el presente trabajo se va a suponer una geometría de una chapa de espesor uniforme d . Será de un material con una conductividad k , un calor específico C_p , una densidad ρ , y una variación de entalpía en el cambio de fase ΔH . En esta primera aproximación, se desprecia la difusión por convección y las fugas de calor a través de los bordes de la chapa. Los parámetros de soldeo: velocidad, intensidad y voltaje se suponen constantes, la

trayectoria de la soldadura es rectilínea y la soldadura se realiza en posición horizontal. Estas restricciones, se pueden liberar fácilmente en la discretización que se realice del procedimiento de soldeo, aplicando variaciones de velocidad, o variando el aporte de calor durante el proceso.

Sea cual sea el procedimiento de soldadura, el modelo de temperatura considerado, se traduce en un perfil de aporte de calor que se irá desplazando a lo largo de la junta de soldeo. Este perfil no tiene porqué tener una expresión analítica, ya que podría modificarse en la misma discretización.

Se parte de la ecuación diferencial de la conducción de calor en flujo bidimensional que se indica a continuación (1).

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{k}{\rho C_p} \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) + \frac{Q}{\rho C_p} \quad (1)$$

La ecuación (2) indica que Q es la suma del calor aportado y el liberado por el cambio de fase de líquido a sólido, siendo x la fracción de material licuado en el intervalo de tiempo de discretización, η el rendimiento térmico de la operación, V la tensión de soldeo, I intensidad de corriente y ΔH_x la variación de entalpía de la fracción del metal base que se encuentra en estado líquido.

$$Q = \eta IV - \rho \Delta H_x \quad (2)$$

2.2. MÉTODO DE DIFERENCIAS FINITAS

En el procedimiento de cálculo desarrollado, la ecuación parabólica en derivadas parciales que representa la difusión de calor se resuelve numéricamente mediante el método de diferencias finitas de **Crank-Nicolson** [10] y el aporte térmico es simulado mediante un patrón de doble elipsoide [5]. No obstante, la discretización y el programa permiten implementar perfiles de fuentes de calor muy diferentes. La fuente de calor tiene una velocidad y trayectoria determinada. La fracción líquida se calcula en cada punto cada vez que se supera la temperatura de fusión teniendo en cuenta el calor latente del material tanto en la fusión como en la solidificación del cordón al alejarse la fuente de calor.

La discretización geométrica se ha realizado teniendo en cuenta el tamaño de la zona del material a modelizar, el tiempo que se desee emplear en el cálculo y la limitación

$$T_{i,j}^{n+1} = \frac{1}{1+4\alpha} \left(T_{i,j}^n (1-4\alpha) + \alpha (T_{i-1,j}^n + T_{i+1,j}^n + T_{i,j-1}^n + T_{i,j+1}^n + T_{i-1,j}^{n+1} + T_{i+1,j}^{n+1} + T_{i,j-1}^{n+1} + T_{i,j+1}^{n+1}) - Q \right) \quad (7)$$

de las columnas que tiene la hoja de cálculo. Si Δx es el tamaño del elemento discretizado, teniendo en cuenta que éste es el mismo en las dos direcciones perpendiculares, las discretizaciones en x tienen subíndice i , las de y tienen

subíndice j y las de tiempo superíndice n , se obtienen las ecuaciones (3), (4) y (5) para la variación de la temperatura en el tiempo y en el plano.

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{T_{i,j}^{n+1} - T_{i,j}^n}{\Delta t} \quad (3)$$

$$\frac{\partial T}{\partial x} = \frac{1}{2} \left(\frac{T_{i+1,j} - T_{i-1,j}}{\Delta x} \right) \quad (4)$$

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} = \frac{1}{2} \left(\frac{T_{i+1,j} + T_{i-1,j} - 2T_{i,j}}{\Delta x^2} \right) \quad (5)$$

Se consideran las características térmicas intrínsecas del material agrupadas en el parámetro α , cuya definición aparece en la expresión (6).

