

CARACTERIZACIÓN NUMÉRICO-EXPERIMENTAL DE TENSIONES RESIDUALES EN SOLDADURA MULTIPASADA DEL ACERO S275JR

A. Lopez Jauregi⁽¹⁾, M. Sáez⁽¹⁾, D. Ugarte⁽¹⁾, I. Ulacia⁽¹⁾, J.A. Esnaola⁽¹⁾, I. Martinez⁽²⁾, A. Garro⁽³⁾

*(1) Dpto. de Mecánica y Producción Industrial. Mondragon Unibertsitatea
alopezj@mondragon.edu*

(2) Fagor Arrasate S. Coop.

(3) Koniker S. Coop.

La soldadura por arco eléctrico con protección de gas inerte (MIG) es uno de los métodos de unión más empleados en la industria. Sin embargo, una de las principales problemáticas del proceso es la generación de tensiones residuales (TR) que repercuten de forma directa en la vida a fatiga del componente soldado. A día de hoy predecir las TR requiere realizar la simulación del proceso de soldadura. En la actualidad, uno de los modelos numéricos más empleados a la hora de predecir las TR durante el proceso de soldadura MIG, es el método de Goldak. La principal limitación de este método es que requiere medir la weld pool, con el coste experimental que ello conlleva. Como alternativa, en el presente trabajo se ha desarrollado un modelo numérico basado en la energía empleada en el proceso de soldadura. Para ello, se ha desarrollado una ley que relaciona la energía a aportar en el proceso de soldadura en función de variables de proceso como son la sección del cordón y la velocidad de soldeo. Para validar el modelo propuesto en este estudio, se han realizado las mediciones experimentales del campo térmico. En cuanto al campo térmico, se ha observado una correlación positiva entre los resultados de la simulación y del experimental, obteniendo un error máximo del 3,5% a lo largo del proceso de soldeo. Mediante el método de simulación propuesto en este trabajo se podrán obtener los parámetros idóneos del proceso de soldadura para optimizar los resultados en cuanto a las TR y la vida a fatiga.

1. INTRODUCCIÓN

Debido a su alta productividad, la soldadura por arco eléctrico con protección de gas inerte (MIG) es uno de los métodos de unión más empleados en la industria [1]. En este proceso de soldadura, el calor necesario para fundir el material es generado por un arco que se establece entre un electrodo consumible y el metal que se va a soldar. Debido a la intensa concentración de calor que se genera, las regiones cercanas al cordón de la soldadura sufren severos ciclos térmicos. Estos ciclos térmicos causan calentamientos y enfriamientos no-uniformes en el material, generando deformaciones plásticas y tensiones residuales (TR) en la soldadura. Como bien es sabido, la presencia de TR tractivas en la soldadura, además de los efectos de borde entre el material base y el cordón y los micro defectos en la línea de fusión [1,2], es perjudicial para la vida a fatiga del componente.

No obstante, a día de hoy predecir cuantitativamente el valor de las TR requiere realizar la simulación del proceso de soldadura. Uno de los modelos numéricos más empleados a la hora de predecir las TR durante el proceso de soldadura MIG es el método de Goldak [3]. La principal limitación de este método es que requiere medir el área de metal fundido, también conocido como *weld pool*, con el coste experimental que ello conlleva. Otros autores usan un modelo matemático 3D para el arco de plasma y la transferencia del metal [4-6], la principal limitación de este modelo es que requiere definir de manera adecuada numerosos parámetros, como son la viscosidad del plasma del arco, el coeficiente de tensión superficial, la curvatura de la superficie libre... Como alternativa, en el presente trabajo se ha

desarrollado un modelo numérico basado en la energía empleada en el proceso de soldadura. Para ello, se ha desarrollado una ley que relaciona la potencia a aportar en el proceso de soldadura en función de variables de proceso como son la sección del cordón y la velocidad de soldeo. Esta ley permitirá la realización de diferentes tipos de soldadura sin necesidad de la experimentación.

Debido a la dificultad que conlleva realizar la simulación del proceso de soldadura, los métodos de predicción de vida a fatiga existentes [7-10] no tienen en cuenta el valor cuantitativo de las TR. Con el modelo desarrollado en este artículo, después de obtener las TR, se podrá realizar una predicción de vida a fatiga más precisa [11].

