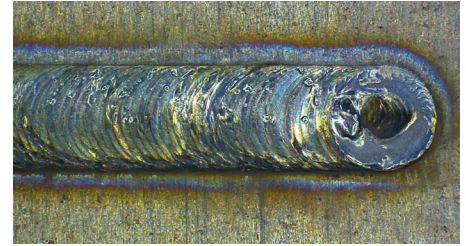


Evaluación de la penetrabilidad de la soldadura láser mediante un modelo analítico



Laser welding depth evaluation by means of an analytic model



Iñigo Hernando-Arriandiaga, Jon Iñaki Arrizubieta-Arrate, Aitzol Lamikiz-Mentxaka y Eneko Ukar-Arrien

Universidad del País Vasco (UPV/EHU). Escuela de Ingeniería de Bilbao. Departamento de Ingeniería Mecánica. Plaza Torres Quevedo 1, - 48013 Bilbao (España).

DOI: <http://dx.doi.org/10.6036/9383> | Recibido: 11/09/2019 • Inicio Evaluación: 11/09/2019 • Aceptado: 19/11/2019

ABSTRACT

- An analytical model has been developed for the laser welding process which, based on multipole theory, predicts the depth of the weld bead at a very low computational cost. For this, the model starts from the thermal field previously calculated considering only the heat transfer by conduction, and includes the influence of the monopoles, dipoles and quadrupoles, which allows considering the finite thickness of the sheet to be welded, the latent heat of the material and the internal movement of the molten material, respectively. The model has been experimentally validated for Inconel 718 and the case in which a wobble strategy is used, which is a combination of linear advance motion and superposed oscillatory motion resulting in a trochoidal trajectory. For the different situations analyzed, and thanks to the consideration of multipole, the model is able to determine the depth of the weld bead with an error below 12%. This is a considerable improvement over the situation in which the multipole effect was not considered and the heat transfer was modelled only by conduction, since in this case around 50% errors are obtained, which demonstrates the validity of the model.
- **Keywords:** Laser welding, wobble, analytical model, multipole theory.

RESUMEN

Se ha desarrollado un modelo analítico para el proceso de soldadura láser, que basándose en la teoría de multipolos predice con un coste computacional muy reducido la profundidad del cordón de soldadura. Para ello, el modelo parte del campo térmico calculado previamente considerando únicamente la transferencia de calor por conducción, e incluye la influencia de los monopolos, dipolos y cuadrupolos, lo que permite considerar el espesor finito de la chapa a soldar, el calor latente del material y el movimiento interno del material fundido, respectivamente.

El modelo ha sido validado experimentalmente para el Inconel 718 y el caso en el que se emplea una estrategia de wobble, que es una combinación del movimiento de avance lineal y de un movimiento oscilatorio superpuesto que resulta en una trayectoria trocoidal. Para las distintas situaciones analizadas, y gracias a la consideración de los multipolos, el modelo es capaz de determinar la profundidad de la soldadura con un error por debajo del 12%. Esto supone una mejora considerable con respecto a la situación en la que no se considerase el efecto de los multipolos y se modelizara la transferencia de calor únicamente por conducción, ya

que, en este caso se obtienen errores de entorno del 50%, lo que demuestra la validez del mismo.

Palabras clave: Soldadura láser, wobble, modelo analítico, teoría multipolo.

1. INTRODUCCIÓN

La soldadura láser es un proceso inicialmente desarrollado a principios de la década de los 70 del siglo XX y que ha sido implantado en diferentes sectores industriales. Las principales ventajas que introduce el proceso de soldadura láser son la realización de soldaduras de muy alta calidad, con una penetración muy alta en relación a la anchura y una mínima distorsión debido a que se introduce una densidad energía muy alta pero localizada, manteniendo la energía absoluta empleada en el proceso por debajo de otros procesos de soldadura tradicional. Además, el proceso de soldadura láser es rápido y presenta una alta repetitividad, lo que habilita su aplicación a grandes series de componentes.

El sector de la automoción es probablemente donde más se ha implantado la soldadura láser, siendo hoy día un proceso empleado por todos los fabricantes del sector. La soldadura láser ha permitido reducir el empleo de la soldadura por puntos, donde se aplican entre 5000 y 7000 puntos de soldadura por vehículo [1]. Otras aplicaciones tradicionales de la soldadura láser son el cierre de pequeños depósitos a presión, soldaduras de alta calidad en algunos componentes de línea blanca o la unión de engranajes a árboles de transmisión.