Si se sustituyen en la ecuación general de difusión del calor las expresiones (3), (4) y (5), y se introduce el parámetro α , se obtiene finalmente la expresión (7) que indica la temperatura en cada punto.

$$\alpha = \frac{k \Delta t}{4 \rho C_p \Delta x^2} \quad (6)$$

Las condiciones de contorno se aplican igualando en la ecuación (7) las temperaturas de dos puntos consecutivos en el borde, de modo que se obtienen ecuaciones nuevas para los puntos de contorno. Esto se basa en el hecho de que el flujo de calor entre dos puntos con la misma temperatura es nulo, siendo esta condición conocida como condición de contorno de **Von Neumann**.

En el caso de que la temperatura de un punto supere a la temperatura de fusión, T_p , se procede a calcular la fracción de masa del elemento licuado, manteniendo la temperatura en el punto de fusión. Para ello, se despeja x de la ecuación (7) particularizando el valor de las diferentes $T_{i,j}$ al valor T_p . Del mismo modo se procede cuando el líquido sobrecalentado tiene una temperatura inferior a la temperatura de fusión calculando, en este caso, la fracción de masa solidificada.

El sistema de ecuaciones resultante se resuelve mediante iteraciones por **Gauss**. La convergencia es lenta, pero se evita la elaboración de matrices y la inversión directa del sistema resultante. El número de iteraciones será el suficiente

para observar que el cambio entre el resultado de soluciones no discrepa más del 2%. Este valor puede ser menor con el fin de disminuir también el error parabólico generado en la resolución.

2.3. PROCEDIMIENTO DE CÁLCULO

La implementación del procedimiento de cálculo descrito se ha realizado utilizando hojas de cálculo MS-Excel con *Visual Basic para aplicaciones* (VBA), dada la sencillez y gran difusión de estos programas. Este tipo de formato facilita la intercambiabilidad con otros programas y su interrelación con otros libros de cálculo utilizados por los ingenieros.

El código de programa VBA ocupa 500 líneas, lo cual hace que se haya implementado en poco tiempo, sea fácilmente comprensible su lectura, y se pueda modificar añadiendo nuevos factores o cambios adaptándose al problema concreto que se analiza. Para introducir los datos se utiliza la primera hoja de cálculo implementada, que es la que contiene las propiedades térmicas y físicas del material, geometría, voltaje, corriente, velocidad, tamaño de discretización, y patrón de aporte de calor que es el perfil de la fuente de calor ya discretizado.

A partir de estos datos se calculan los términos de las ecuaciones mediante las fórmulas de la propia aplicación informática MS-Excel. Entre estos parámetros se encuentra la cantidad de calor aportado por intervalo de discretización de tiempo, el valor de α , y el ritmo con el que avanza el electrodo, o velocidad de soldeo.

A partir de los datos anteriores, hay 5 hojas de cálculo en las que queda representada la discretización de la chapa a soldar. Cada celda representa un punto de discretización de dicho material. Cada una de las 5 hojas de cálculo representa el valor de una característica, sea temperatura o fracción líquida en el instante n y $n+1$, y la posición de la fuente de calor en el instante $n+1$. El cálculo de las temperaturas y fracciones líquidas se realiza en el instante $n+1$. En cuanto la solución ha convergido se copian los resultados en el instante $n+1$ en las hojas del instante n , se registran los datos en "Resultados", se reposiciona el aporte de calor, y se procede al cálculo del siguiente intervalo de tiempo. La distribución en hojas de cálculo se indica en tabla 1.

Nº HOJA	DESCRIPCIÓN
1	Temperatura en el instante n
2	Fracción líquida en puntos en instante n
3	Temperatura en instante n+1
4	Fracción líquida en el instante n+1
5	Posición del aporte de calor
6	Resultados

Tabla 1: Distribución hojas de cálculo

En la hoja "Resultados" queda reflejada la evolución de temperatura de los puntos de interés y su representación gráfica.

El mismo libro de Excel contiene un proyecto VBA que contiene un módulo de programación, el cual, usando los objetos de las hojas anteriormente señaladas, aplica fórmulas y realiza los procedimientos para calcular todo el proceso.