2. PROCEDIMIENTO METODOLÓGICO

Con el propósito de desarrollar una metodología que permita modelizar diferentes tipos de soldadura sin necesidad de realizar una fase experimental previa se ha obtenido en primer lugar una ley de comportamiento empírico que permita identificar los parámetros de entrada del modelo numérico. Para ello, se han realizado mediciones experimentales de la energía aportada en la soldadura para los diferentes tipos de pasadas.

2.1. Procedimiento experimental

Los ensayos de soldadura MIG en automático se han llevado a cabo en una fresadora CNC adaptada para realizar la soldadura en automático (Figura 1). Se ha realizado la soldadura a tope de dos placas con tamaño de 200 x 80 x 10 mm y el material analizado ha sido el acero estructural S275JR [12]. En primer lugar, se han preparado las chapas mecanizando chaflanes de 30° y con un talón de la raíz de 2,5 mm. Se han realizado tres punteados para que la distancia de separación entre las dos chapas se mantenga constante a 2,5 mm.



Figura 1. Máquina y utillaje empleado para realizar la soldadura en automático

Tras la preparación de las chapas, se ha procedido a realizar la soldadura con los parámetros de soldadura homologados por el fabricante (Tabla 1). El material del hilo que se ha empleado para realizar la soldadura es el denominado PRAXAIR M-86 según la norma AWS/ASME SFA 5.18 ER70S-6. En cuanto al tipo de gas que se ha utilizado, es el denominado Stargon 82, que se compone de Ar, CO₂ y O₂.

Número de pasada	Voltaje (V)	Velocidad de hilo (m/min)	Velocidad de avance (mm/min)	Ø hilo (mm)	Caudal de gas (l/min)
1	25,1	9,1	550	1,2	24
2	28,1	9,2	500	1,2	24
3	31,2	10,1	400	1,2	24

Tabla 1. Parámetros utilizados para realizar la soldadura a tope

Para obtener la energía empleada en el proceso de soldadura, se han medido a tiempo real el voltaje y la intensidad mediante el uso de un voltímetro Hameg HZ115 y un amperímetro LEM PR 200.

A partir de las mediciones realizadas, se ha obtenido una ley de comportamiento empírica que relaciona la potencia de la soldadura en función de la sección a soldar y la velocidad de avance. Mediante esta ley, se podrá definir la energía a aportar en la simulación del proceso de soldadura sin la necesidad de realizar las mediciones experimentales específicas para cada pasada, con el ahorro en tiempo que ello supone.

Para validar el campo térmico del modelo numérico, se ha medido la temperatura instantánea durante el proceso de soldadura. Para ello, se han utilizado 10 termopares tipo N (hasta 1200°C) [13] y una cámara termográfica Titanium DC019U-F de alta velocidad (entre 300-1500°C).

Los termopares se han fijado a la chapa en la posición indicada en la Figura 2 mediante soldadura TIG sin aporte de material. En la Figura 2 se pueden observar, los detalles dimensionales de las chapas usadas y la posición donde se fijan los termopares para medir los ciclos térmicos.

Para obtener una mayor precisión en las mediciones realizadas mediante la cámara termográfica se han pintado las chapas de color negro, de este modo se obtiene una emisividad cercana a la unidad. Para calibrar el valor de la emisividad se ha realizado una comparación con la medición térmica de los termopares. Asimismo, la cámara termográfica se ha colocado perpendicular a la superficie de la chapa para evitar el problema de distorsión de la imagen [14].

Los datos térmicos se han adquirido con una frecuencia de 12,5 Hz.