Para aplicaciones donde se requieren cordones de soldadura de mayor penetración, la soldadura láser se combina con soldadura al arco en lo que se denominan procesos de *soldadura híbrida*. Estos procesos se llevan empleando en la industria desde finales de los 80 en sectores como automoción, industria naval y oleoductos para oil&gas [2]. Por otro lado, en los últimos años el empleo de la soldadura láser para aplicaciones en microelectrónica está creciendo de manera sostenida y se espera un fuerte crecimiento en soldaduras de diferentes componentes de vehículos eléctricos incluyendo la soldadura de las propias baterías [3].

Sin embargo, y a pesar de todos estos desarrollos y de las ventajas que introduce la soldadura láser, las aplicaciones en el sector aeroespacial son residuales. Este hecho se debe fundamentalmente a las altas exigencias de certificación que introduce este sector, unido a la aplicación de otras técnicas como la soldadura por haz de electrones o Electron Beam Welding (EBW). La soldadura EBW permite obtener cordones de alta calidad, pero es necesario rea-

lizar un vacío previo antes de su ejecución. Además, se necesitan equipos costosos y el número de fabricantes de sistemas EBW es limitado. Así, a lo largo de los últimos 20 años se está tratando de introducir la soldadura láser en aplicaciones aeroespaciales.

Analizando la situación industrial del sector aeronáutico, éste se ha mantenido relativamente constante frente a las fluctuaciones económicas que han tenido lugar a lo largo de la historia reciente: la crisis del petróleo, la Guerra del Golfo o la crisis financiera de 2008. Desde el inicio del siglo XXI, el tráfico aéreo se ha multiplicado por 2,3, lo que es un claro indicador de la buena salud económica de esta industria. Además, en los próximos quince años se espera que esta cantidad se duplique, con un incremento anual del 4,4%.

emplea en diferentes aplicaciones de automoción, pero no se emplea en la industria aeronáutica todavía.

Hernando et al. desarrollaron un modelo analítico que analiza el proceso de soldadura láser cuando se emplea una estrategia de wobble. Este modelo fue validado para la aleación base níquel Inconel 718 y consideraba las propiedades del material base dependientes de la temperatura, obteniendo un error inferior al 5% en lo que respecta a la anchura del cordón de soldadura en la cara superior [12]. No obstante, dicho modelo no es suficiente para modelizar y cuantificar la profundidad del cordón de soldadura. Para ello, hay que considerar una serie de efectos como el efecto del espesor de la chapa, calor latente de fusión y el movimiento del material dentro del baño fundido. A este fin, se ha desarrollado un

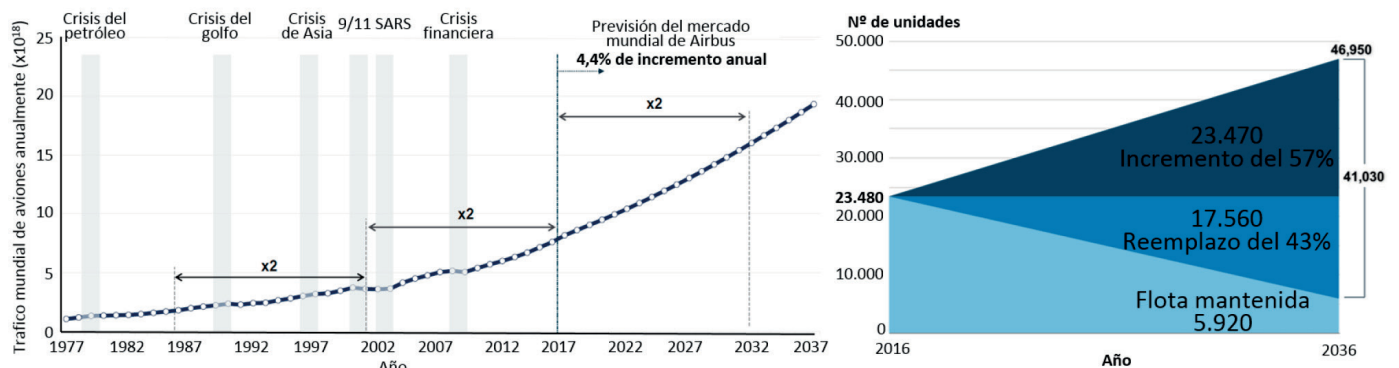


Fig. 1: Estimaciones de la demanda de aeronaves por parte de Airbus (Izq.) y Boeing (Dcha.)

La modelización es una herramienta útil para la predicción del proceso de soldadura, ya que permite relacionar las temperaturas alcanzadas en la pieza irradiada por el láser con la geometría del cordón resultante [5]. Con dicho objetivo diferentes investigadores han presentado modelos numéricos que consideran fenómenos como el movimiento del material dentro del baño fundido generado por el haz láser [6] y la generación del baño inicial o *keyhole* [7]. La principal desventaja de los modelos numéricos es su elevado coste computacional.