2.4. EJEMPLO DE APLICACIÓN DEL MÉTODO NUMÉRICO

Como ejemplo se presentan los datos para la simulación de un caso particular. El procedimiento de soldeo empleado es TIG, la soldadura se realiza en posición horizontal y la posición de los bordes es a tope. Los datos de partida se presentan en la primera hoja Excel y son los que se indican en la tabla 2 particularizados para chapa de acero inoxidable AISI 304. Se han tomado valores fijos para los parámetros en lugar de considerar interpolaciones polinómicas, que son más precisas.

En la tabla 3 se indican los datos geométricos de las chapas a soldar. El cordón de soldadura se realiza a lo largo de toda su longitud. Al ser el problema simétrico, en la hoja de cálculo se representa sólo una de las chapas.

En la tabla 4 se indican datos de los parámetros de soldeo con los que se simula el cordón de soldadura.

T_0	20	[°C]	Temperatura inicial
K	25	[J/msK]	Conductividad de Fourier
T_m	1400	[°C]	Temperatura de fusión
C_p	630	[J/kgK]	Calor específico
ρ	7500	[kg/m ³]	Densidad
ΔH	272000	[J/kg]	Entalpía de cambio de fase

Tabla 2: Datos Térmicos AISI 304

L	75 mm	Longitud
B	30 mm	Ancho
D	1,5 mm	Espesor

Tabla 3: Dimensiones material base

I	79	[A]	Intensidad de corriente
V	15	[V]	Voltaje
v	0,0034	[m/s]	Velocidad de soldadura

Tabla 4: Parámetros de soldeo

La discretización bidimensional tiene una relación de aspecto de uno es a uno. El intervalo de tiempo se ha tomado pequeño para disminuir el error parabólico y con un valor que depende de la velocidad y de la discretización. En la tabla 5 se indican los datos de discretización seleccionados.

Δx	0,0005	[m]	Dirección del movimiento
Δy	0,0005	[m]	Dirección perpendicular al movimiento
Δt	0,146667	[s]	Intervalo de tiempo entre pasos

Tabla 5: Datos Discretización

2.5 RESULTADOS MÉTODO NUMÉRICO

La evolución temporal de las temperaturas en la zona central de la chapa, tomada en puntos de la línea perpendicular al eje del cordón de soldadura es la indicada en la Figura 2, donde cada línea de la gráfica nos indica el ciclo térmico de soldeo a diferentes distancias del eje de fusión de la junta soldada. El ejemplo correspondiente a la Figura 2, corresponde a una discretización del mallado de la chapa de 0.5 mm. Por tanto, la distancia de cada isoterma al eje del cordón será de 0.5, 1, 1.5, 2, 2.5 etc.

En las Figuras 3, 4 y 5 se representa gráficamente la simulación del campo de temperaturas en la zona afectada térmicamente por el calor producido durante el proceso de soldeo. Partiendo de datos experimentales [11] podemos afirmar que solo una franja de la chapa alcanza los 550 °C, considerada esta temperatura como crítica desde el punto de vista de la precipitación de carburos en este acero. Entonces, en el modelo matemático solamente tenemos en cuenta las líneas que están por encima de esta temperatura. Con este modelo se calcula la dimensión de la ZAT, la velocidad de enfriamiento de cada punto, la cantidad de metal base fundido, y se estima la severidad del cambio en la microestructura y otras propiedades del cordón de soldadura. Todo esto afecta a la resistencia y calidad final de la soldadura.

El análisis de la ZAT se ha realizado para diferentes valores del rendimiento térmico, η . En la Figura 3 se representa para una hipótesis de un rendimiento térmico de

0.6. La Figura 4 corresponde a un rendimiento de valor 0.45 y en la Figura 5 se considera 0.3. Se observa que cuanto menor es el rendimiento térmico del procedimiento de soldadura menor es la dimensión de la zona afectada térmicamente del metal base. Por lo tanto, para un rendimiento térmico de 0.6 la dimensión obtenida para la ZAT es de 7.5 mm (Figura 3). Para un rendimiento térmico de 0.45 la dimensión de la ZAT es de 6.5 mm (Figura 4) y para un valor de 0.3, la dimensión de la ZAT es de 4 mm (Figura 5).