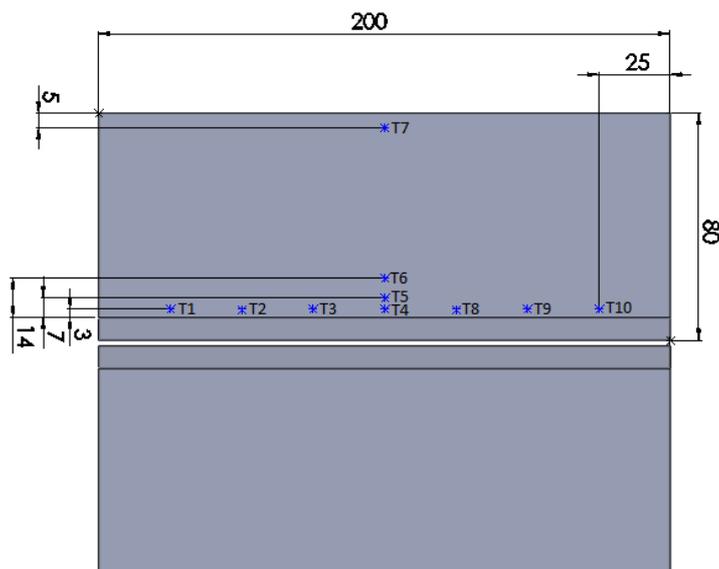


Figura 2. Detalles dimensionales y posición de los termopares (T1, T2, T3...) en las chapas

2.2. Modelo numérico

La simulación termo-mecánica acoplada 3D del proceso de soldadura, ha sido realizada utilizando el programa de elementos finitos Abaqus 6.10-2. Se ha utilizado como elemento base el hexaédrico, combinado con tetraedros para facilitar el mallado de la geometría (*hex-dominated*), siendo ambos elementos de segundo orden. Además, en las zonas de la soldadura y cercanas a esta se ha realizado un mallado más fino (15% del tamaño del elemento base), como se puede observar en la Figura 3.

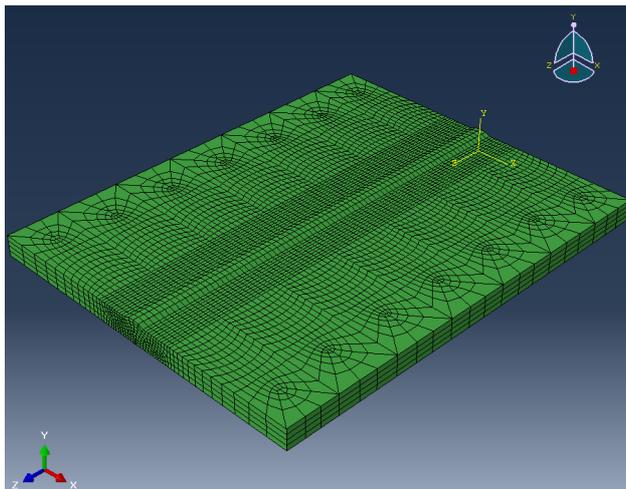


Figura 3. Mallado empleado para realizar la simulación termo-mecánica

Todas las propiedades del material empleadas en el modelo numérico, como son la conductividad térmica, la densidad, la capacidad calorífica, el calor latente, la expansión térmica, el módulo de Young, el límite elástico, el ratio de Poisson y límite de rotura se han definido en función de la temperatura según datos bibliográficos [15].

A partir de la ley obtenida se ha establecido el flujo de calor volumétrico Q , dicho flujo de calor se ha modelizado como una fuente de calor móvil que se desplaza en función de la velocidad de soldeo. Para el material de la soldadura, se ha utilizado el método de morir/renacer (eliminar/ añadir elementos). Mediante este método los elementos inactivos son eliminados del sistema de ecuación y añadidos cuando se activan [15,16].

$$Q = \frac{\eta UI}{V} \quad (1)$$

Donde η es el rendimiento térmico, que para el proceso MIG varía entre 0.7-0.8 [17], U es el voltaje, I la intensidad y V el volumen del cordón de cada pasada. En el presente trabajo se ha realizado la simulación numérica con un rendimiento del 0,8.

Haciendo referencia a las condiciones de contorno térmicas, solo se ha tenido en cuenta la convección mediante el coeficiente de transferencia de calor (h_{conv}). Este coeficiente se ha determinado suponiendo que se da convección natural en placas planas. El fenómeno de radiación se ha considerado despreciable en gran parte de la superficie de la placa y en el área donde la radiación no es despreciable (zona de fusión del cordón), se ha considerado que es lo suficientemente pequeña para que su repercusión sea despreciable.