Paralelamente, se han ido desarrollando modelos analíticos que permiten calcular el campo térmico resultante de la pieza incidiendo por el haz láser mediante la resolución analítica de las ecuaciones de transferencia de calor. Hagenlocher et al. presentaron un modelo analítico explícito para determinar la microestructura resultante en la soldadura de aluminio 6061 [8], pero el modelo empleado era tan solo bidimensional. Piekarska et al. presentaron un modelo analítico que modelizada analíticamente los cambios de fase para aceros debidos a la soldadura láser [9]. No obstante, a pesar del menor coste computacional de los modelos analíticos, los avances presentados hasta la fecha tienen una aplicabilidad limitada.

Así, en este trabajo se presenta el desarrollo de un modelo analítico de un proceso de soldadura láser aplicado a aleaciones base níquel. El modelo considera el empleo de una estrategia denominada Wobble, que consiste en la aplicación de la soldadura mediante un barrido trocoidal y que permite controlar la anchura total del cordón de soldadura realizado [10], [11]. Esta estrategia se

modelo analítico, que partiendo del campo térmico calculado empleando las ecuaciones de transferencia de calor desarrollados por Carslaw-Jaeger [13] y aplicados a la soldadura por láser, considera la teoría multipolo desarrollada por Nunes [14].

El modelo ha sido experimentalmente validado para distintos parámetros de soldadura y se ha cuantificado la influencia de considerar u omitir los fenómenos previamente definidos. Asimismo, se ha determinado el error que se produce en la profundidad del cordón de soldadura modelizado.

2. MATERIALES Y MÉTODOS

Las aleaciones base níquel son ampliamente empleadas en las turbinas aeronáuticas por las propiedades termorresistentes que ofrecen. Entre las distintas aleaciones, una de las más comunes es el Inconel 718 debido a sus buenas características de resistencia mecánica y corrosión a temperaturas superiores a 500°C. Gracias al alto contenido en níquel que presenta la aleación Inconel 718 [15], es posible obtener una soldadura adecuada que soporta las

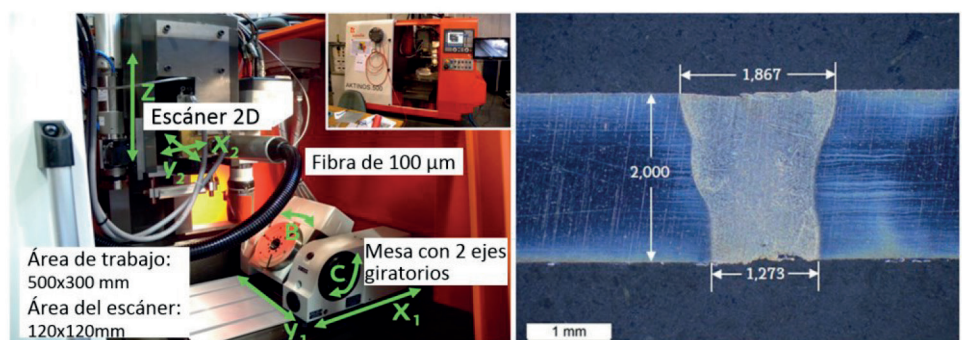


Fig. 2: Disposición de los ejes en la máquina (Izq.) y sección transversal del ensayo nº 2 (Dcha.)

condiciones de operación en los motores de los aviones. Sin embargo, el control de los parámetros de entrada utilizados en el proceso para generar los cordones de soldadura tendrá un efecto directo en la forma resultante del cordón y la microestructura final.

En cuanto al equipo empleado para los ensayos, se ha utilizado una máquina cartesiana KONDIA-Aktinos 500 de tres ejes lineales (X_1 , Y_1 y Z_1) a los que se les puede integrar un plato divisor con dos ejes rotativos adicionales, B y C. Todos ellos interpolados de forma continua en 5 ejes mediante el control numérico FAGOR 8070. Además, en el cabezal se encuentra situado un escáner 2D para el guiado del haz láser con los ejes U y V (X_2 y Y_2). En la Figura 2 se observa la disposición en máquina de cada uno de los ejes mencionados, así como una sección de una soldadura. En todos los ensayos se han empleado chapas de 2 mm de espesor y el haz láser tiene un diámetro de 100 micras en el plano focal.