3. VALIDACIÓN EXPERIMENTAL

Para contrastar el modelo de simulación térmica se han realizado soldaduras en chapas de acero inoxidable AISI 304 de 1.5 mm espesor durante las cuales se han tomado medidas de temperaturas en puntos cercanos al cordón. Para ello se ha realizado el montaje de un banco de pruebas de soldaduras, con termopares que van tomando las temperaturas en la parte inferior de la chapa. Se han usado termopares tipo K colocados a una distancia de 5, 10 y 15 mm del eje del cordón de soldadura.

El montaje de los termopares se puede observar en la Figura 6 y 7, el montaje final en soldadora automatizada se observa en la Figura 8 y 9 y los resultados registrados por los termopares para este caso se observan en la gráfica de la Figura 10.

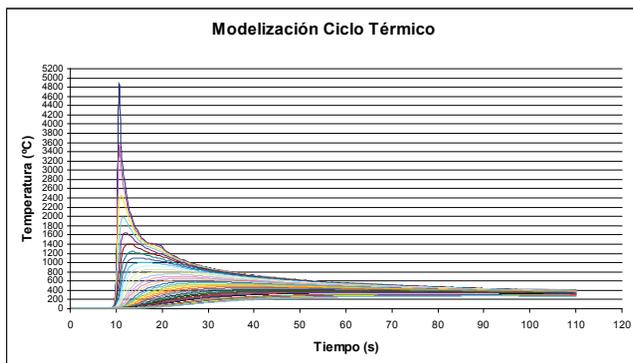


Figura 2: Simulación del ciclo térmico de soldeo

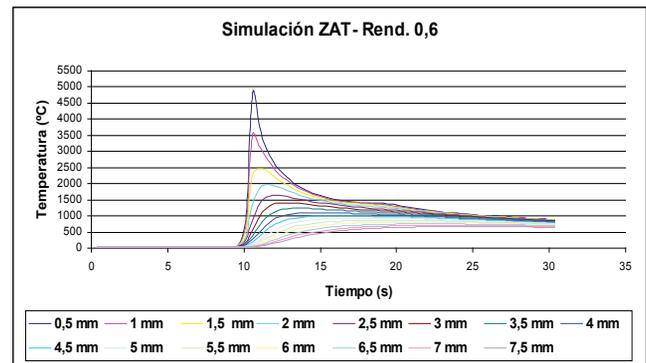


Figura 3: Simulación del ciclo térmico en la ZAT para un rendimiento de 0.6

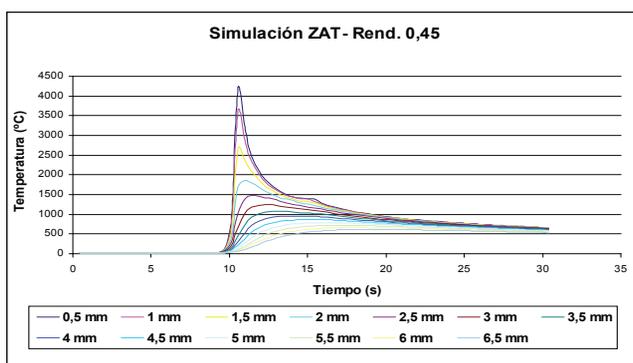


Figura 4: Simulación del ciclo térmico en la ZAT para un rendimiento de 0.45

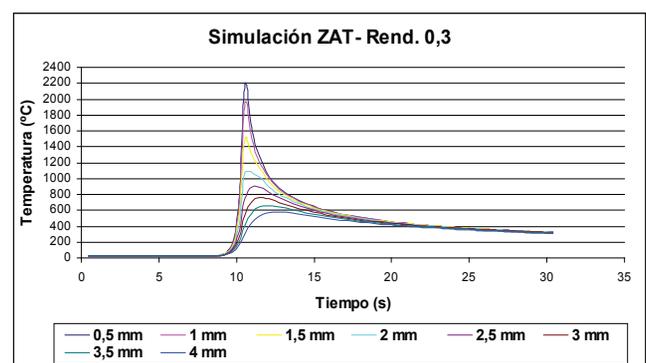


Figura 5: Simulación del ciclo térmico en la ZAT para un rendimiento de 0.3

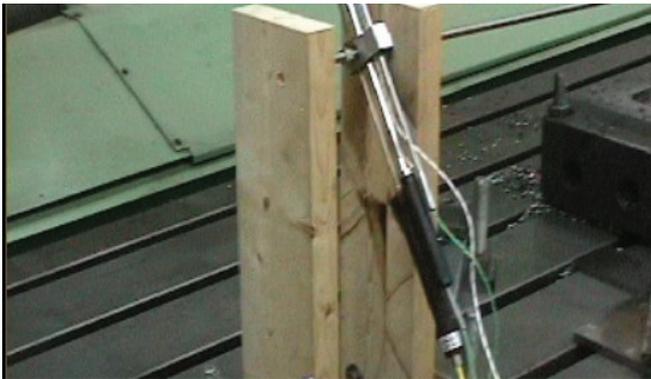


Figura 6: Montaje de termopares en banco de pruebas



Figura 7: Termopares en contacto con metal base



Figura 8: Procedimiento de soldeo TIG

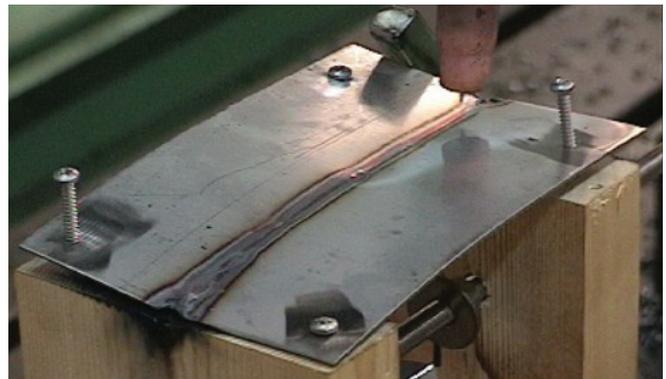


Figura 9: Configuración del banco de pruebas para soldadura

Como se puede observar, las curvas de temperatura de la Figura 10 tienen las mismas características que las que resultan de aplicar el método de diferencias finitas proporcionadas por la Figura 2.

4. DISCUSION

Se ha realizado un modelo numérico que permite calcular los ciclos térmicos en cada uno de los puntos de la zona afectada térmicamente. El modelo teórico calcula la distribución de temperaturas en la zona próxima a la junta de