En cuanto a las condiciones de contorno mecánicas, se han empotrado los dos extremos, tal y como se ha realizado en el apartado experimental.

3. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

3.1. Obtención de la ley de comportamiento

La Figura 4 muestra los resultados de medición de intensidad y voltaje para una frecuencia de muestreo de 5000 Hz (en un tiempo de 0,5 s) y 50Hz (para todo el proceso de soldadura). Comparando los dos resultados, se ha observado que el porcentaje de error que se genera es menor que el 5% (Tabla 2), por lo que se ha considerado valido la medición en un intervalo de 0,5 s.

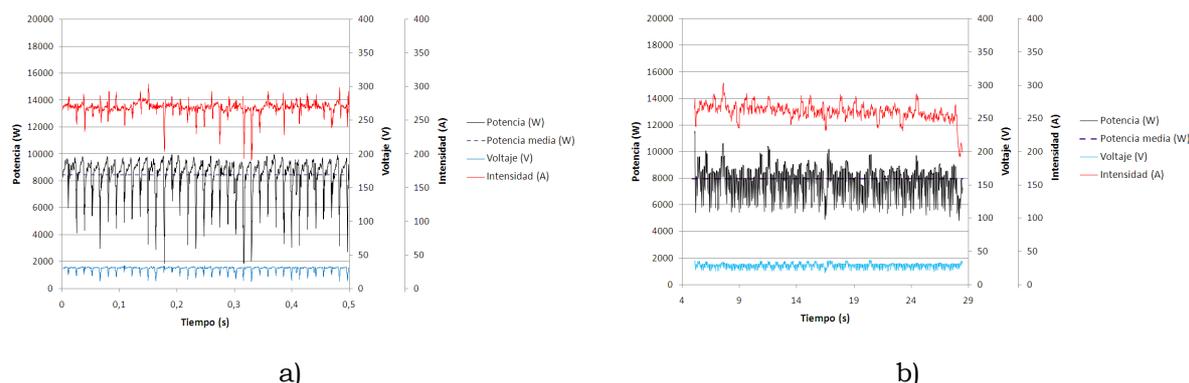


Figura 4. Medición de los parámetros eléctricos para la segunda pasada, a) adquisición durante 0,5 segundos; b) adquisición durante toda la pasada

A partir de las mediciones realizadas para cada pasada, se ha obtenido la potencia media en cada pasada tal y como se muestra en la Tabla 2:

Potencia media (W)						Error (%)		
Adquisición durante todo el proceso de soldadura			Adquisición durante 0,5 s					
1ª pasada	2ª pasada	3ª pasada	1ª pasada	2ª pasada	3ª pasada	1ª pasada	2ª pasada	3ª pasada
7157,99	7905,98	9256,49	7104,40	8233,39	9686,35	%0,75	%3,57	%4,64

Tabla 2. Potencia media calculada para las diferentes pasadas y diferentes tiempos de adquisición

La Figura 5 muestra los resultados que se han obtenido para las diferentes condiciones y la ley de comportamiento empírico que se ha desarrollado.

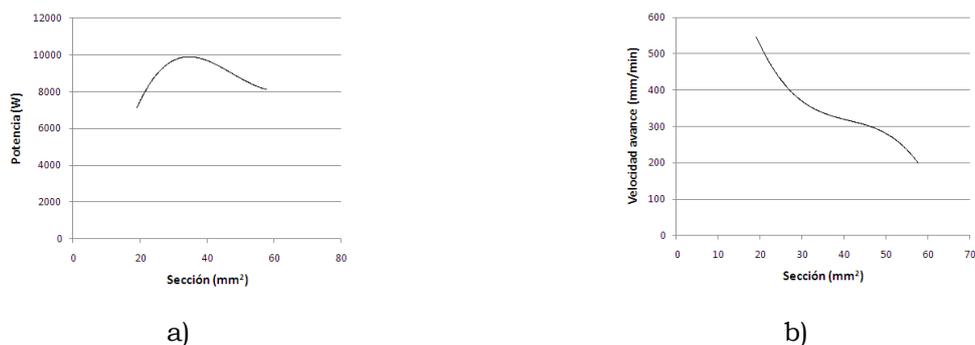


Figura 5. Ley propuesta para poder realizar la simulación termo-mecánica sin necesidad de realizar la experimentación, a) Potencia frente a sección; b) velocidad de avance frente a sección