Los ensayos se han realizado mediante el movimiento simultáneo de uno de los ejes lineales de la máquina y un movimiento oscilatorio de los espejos galvanométricos del escáner, resultando en un movimiento trocoidal del haz láser denominado *wobble*. Para el control del escáner se ha utilizado el control propio del fabricante del láser, Rofin. En concreto, se ha empleado el programa VLM (Visual Laser Marker), capaz de dibujar las trayectorias previamente definidas por el usuario, bien paramétrica o directamente desde un CAD. Mediante este programa, se pueden definir los parámetros del movimiento trocoidal: la velocidad de avance de la longitud en el eje X, la velocidad periférica y las medidas elipsoidales producidas. Asimismo, permite crear diferentes geometrías además de líneas simples como el propio trazo del cordón de soldadura, lo que a su vez permite definir diferentes estrategias de barrido.

Por último, en la Tabla 2 se muestran los parámetros de proceso empleados para la validación del modelo desarrollado. Todos los ensayos se han realizado empleando Argón como gas de protección y un diámetro del *wobble* de 1 mm, donde "P" es la potencia del haz láser, "v" la velocidad de avance lineal y " v_p " la velocidad periférica del movimiento trocoidal.

Debido a que la velocidad periférica del haz láser es aproximadamente 30 veces más rápida que la de avance, se ha aproximado el movimiento del haz láser a un anillo, de tal manera que el modelo considera una fuente de calor anular.

Test	P [W]	v [mm·s ⁻¹]	v_p [mm·s ⁻¹]
1	350	3	84.8
2	500	3	84.8
3	400	5	141.4
4	500	7	197.9

Tabla 1: Ensayos experimentales realizados y los parámetros de proceso empleados

3. MODELO DESARROLLADO

Con el objetivo de modelizar la profundidad del cordón de soldadura láser, se han considerado el espesor finito de la chapa, el calor latente de fusión del material y el movimiento del material dentro del baño fundido, empleando para ello la teoría de los monopolos, dipolos y cuadrupolos [14], respectivamente.

3.1. MONOPOLOS

La fuente de calor láser se representa como monopolos puntuales distribuidos en la pieza (representados por los puntos con un signo "+" en la Figura 3). Para determinar la influencia del calor en una capa situada a una profundidad "z", las fuentes de calor se

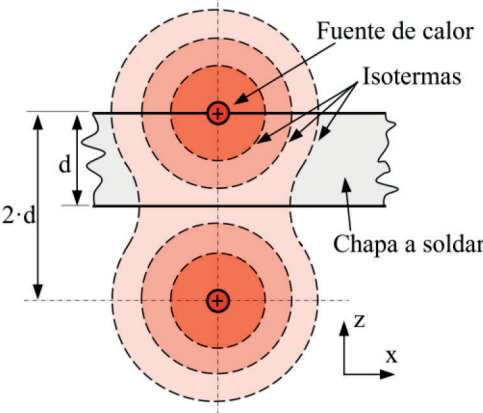


Fig. 3: Representación del modelo monopolo

modelizan con una potencia de "2·P" y separadas por una distancia "2·d", donde "d" es el grosor de la placa y "P" es la potencia del láser.

Siendo "V" una de las soluciones de las ecuaciones de transferencia de calor y (ξ , η , ζ) la posición de la fuente de calor, análogamente a los ejes (x, y, z), el modelo del monopolo se puede definir por medio de las ecuaciones (1-6), donde la ecuación (3) determina el incremento de la temperatura "T" de cada punto de la chapa con respecto a la temperatura en el instante anterior "T₀". En la ecuación (1) "v" es la velocidad de soldadura y "α" es la difusividad térmica del material.

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = -\frac{v}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial x}$$
 (1)

$$V = \frac{1}{4\pi k} \frac{e^{-\frac{v}{2\alpha}(R+x-\xi)}}{R}$$
 (2)

$$T - T_0 = 2P \left[V(R_0) + \sum_{n=1}^{\infty} (V(R_n) + V(R_{n'})) \right]$$
 (3)

$$R_0 = \sqrt{x^2 + y^2 + z^2}$$
 (4)

$$R_n = \sqrt{x^2 + y^2 + (z - nd)^2}$$
 (5)

$$R_{n'} = \sqrt{x^2 + y^2 + (z + nd)^2}$$
 (6)

3.2. DIPOLOS

A medida que el baño fundido avanza junto con el haz láser, a una velocidad lineal de "v" en la dirección del eje positivo "x", el material en el frente de fusión cambia de fase sólida a líquida, mientras que el material en la parte posterior se solidifica, debiendo considerarse los calores latentes de fusión y solidificación, respectivamente. Por lo tanto, la fuente de calor puede representarse por medio de dipolos opuestos, representados mediante "+" y "-" en la Figura 4. La distancia entre los polos es Δξ, generando un par de polos opuestos. Para un tamaño de elemento, "Δξ", suficientemente pequeño, el incremento de temperatura "T" como consecuencia de la consideración de los dipolos se define mediante la ecuación (7), donde "V" es una función determinada por la ecuación (8).