soldadura a partir de las propiedades físicas del material y de las dimensiones de la chapa. Con esta información se puede obtener y representar gráficamente el campo de temperaturas, tal como se indica en la Figura 2.

En la Figura 11 se pueden apreciar dos efectos que son coherentes entre ambos procedimientos. Lógicamente, cuanto mayor es la distancia al cordón de soldadura, la temperatura máxima alcanzada es menor, y además, los máximos no se alcanzan en el mismo instante de tiempo. Si se comparan el ciclo térmico del modelo matemático y el obtenido experimentalmente (Figura 12), se puede apreciar que la velocidad de enfriamiento inicial es mayor en éste último. Por otra parte, no es cierto que las propiedades térmicas del material sean independientes de la temperatura, sobre todo en el caso del acero inoxidable. Los cambios de la difusividad térmica con la temperatura son muy acusados con ésta.

En la Figura 11, se muestran los resultados correspondientes a la soldadura de chapa de 1.5 mm de espesor por un arco de soldadura de aporte térmico conocido y con una temperatura inicial para aquélla de 25°C. En el modelo teórico, la curva superior representa el ciclo térmico en un punto situado a una distancia de 5 mm del centro del cordón, que alcanza una temperatura de 920 °C; la curva inferior se encuentra a una distancia de 15 mm del centro del cordón y alcanza una temperatura de 360 °C; finalmente, la

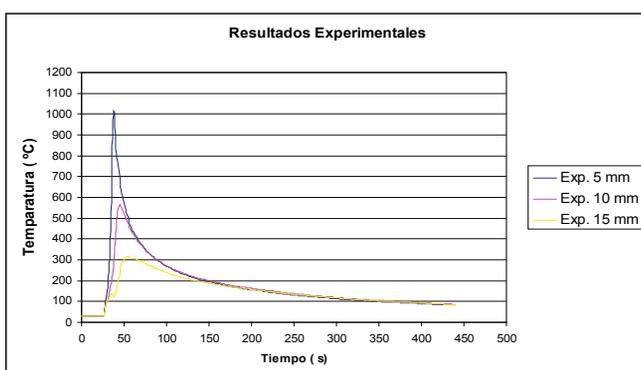


Figura 10: Resultados registrados en los termopares

curva intermedia representa el ciclo térmico a una distancia de 10 mm del centro del cordón. Se puede apreciar que la morfología de las curvas se corresponden perfectamente con la típica de los procesos de soldeo por arco eléctrico.