Seguidamente se pueden observar las ecuaciones empíricas que se han desarrollado para la ley del comportamiento:

$$P = 0,21A^3 - 30,016A^2 + 1324,3A - 8692,6 \tag{2}$$

$$v = -0,0155A^3 + 1,9208A^2 - 81,98A + 1520,2 \tag{3}$$

Donde P es la potencia media generada durante el proceso de la soldadura, A es la sección del cordón de soldadura para cada pasada y v es la velocidad de avance de la pistola.

3.2. Comparación entre los resultados del modelo numérico y los experimentales

En la Figura 6 se muestran como ejemplo la comparación de las mediciones térmicas realizadas mediante los termopares 1 y 3, la cámara termográfica y los valores térmicos calculados mediante el modelo numérico. Se observa que para el termopar 1, el error máximo es de un 2% a lo largo del proceso de soldeo y de un 20% para el enfriamiento. Sin embargo, para el termopar 3, el error máximo es de un 3,5% a lo largo del proceso de soldeo y de un 16% para el enfriamiento. Este aumento del error en el proceso de enfriamiento es debido a las hipótesis que se han realizado en la evacuación del calor al exterior.

Cabe destacar, que en el caso de la cámara termográfica, no se realiza la medición del pico máximo, puesto que cuando se da este, delante del objetivo de la cámara se encuentra el brazo de la soldadura.

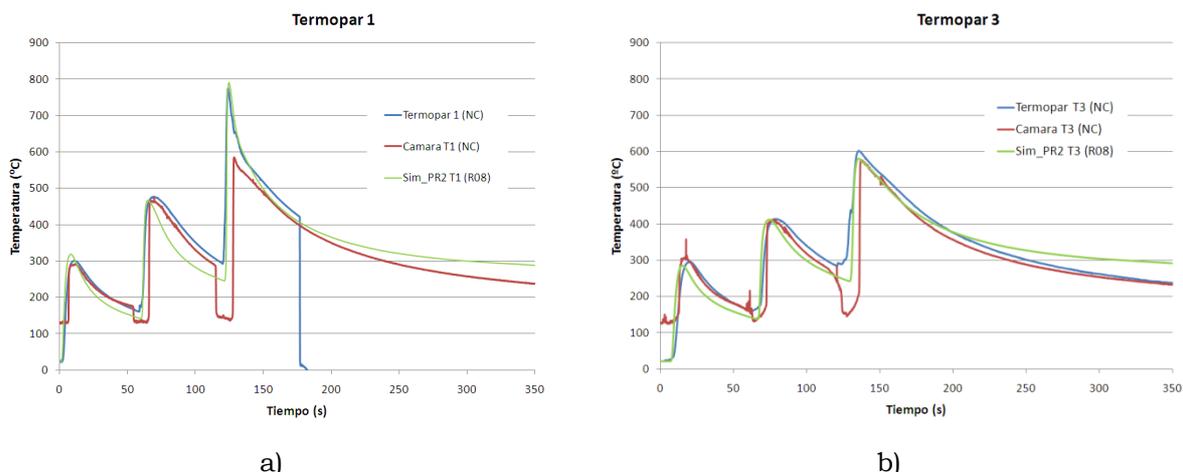


Figura 6. Comparación de la evolución de la temperatura obtenido mediante los diferentes métodos para las posiciones del termopar 1 y termopar 3

En la Figura 7 se muestran el patrón térmico medido con la cámara termografica y el patro obtenido mediante el modelo numérico. Se puede observar que la forma del patrón en el foco caliente presenta dimensiones similares para la misma escala de temperatura, mientras que en la zona de enfriamiento se observan ligeras diferencias a consecuencia del error en las hipótesis de evacuación del calor al exterior.