$$T - T_0 \approx Q'_\xi \left(\frac{\partial V}{\partial \xi} \right)_0 = Q'_\xi \cdot V_0 \cdot \left[\left(1 + \frac{x}{R} \right) \frac{v}{2\alpha} + \frac{x}{R^2} \right]$$
 (7)

$$Q'_\xi = \lim_{\Delta \xi \rightarrow 0} 2P \Delta \xi$$
 (8)

$$V_0 = \frac{1}{4\pi k} \frac{e^{-\frac{v}{2\alpha}(R+x)}}{R}$$
 (9)

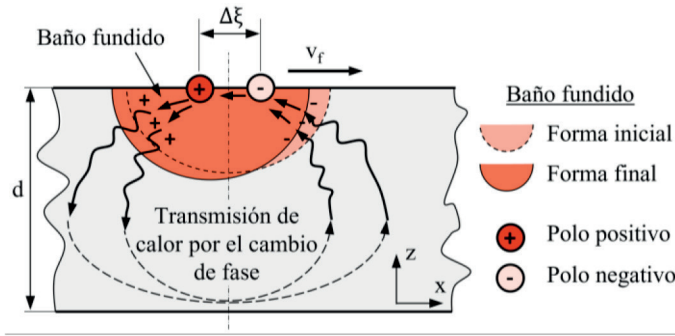


Fig. 4: Representación del cambio de fase empleando dipolos

3.3. CUADRUPOLOS

Una vez que se incluye la influencia de los monopolos y dipolos en el modelo desarrollado, debe considerarse la influencia de los cuadrupolos para simular el movimiento del material fundido, ver Figura 5. El movimiento del material fundido dentro del baño fundido se debe principalmente a la variación de la tensión superficial con respecto a la temperatura y está directamente relacionado con los parámetros del proceso. El material fundido se mueve desde las regiones de presión más alta a las regiones de presión más baja. En consecuencia, en lugar de acumular calor en el centro del baño fundido, el calor se transfiere hacia el exterior o hacia el interior de la pieza, dependiendo de la dirección del movimiento.

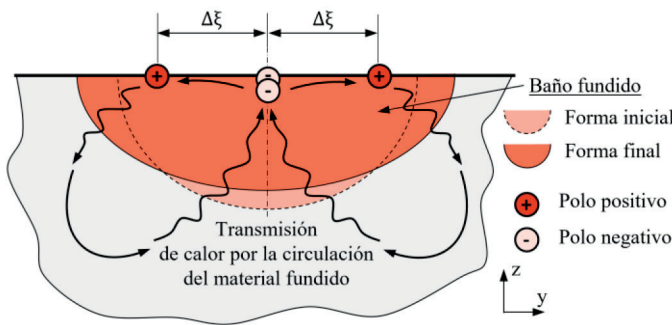


Fig. 5: Representación del movimiento de material mediante Cuadrupolos

Considerando las diferencias finitas centrales, la variación de temperatura se determina de acuerdo con la ecuación (10).

$$T - T_0 = 2P\Delta\xi^2 \left\{ \frac{[V(\xi + \Delta\xi) - V(\xi)]}{\Delta\xi} - \frac{[V(\xi) - V(\xi - \Delta\xi)]}{\Delta\xi} \right\} \quad (10)$$

Cuando se considera un tamaño $\Delta\xi$ de elemento pequeño, se pueden definir las siguientes variables definidas por las ecuaciones (11-13)

$$Q''_{\xi\xi} = \lim_{\Delta\xi \rightarrow 0} 2P(\Delta\xi)^2 \quad (11)$$

$$Q''_{\eta\eta} = \lim_{\Delta\xi \rightarrow 0} 2P(\Delta\eta)^2 \quad (12)$$

$$Q''_{\zeta\zeta} = \lim_{\Delta\xi \rightarrow 0} P(\Delta\zeta)^2 \quad (13)$$

La ecuación (14) modeliza el movimiento del material dentro del baño fundido mediante la consideración de cuadrupolos, donde la segunda derivada de la función "V" con respecto a los distintos ejes se puede definir mediante las ecuaciones (15-17).