En el caso del proceso TIG el gas de protección inerte produce un efecto refrigerante sobre el baño de fusión, ya que el gas inerte al no descomponerse en el arco eléctrico no aporta calor a la pieza. En el modelo teórico no está considerado la convección del gas de protección del cordón de soldadura, lo que afecta también al rendimiento de la operación.

En la Figura 11 se analiza el modelo matemático con diferentes rendimientos térmicos de 0.3, 0.45, 0.6. a una distancia del centro del cordón de soldadura de 5 mm, 10 mm y 15 mm. En la bibliografía [11] se pueden consultar los rendimientos térmicos estimados en función del proceso de soldeo utilizado. En cualquier caso, el ajuste del modelo numérico permite predecir y obtener los rendimientos térmicos de los diferentes procesos de soldadura.

El análisis de la Figura 11 permite establecer que, cuando disminuye el aporte térmico, se obtiene una distribución de temperaturas máximas en la zona térmicamente afectada por la soldadura con mayor pendiente. Aumentando el aporte térmico se produce un aumento en la distancia desde el centro del cordón al punto que experimenta una determinada temperatura máxima.

En las Figuras 12, 13 y 14 se representan los resultados de la Figura 11, pero particularizados para cada una de las distancias al eje del cordón de soldadura. En dichas figuras se observa que la curva teórica que más se aproxima a los resultados experimentales corresponde a un rendimiento térmico de 0.6, que se corresponde con el valor del rendimiento térmico que se indica en la bibliografía [11], con lo que la validación del modelo teórico queda demostrada.

4.1. EFECTOS DE LAS CARACTERÍSTICAS TÉRMICAS DEL MATERIAL

De los resultados obtenidos, se puede analizar también el efecto de las características térmicas del material. Así cuanto más baja sea la difusividad térmica del material, más pronunciada será la distribución de las temperaturas máximas y más baja será la velocidad de enfriamiento para un ciclo térmico con una determinada temperatura máxima. Si se contrastan los resultados, se observa que la velocidad de enfriamiento en un punto, obtenida experimentalmente, es mayor. Esto significa que los parámetros térmicos teóricos considerados deberían ser ajustados convenientemente y, en particular el parámetro α de la expresión (6). De todos modos, el modelo teórico es bidimensional y no tiene en cuenta el flujo de calor en el sentido del espesor. La influencia de este factor es mayor para grandes espesores.