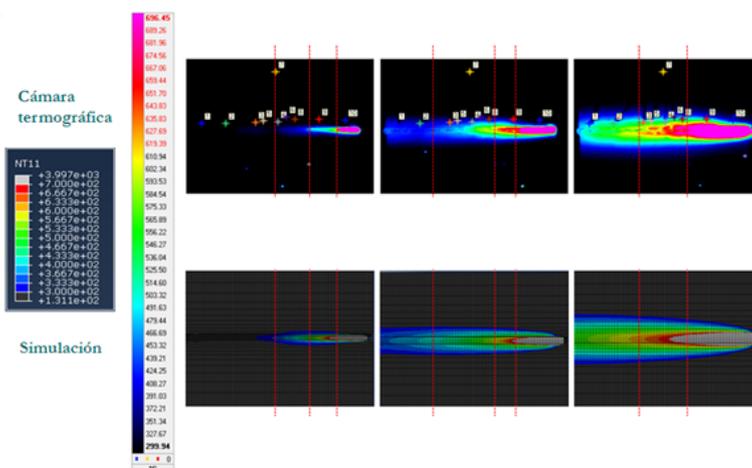


Figura 7. Temperatura medida con la cámara termográfica justo en el instante en el que se acaba de dar la tercera pasada

3.3. Resultado de las TR

En la Figura 8 se observa el patrón de las TR después de que se haya completado el proceso de enfriamiento completamente (temperatura constante igual a 30°C). Los valores de la simulación (Figura 8 a)) que se obtienen son de las tensiones en la dirección X. Según estos resultados las mayores TR se dan en el pie de soldadura y despreciando los valores que dan en los extremos de la chapa.

En cuanto a, los valores que se han graficado en el diagrama (Figura 8 b)) son los valores obtenidos definiendo una línea que se define en la dirección Z, a una distancia constante de 9 mm del pie de soldadura. Según estos resultados los valores máximos de las TR se dan en el centro de la chapa, en cambio los valores mínimos se dan en los extremos de las chapas.

Todas estas afirmaciones confirman lo mencionado en la bibliografía y lo obtenido en los ensayos de fatiga, ya que normalmente las probetas sometidas a fatiga rompen por el pie de soldadura, a no ser que tengan algún micro defecto en la línea de fusión, que en este último caso las probetas rompen por la soldadura [3,10,18-19].

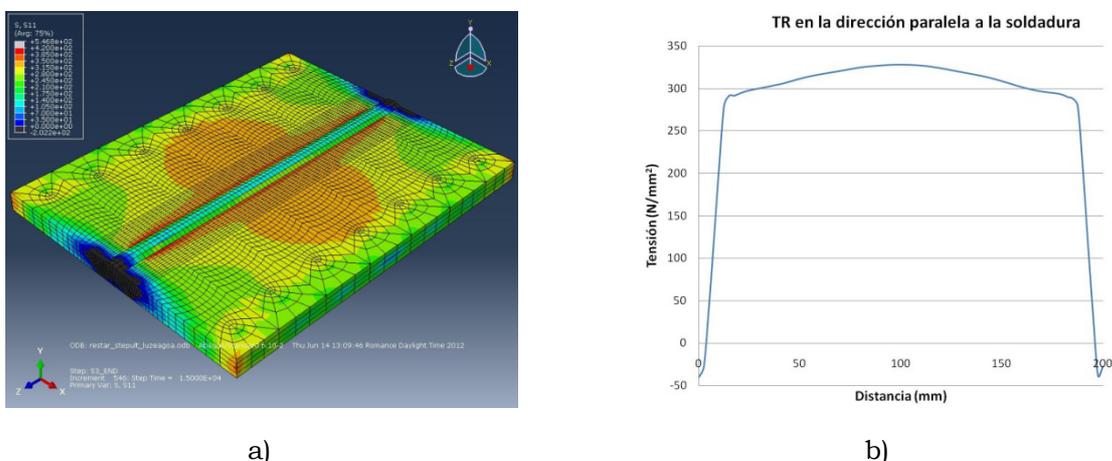


Figura 8. Comparación del patrón de las TR en la dirección x a) para toda la chapa y b) para una línea definida a una distancia constante de 9 mm

4. CONCLUSIONES

Mediante este trabajo se ha desarrollado y validado térmicamente un nuevo método para realizar un modelo de elementos finitos en 3D, que se basa en una ley de comportamiento empírica obtenida a partir de la energía empleada en el proceso de soldadura.

