



Simulación de soldadura de acero hipoeutectoide por arco eléctrico con electrodo de tungsteno y protección gaseosa

Gas tungsten arc welding simulation of a hypoeutectoid steel

Yuniel Ernesto Martínez-Pérez^{1,*}, René Collazo-Carceller¹, Tiel García-Hernández¹, Daniel Cabezas-Abreu¹, Amanda Robau-Porrúa¹

I. Universidad Tecnológica de la Habana José Antonio Echeverría, Dpto. de Tecnología y Construcción de Maquinaria. La Habana. Cuba

II. Universidad de Concepción, Facultad de Ingeniería. Concepción, Chile

* Autor de correspondencia: yunimape91@gmail.com

Este documento posee una [licencia Creative Commons Reconocimiento-No Comercial 4.0 internacional](https://creativecommons.org/licenses/by-nc/4.0/)



Recibido: 5 de diciembre de 2022

Aceptado: 2 de febrero de 2023

Resumen

El objetivo del trabajo fue simular los esfuerzos residuales y la distorsión de una soldadura por arco eléctrico con electrodo de tungsteno y protección gaseosa de un acero hipoeutectoide, empleando el método de los elementos finitos, las transformaciones microestructurales teniendo en cuenta el efecto del material de aporte, elemento poco estudiado en la literatura especializada que se enfoca más en soldaduras autógenas. La modelación se dividió en dos etapas: una simulación térmica y una simulación estructural. Fueron empleadas las propiedades termo - dependientes de un acero ASTM A210 Gr. A1 y de un alambre ER - 70S6. Se analizaron los puntos en el espesor de la placa y a distintas

longitudes del centro de soldadura. Los resultados obtenidos tuvieron similitud con los expuestos en la bibliografía consultada. Los esfuerzos máximos fueron de tracción. Los valores más importantes de distorsión total se encontraron a menores a 20 mm del centro de soldadura. A partir de esa longitud, son prácticamente nulos. Se determinó una marcada diferencia entre los esfuerzos residuales longitudinales y los transversales en la zona fundida.

Palabras claves: modelación termo-mecánica; esfuerzos residuales de soldadura; distorsión; acero hipoeutectoide.

Abstract

The aim of the work was to simulate the residual stresses and distortion of an electric arc welding with tungsten electrode and gas shielding of a hypoeutectoid steel, using the finite element method, the microstructural transformations and taking into account the effect of the filler material, an element little studied in the specialized literature that focuses more on autogenous welds. The modelling was divided into two stages: one thermal simulation and another structural simulation. The thermal-dependent properties of an ASTM A210 Gr. A1 steel and an ER - 70S6 wire were used. The spots were analyzed in the thickness of the plate and at

different lengths of the weld center. The results obtained were similar to those reported in the literature. The maximum stresses were tensile. The most important values of total distortion were found at less than 20 mm from the weld center. Above this length, they are practically nil. A marked difference between longitudinal and transverse residual stresses was found in the molten zone.

Key words: thermo - mechanical modelling; welding residual stress; distortion; hypoeutectoid steel.

Cómo citar este artículo:

Martínez Pérez YE, Collazo Carceller R, García Hernández T, Cabezas Abreu D, Robau Porrúa A. Simulación termo - mecánica de esfuerzos residuales y distorsión de una soldadura GTAW de un acero hipoeutectoide. Ingeniería Mecánica. 2023;26(2):e666. ISSN 1815-5944.

1. Introducción

La simulación numérica ayuda a optimizar los parámetros del proceso durante las primeras etapas de un nuevo diseño, evitando las costosas reparaciones que podrían producirse posteriormente [1]. En [2-4] desarrollaron una simulación de un proceso de soldadura de una soldadura a tope de planchas de acero hipoeutectoide basados en el método de los elementos finitos, obteniendo resultados similares a la experimentación que realizaron.

Zhang y Shirzadi [5], Yu et al, [6] y Memon et al, [7], emplearon la simulación para estudiar termomecánicamente una unión soldada realizada por el método de fricción agitación tradicional. Memon et al. [7] comparan esta variante con otra sumergida mostrando la existencia de mayores índices de deformación y

menor viscosidad en la unión sumergida. Kulawik et al, [8] investigaron la relación entre la tecnología de soldadura por arco de tungsteno con gas (Gas Tungsten Arc Welding, GTAW) y los parámetros de las condiciones de contorno para la simulación del proceso de tratamiento térmico de elementos de acero de medio carbono.

Un modelo termo-mecánico-metalúrgico de una soldadura híbrida para predecir el tamaño de la zona de fusión y la formación de fases fue empleado por Urbanczyk y Adamiec [9], Du et al, [10] y Han et al, [11]. Los autores emplearon diferentes métodos de soldadura lo que muestra la amplitud de opciones de esta técnica. Chen et al. [12] utilizaron la simulación de procesos de soldadura para estudiar una unión soldada en T por el proceso *metal inert gas* (MIG) empleando muestras más grandes a las indicadas por las normas para ensayos de tracción. Concluyeron que los parámetros de soldadura tienen una influencia más significativa en las respuestas estructurales que la dimensión de la placa.