$$T - T_0 = Q''_{\xi\xi} \left(\frac{\partial^2 V}{\partial \xi^2} \right)_0 + Q''_{\eta\eta} \left(\frac{\partial^2 V}{\partial \eta^2} \right)_0 + Q''_{\zeta\zeta} \left(\frac{\partial^2 V}{\partial \zeta^2} \right)_0 \quad (14)$$

$$\left(\frac{\partial^2 V}{\partial \xi^2} \right)_0 = v_0 \left[\left(1 + 2 \frac{x}{R} + \frac{x^2}{R^2} \right) \left(\frac{v}{2\alpha} \right)^2 + \left(-1 + 2 \frac{x}{R} + 3 \frac{x^2}{R^2} \right) \left(\frac{v}{2\alpha} \right) \left(\frac{1}{R} \right) + \left(-1 + 3 \frac{x^2}{R^2} \right) \left(\frac{1}{R} \right)^2 \right] \quad (15)$$

$$\left(\frac{\partial^2 V}{\partial \eta^2} \right)_0 = v_0 \left[\left(\frac{y^2}{R^2} \right) \left(\frac{v}{2\alpha} \right)^2 + \left(-1 + 3 \frac{y^2}{R^2} \right) \left(\frac{v}{2\alpha} \right) \left(\frac{1}{R} \right) + \left(-1 + 3 \frac{y^2}{R^2} \right) \left(\frac{1}{R} \right)^2 \right] \quad (16)$$

$$\left(\frac{\partial^2 V}{\partial \zeta^2} \right)_0 = v_0 \left[\left(\frac{z^2}{R^2} \right) \left(\frac{v}{2\alpha} \right)^2 + \left(-1 + 3 \frac{z^2}{R^2} \right) \left(\frac{v}{2\alpha} \right) \left(\frac{1}{R} \right) + \left(-1 + 3 \frac{z^2}{R^2} \right) \left(\frac{1}{R} \right)^2 \right] \quad (17)$$

El valor positivo o negativo de los coeficientes $Q''_{\xi\xi}$, $Q''_{\eta\eta}$ y $Q''_{\zeta\zeta}$ influye directamente en la dirección de circulación del material fundido. Por ejemplo, un valor positivo de $Q''_{\xi\xi}$ y $Q''_{\eta\eta}$ implica un movimiento material hacia el exterior en las direcciones "x" e "y". Además, si $Q''_{\zeta\zeta}$ es negativo, el calor fluirá hacia la zona soldada y el cordón resultante tendrá una geometría más ancha y poco profunda. Por el contrario, si $Q''_{\xi\xi}$ y $Q''_{\eta\eta}$ presentan un valor negativo y $Q''_{\zeta\zeta}$ es positivo, se obtienen cordones estrechos y profundos. Por lo tanto, sus valores deben establecerse de acuerdo con los materiales soldados y los parámetros del proceso.

3.4. INFLUENCIA CONJUNTA DE MONOPOLOS, DIPOLOS Y CUADRUPOLOS

Por lo tanto, considerando la influencia de monopolos, dipolos y cuadrupolos, el incremento de temperatura generado por un haz láser de potencia "P" que se mueve a una velocidad de avance "v" es determinado por la ecuación (20) donde la función G(R) se define en la ecuación (21). Para evitar sumas infinitas y considerando que el valor de las sumas disminuye a medida que aumenta el número de "n", en cada nodo de la malla se considera un máximo de n=5.

$$T = T_0 + P \left[G(R_0) + \sum_{n=1}^{\infty} (G(R_n) + G(R_{-n})) \right] \quad (20)$$

$$G(R) \approx \frac{1}{2\pi k} \frac{e^{-\frac{v}{2\alpha}(R+x)}}{R} \left\{ 1 + \left(\frac{Q'_{\xi\xi}}{P} \right) \left[\left(1 + \frac{x}{R} \right) \frac{v}{2\alpha} + \frac{x}{R^2} \right] + \left(\frac{Q''_{\xi\xi}}{P} \right) \left[\left(1 + 2 \frac{x}{R} + \frac{x^2}{R^2} \right) \left(\frac{v}{2\alpha} \right)^2 + \left(-1 + 2 \frac{x}{R} + 3 \frac{x^2}{R^2} \right) \left(\frac{v}{2\alpha} \right) \left(\frac{1}{R} \right) + \left(-1 + 3 \frac{x^2}{R^2} \right) \left(\frac{1}{R} \right)^2 \right] + \left(\frac{Q''_{\eta\eta}}{P} \right) \left[\left(\frac{y^2}{R^2} \right) \left(\frac{v}{2\alpha} \right)^2 + \left(-1 + 3 \frac{y^2}{R^2} \right) \left(\frac{v}{2\alpha} \right) \left(\frac{1}{R} \right) + \left(-1 + 3 \frac{y^2}{R^2} \right) \left(\frac{1}{R} \right)^2 \right] + \left(\frac{Q''_{\zeta\zeta}}{P} \right) \left[\left(\frac{z^2}{R^2} \right) \left(\frac{v}{2\alpha} \right)^2 + \left(-1 + 3 \frac{z^2}{R^2} \right) \left(\frac{v}{2\alpha} \right) \left(\frac{1}{R} \right) + \left(-1 + 3 \frac{z^2}{R^2} \right) \left(\frac{1}{R} \right)^2 \right] \right\} \quad (21)$$