La mayor ventaja de este método es que permitirá la realizar la simulación termo-mecánica de diferentes tipos de soldadura sin necesidad de la experimentación previa, con el ahorro en tiempo que ello supone.

Además de la ventaja mencionada anteriormente, mediante el modelo desarrollado, cabe destacar la precisión que se ha obtenido para el campo térmico (de un error máximo del 3,5 % para la zona de la soldadura).

A pesar de que no se ha validado experimentalmente el patrón de las TR, viendo la elevada precisión del campo térmico, se espera que el campo de TR de unos resultados adecuados. Como línea futura se tendrá que validar este patrón mediante la realización de mediciones experimentales, bien por el método de *Hole-drilling* o bien por el de difracción de rayos X.

De este modo se podrá realizar una predicción de vida a fatiga más real [11], obteniendo resultados menos conservativos que los métodos existentes hoy en día [7-10].

5. REFERENCIAS

- [1] D.S. Naidu, S. Ozcelik y K. L. Moore, *Modeling, sensing and control of gas metal arc welding*, Ed. Elsevier Science, (2003).
- [2] S.J. Maddox, *Fatigue strength of welded structures*, Ed. Woodhead Publishing, (1991).
- [3] J. Goldak, A. Chakravarti y M. Bibby. *A new finite element model for welding heat sources*, Metallurgical and Materials Transactions B, 15(2) (1984), 299–305.
- [4] J. Hu y H.L. Tsai. *Heat and mass transfer in gas metal arc welding. Part I: The arc*, International journal of heat and mass transfer, 50(5) (2007), 833–846.
- [5] J. Hu y H.L. Tsai. *Heat and mass transfer in gas metal arc welding. Part II: The metal*, International journal of heat and mass transfer, 50(5) (2007), 808–820.
- [6] G. Xu, J. Hu y H.L. Tsai. *Three-dimensional modeling of arc plasma and metal transfer in gas metal arc welding*. International Journal of Heat and Mass Transfer, 52(7-8) (2009), 1709–1724.
- [7] A. Hobbacher, *Recommendations for fatigue design of welded joints and components*, International institute of welding, (2008).
- [8] BS 7608:1993. *Code of practice for Fatigue design and assessment of steel structures*.
- [9] EN 1993-1-9: 2005. *Eurocode 3: Design of steel structures- Part 1-9: Fatigue*.
- [10] T. Lassen, N. Recho. *Fatigue Life Analyses of welded structures: Flaws*, ISTE, London (2006).
- [11] A. Lopez, P. Larrañaga, A. Frojan, I. Martinez, A. Garro, I. Ulacia y J.A. Esnaola. *Topera soldatutako S275JR altzairu estrukturalaren nekearekiko bizitza iragarpenen konparaketa eta balioztatze esperimentalak*, Materialen Zientzia eta Teknologiaren I. Kongresua, Arrasate, España, (2012).
- [12] UNE-EN 10025:1994. *Productos laminados en caliente, de acero no aleado, para construcciones metálicas de uso general. Condiciones técnicas de suministro*.
- [13] TC Direct. *Medida y Control de Temperatura*. Catálogo de Productos. 2011/2012
- [14] Infrared training center (ITC), Manual curso Nivel 1.
- [15] J.L. Hansen, *Numerical modelling of welding induced stresses*, PhD thesis, Technical University of Denmark, Department of Management Engineering, (2003).
- [16] I.F.Z. Fanous, M.Y.A. Younan y A.S. Wifi. *3-d finite element modeling of the welding process using element birth and element movement techniques*, Journal of pressure vessel technology, 125(2) (2003), 144–150.
- [17] G. Hernández, J.L. Díaz y B. Pérez, *Manual del soldador*, (2008).
- [18] G. Totten, M. Howes y T. Inoue, *Handbook of residual stress and deformation of steel*, ASM International, (2002).
- [19] M. Peric, D. Stamenkovic y V. Milkovic. *Comparison of residual stresses in butt-welded plates using software packages Abaqus and Ansys*, Scientific technical review, 60(3-4) (2010), 22-26.