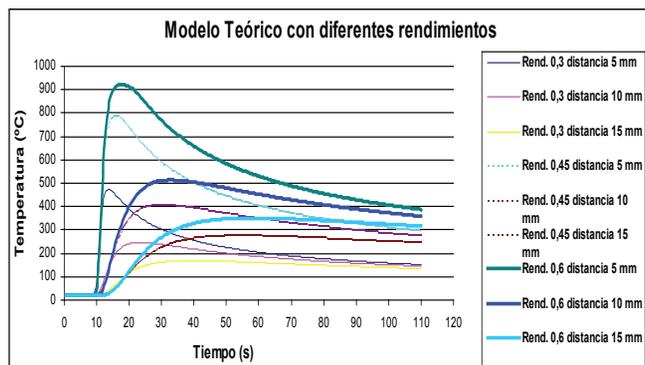


Figura 11: Modelo matemático con diferentes rendimientos térmicos

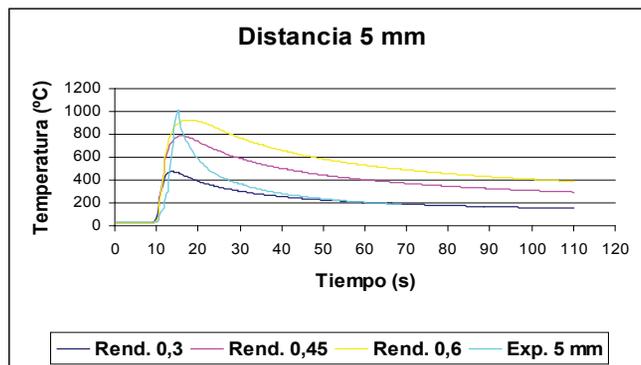


Figura 12: Simulación a 5 mm del cordón

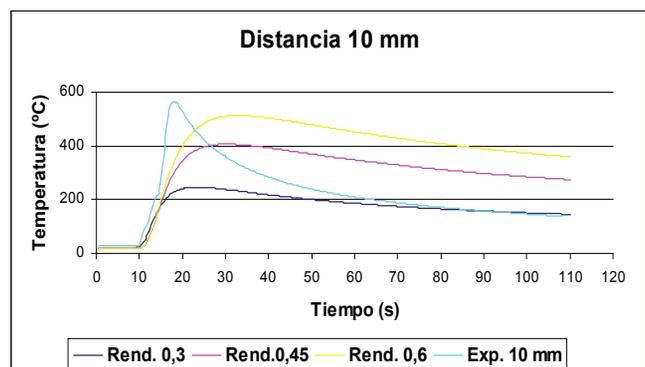


Figura 13: Simulación a 10 mm del cordón

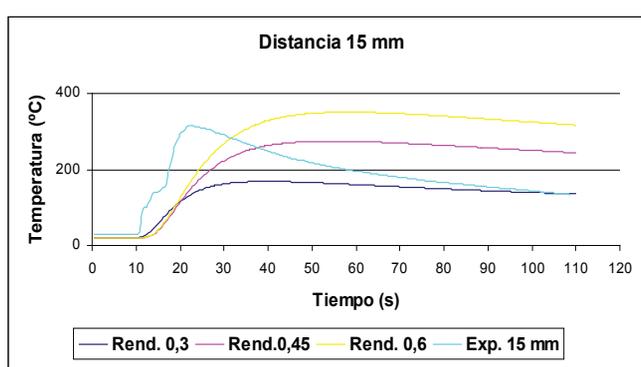


Figura 14: Simulación a 15 mm del cordón

4.2 VALORACIÓN DEL ERROR

En las Figuras 12, 13 y 14 se ilustra una comparativa entre el campo de temperaturas simulado y el calculado experimentalmente, para diferentes distancias al eje del cordón de soldadura. Para analizar el error nos centramos en la Figura 12, ya que está a una distancia más próxima de la zona fundida del metal base, y se observa que la temperatura máxima registrada en el termopar es 1050°C, mientras que las temperaturas máximas calculadas con el método numérico son inferiores para los diferentes rendimientos térmicos calculados: esto se debe a que el método numérico está calculado para la conducción de calor y se han despreciado las pérdidas de calor por convección y radiación, y está calculado para un flujo de calor bidimensional ya que el espesor de la chapa es de 1.5 mm, y en realidad el flujo de calor sería tridimensional; por lo tanto, se tiene un pequeño error entre la simulación y lo registrado en los termopares. Además los termopares tienen un encapsulado cerámico que les proporciona una inercia térmica mucho mayor, lo que hizo que no adquirieran las temperaturas de las partes que no están en contacto con el metal base y que marquen la temperatura con retraso y con valores menores. La imposibilidad de acceder a la temperatura de los puntos exactos más cercanos al cordón hace especialmente útil el método numérico, ya que en estos puntos no se puede medir la temperatura con termopares, porque alcanzan unas temperaturas muy superiores a la temperatura de fusión del acero inoxidable.

5. CONCLUSIONES

El estudio de los ciclos térmicos en soldadura es un campo de investigación amplio y complejo dentro del cual se aplican diferentes herramientas, desde las soluciones analíticas hasta los modelos computacionales y su validación experimental. En este trabajo de investigación se ha implementado en VBA un procedimiento numérico basado en el método de diferencias finitas de **Crank-Nicolson** y adaptado al estudio de la difusión térmica en soldadura por fusión. En los cálculos, a diferencia de los métodos analíticos, se tiene en cuenta la licuación de la junta estimando la penetración, y se pueden utilizar distintos perfiles de aporte térmico, así como geometrías y trayectorias complejas. La disponibilidad y la extensión del programa soporte hace que no se requieran especiales conocimientos informáticos para su implementación y uso. Con una información térmica precisa de todos los puntos próximos al cordón de soldadura, junto con las variables del proceso, se puede obtener y representar gráficamente el campo completo de temperaturas.