4. RESULTADOS

En la Figura 6 se muestra una comparativa de la sección transversal real del ensayo n° 4, con respecto al modelo cuando se considera la teoría de los multipolos con distintos grados de complejidad. Por simetría de la soldadura, tan solo se ha mostrado la mitad del mismo. En el caso A se muestra la sección para el caso en el que no se tiene en cuenta la influencia de los polos. En el caso B se incluye la influencia de los monopolos, lo que incrementa la penetración de la soldadura. En el caso C se suma la influencia de los dipolos, y como puede observarse, la influencia del mismo en la profundidad es nula. Por último, en el caso D se considera la influencia de los monopolos, dipolos y cuadrupolos, lo que hace que se incremente considerablemente la profundidad del cordón de soldadura.

Para la validación del modelo se han considerado los siguientes valores para los coeficientes definidos en las ecuaciones (8), (11-13): $Q'_{\xi\xi} = 10^{-3}$, $Q''_{\xi\xi} = -10^{-6}$, $Q''_{\eta\eta} = -10^{-6}$ y $Q''_{\zeta\zeta} = 10^{-5}$. Asimismo, se ha empleado un tamaño de elemento constante de 0,02mm y un incremento de tiempo de 10^{-3} s.

En la Tabla 3 se detallan los resultados obtenidos en los ensayos realizados, así como la influencia de los multipolos en la profundidad de la soldadura modelizada. Los resultados obtenidos se comparan con la profundidad real y se muestra en error del mo-

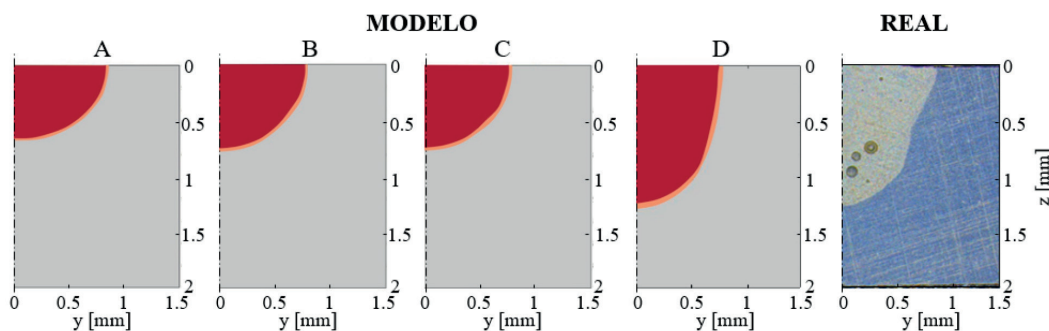


Fig. 6: Comparativa de los resultados para el ensayo nº 4, donde la sección real se compara con el modelo, para las distintas situaciones: A: no se tiene en cuenta polo alguno; B: tan solo se consideran los monopolos; C: se consideran tanto los monopolos como los dipolos; D: se consideran los monopolos, dipolos y cuadrupolos

Test	Profundidad real [mm]	Profundidad simulación [mm]				Error en caso A [%]	Error en caso D [%]
		A	D	C	D		
1	1,51	0,65	0,86	0,86	1,40	56,95	7,28
2	2,00	0,71	1,42	1,42	2,00	64,50	0,00
3	1,21	0,66	0,83	0,83	1,35	45,45	-11,57
4	1,32	0,65	0,75	0,75	1,28	50,76	3,03

Tabla 2: Resultados obtenidos y error del modelo con respecto a la profundidad real

delo para el caso A, cuando no se considera la influencia de polo alguno, y el caso D, cuando se considera la influencia conjunta de monopolos, dipolos y cuadrupolos.

5. CONCLUSIONES

En el presente trabajo se ha desarrollado un modelo analítico basado en la teoría multipolo, que partiendo de un modelo térmico previo que modelizaba la anchura del cordón de soldadura, es capaz de modelizar la profundidad alcanzada. A continuación, se exponen las principales conclusiones a la que se ha llegado tras la realización del presente trabajo.