Los principales resultados que se pueden obtener del método numérico que se presenta en este trabajo son la evolución temporal del campo temperaturas en cualquier punto de las piezas a soldar, así como el mapa isotérmico en cualquier instante durante el proceso de soldeo. En este caso concreto, el procedimiento de soldadura considerado es por arco con electrodo no fusible y protección gaseosa, TIG.

El uso del presente modelo permitirá el cálculo de la ZAT, de las tensiones residuales y de los alabeos, estableciéndose las condiciones de aporte térmico óptimas en operaciones de soldadura de metales con propiedades físicas y metalúrgicas conocidas. Además, con el método numérico se puede evaluar el rendimiento térmico de un proceso de soldeo, que experimentalmente es muy difícil de obtener.

Una de las limitaciones del modelo matemático es que solamente se puede aplicar a chapas delgadas de espesor máximo de 3 mm, donde el flujo de calor es bidimensional, es decir, que la conducción del calor se efectúa en las direcciones paralelas al plano de la chapa, cuando realmente el flujo de calor siempre disipa en tres direcciones.

Este modelo matemático se puede aplicar para la optimización del tiempo de enfriamiento entre las temperaturas de 800°C-500°C, con la aplicación de una metodología de diseño de experimentos denominada "método de superficie de respuesta" [12].

7. BIBLIOGRAFÍA

- [1] CEN, "Eurocódigo 3-Parte 1-4: Reglas suplementarias para el acero inoxidable", Euro Inox, 2007.
- [2] Suárez JC et al. "Modelización de los ciclos térmicos puntuales y del campo de temperaturas durante la soldadura por arco". Rev. Soldadura, 1991, Vol. 21 p. 65-72.
- [3] Nguyen NT. "Analytical Solutions for Transient Temperature of Semi-Infinite Body Subjected to 3-D Moving Heat Sources" Welding Research- Supplement to the Welding Journal, 1999, Vol. 56 p. 265-274.
- [4] Nguyen NT. "Analytical Approximate Solution for Double Ellipsoidal Heat Source in Finite Thick Plate" Welding Journal, 2004, Vol. 82, p. 82-93.
- [5] Goldak J, Chakravarti A, Bibbi M. "A double ellipsoid finite element model for welding heat sources" IIW Doc. 1985, Vol. 212 p. 603-685
- [6] Xu G, Schultz W, Kannatey E, et al. "Modeling of Metal Transfer in Short Circuiting Arc Welding" Proc. IMECE04, ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition, Anaheim, California, USA, 2004, p. 68-76.
- [7] Roy D, Szecey J, Eagar W. "Mathematical Modeling of the Temperature Profiles and Weld Dilution in Electroslag Welding of Steel Plates". Modeling of Casting and Welding Processes, 1980, p. 197-212.
- [8] Rosas G, Villegas L, Espirante D. "Los modelos numéricos frente al comportamiento de elementos de fabrica ensayados en laboratorio", Informes de la Construcción " 2001, p. 37-47.
- [9] Orta B. "Optimización de laminas reticuladas de una capa". Informes de la Construcción, 2008, Vol. 60 p. 53-72
- [10] Kharab A. "Use of spreadsheet program to solve parabolic partial differential equations using Crank-Nicolson method" Int. J. Math. Educ. Sci. Technol, 1996, Vol. 27-2, p. 261-271.
- [11] Reina M. Soldadura de los aceros. Aplicaciones. 2ª Edición. Madrid. Graficas Lormo, 1988. 239p. ISBN:84-398-6211-3
- [12] Estrems M., Miguel V., Conesa E.M "Optimization of t8/5 for stainless steels arc welding" Dyna 2009 Vol 84 nº 3 p.20-25.