- Debido a la naturaleza analítica del modelo, la resolución de las ecuaciones planteadas es casi instantánea, lo que permite obtener unos resultados con un coste computacional reducido.
- La consideración de los monopolos incrementa la penetración de la soldadura, pero su consideración no es suficiente para la modelización de la profundidad del cordón. Si se considerase tan solo la influencia de los monopolos, se obtendrían errores de entorno al 29-43% con respecto a la medición experimental.
- La influencia de los dipolos es nula en lo que respecta a la profundidad del cordón, aunque sí que genera un efecto de retraso del baño fundido en la dirección de avance con respecto a la posición del haz láser.
- La inclusión de los cuadrupolos en el modelo incrementa considerablemente la precisión del modelo, lo que significa que la profundidad alcanzada en la soldadura depende principalmente del movimiento interno del material fundido. Hay que tener en cuenta que esta afirmación es válida para el rango de potencias y avances considerados en el presente estudio, ya que una considerable variación de las mismas podría conllevar un cambio del mecanismo de soldadura.
- Al considerarse conjuntamente la influencia de monopolos, dipolos y cuadrupolos, el modelo es capaz de modelizar la profundidad del cordón de soldadura con un error inferior al 12%, obteniéndose este error para el caso del ensayo 3. Hay que tener en cuenta, que, si no se considerase la influencia

de los multipolos en el modelo, se estaría produciendo un error del entorno del 50%, llegando en algún caso hasta el 64%.

REFERENCIAS

[1] Hong KM, Shin YC, "Prospects of laser welding technology in the automotive industry: A review". Journal of Materials Processing Technology. 2017. Vol.245. p.46-69, ISSN 0924-0136

[2] Acherjee B, "Hybrid laser arc welding: State-of-art review", Optics Et Laser Technology, 2018. Vol.99. p.60-71, ISSN 0030-3992, <https://doi.org/10.1016/j.optlastec.2017.09.038>.

[3] Lee, S Et H. Kim, Tae Et Jack Hu, S Et Cai, Wayne Et A. Abell, Jeffrey. "Joining Technologies for Automotive Lithium-Ion Battery Manufacturing: A Review". ASME 2010 International Manufacturing Science and Engineering Conference, MSEC 2010. 2010. DOI: 10.1115/MSEC2010-34168

[4] Elsevier. <https://www.sciencedirect.com>. Último acceso: 30/07/2019.

[5] Mecco S, Cozzolino L, Ganguly S, Williams S, McPherson N, "Laser welding of steel to aluminium: Thermal modelling and joint strength analysis", Journal of Materials Processing Technology, 2017, Vol.247, p.121-133.

[6] Hozyorbakhsh A, Hamdi M, Sarhan AM, Ismail M, Tang C, Tsui G. "CFD modelling of weld pool formation and solidification in a laser micro-welding process". International Communications in Heat and Mass Transfer. 2019, Vol.101, p.58-69.

[7] Farrokhi F, Endelt B, Kristiansen M, "A numerical model for full and partial penetration hybrid laser welding of thick-section steels", Optics Et Laser Technology, 2019, Vol.111, p.671-686.

[8] Hagenlocher C, Fetzer F, Weller D, Weber R, Graf T. "Explicit analytical expressions for the influence of welding parameters on the grain structure of laser beam welds in aluminum alloys". Materials Et Design, 2019, Vol.174, p.107791.

[9] Piekarska W, Kubiak M, Żmindak M. "Issues in Numerical Modeling of Phase Transformations in Welded Joint". Procedia Engineering, 2017, Vol.177, p.141-148.

[10] Shah LH, Khodabakhshi F, Gerlich A. "Effect of beam wobbling on laser welding of aluminum and magnesium alloy with nickel interlayer", Journal of Manufacturing Processes, 2019, Vol. 37, p.212-219.

[11] Kuryntsev SV, Gilmutdinov AK, "The effect of laser beam wobbling mode in welding process for structural steels". International Journal of Advanced Manufacturing and Technology, 2015, Vol.81, p.1683-1691.

[12] Hernando I, Renderos MA, Cortina M, et al. "Inconel 718 laser welding simulation tool based on a moving heat source and phase change". Procedia CIRP. 2018. Vol.74. p.674-678. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2018.08.045>.

[13] Carslaw HS, Jaeger JC, "Conduction of heat in solids". 2nd ed., Oxford University Press, 1989. ISBN 978-0198533689

[14] Nunes AC, "An extended Rosenthal weld model". Weld. J. 62 (1983) 165-170

[15] Haynes International. Material Sales order 810002010-0; Customer reference 20PPO009192; Report No. 20151117074.

AGRADECIMIENTOS

Los autores quieren mostrar su agradecimiento a la Universidad del País Vasco (UPV/EHU) por su financiación económica. Asimismo, se quiere resaltar que el presente trabajo ha sido realizado dentro del proyecto ENVIDIA "Entorno Virtual de Diseño y Fabricación de Turbinas Aeronáuticas" (RTC-2017-6150-4) financiado por el Ministerio Español de Industria y Competitividad.