Alhafadhi y Krallics [13] y Hu et al, [14] mostraron un procedimiento para predecir los estados de esfuerzos residuales en soldaduras multipasadas. Llegaron a la conclusión de que la simulación 3D puede utilizarse para estimar los esfuerzos residuales en diferentes regiones de la soldadura y ayudar a ahorrar tiempo. Peric et al, [15] realizaron una simulación numérica y en una estructura soldada con parche circular de acero para investigar las distribuciones del campo de temperatura y esfuerzos residuales causadas por la aplicación de la tecnología de soldadura de alta densidad de corriente.

Alhafadhi y Krallics [16] estudiaron los efectos de la transformación de fase en estado sólido sobre las tensiones residuales durante la soldadura de aceros de bajo y alto carbono demostrando que los esfuerzos residuales en el acero de bajo carbono no son afectados por el cambio de volumen causado por la transformación austenita - martensita, mientras que los esfuerzos en el acero con alto contenido de sí. Mientras que Zhang et al, [17] estudiaron la evolución y distribución de los esfuerzos residuales térmicos en una soldadura de pasada simple de un acero al carbono. Determinaron que la austenita subenfriada y la deformación debido a la transformación austenítica, fueron cruciales para predecir los esfuerzos residuales de soldadura.

El presente trabajo tiene como objetivo modelar los esfuerzos residuales, la distorsión y los ciclos térmicos de una soldadura por arco de tungsteno con gas (GTAW) de un acero de bajo carbono, empleando el método de los elementos finitos teniendo en cuenta las transformaciones microestructurales.

2. Métodos y Materiales

Se declaran los materiales de aporte y base empleados. Las propiedades termo - dependientes y el comportamiento microestructural se determinados a través de un software de modelación a partir de la composición química, límite elástico (LE) y resistencia a la tracción (RT) a temperatura ambiente de cada uno de los materiales involucrados.

Se empleó una placa de 200 x 100 x 4 mm (largo x ancho x espesor) de un acero ASTM A - 210 Gr. A1 (B) con preparación de borde en V, ángulo de 60°. Como material de aporte se empleó un alambre ER 70s6 (A). La composición LE y RT a temperatura ambiente para ambos materiales, así como los parámetros de soldadura empleados, se muestran en la tabla 1.

Tabla 1. Composición, LE (MPa), RT (MPa) y parámetros de soldadura empleados. Fuente: [24]

Elemento	ASTM A - 210 Gr. A1	ER 70s6	Parámetros	Valores	
				Raíz	Relleno
C	0,27	0,025	I: Intensidad de corriente (A)	104	103,7
Mn	0,93	1,45			
P	0,035	0,008	v: Velocidad de soldeo (cm/min)	17,6	17,8
S	0,035	0,011			
Si	0,10	0,84	U: Voltaje (V)	11,4	12
Cr	- -	0,025			
Mo	- -	0,002			
V	- -	0,002			
Ni	- -	0,013			
Cu	- -	0,12			
LE	255	470			
RT	415	573			

Se estudiaron puntos en la base ($y = 0$), centro ($y = 2$ mm) y superficie ($y = 4$ mm) de la placa en su sección media ($z = 100$ mm) para analizar el comportamiento de los esfuerzos residuales y la distorsión en el espesor de la geometría. Los puntos en la coordenada x están a 0; 1; 1,5; 2,5; 5; 10; 20; 30; 40; 50; 60; 70; 80 y 90 mm desde el centro del cordón de soldadura. Debido a la simetría de la unión respecto a la dirección de avance de la fuente, solo se modeló el proceso una de las dos placas a unir.

2.1. Mallado

Se dividió la pieza en cuatro secciones que coinciden con las zonas de soldadura como se muestra en la figura 1. Se utilizó una malla de 1 mm en la dirección de desplazamiento de la fuente de calor en la ZF siendo el más pequeño, mientras que para el MB se empleó una malla de 1,5 mm.

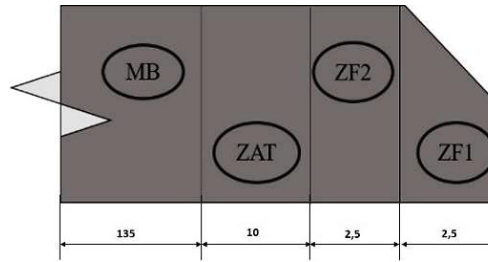


Fig. 1. Seccionamiento para el mallado de las zonas de soldadura. Material Base (MB), Zona Afectada Térmicamente (ZAT) y Zona Fundida (ZF). Fuente: autores

Se redujo el tamaño de la malla a 0,5 mm para determinar la factibilidad del tamaño de los elementos mediante un análisis de convergencia de la temperatura máxima. Para la malla de 1 mm se obtuvo una temperatura máxima de 1936,73 °C y para la malla de 0,5 mm fue de 1941,53 °C como se observa en la figura 2. Lo anterior representa un error relativo del 0,24 % seleccionando la malla de 1 mm, resultando en 67452 nodos y 54145 elementos.

Se redujo el tamaño de la malla a 0,5 mm para determinar la factibilidad del tamaño de los elementos mediante un análisis de convergencia de la temperatura máxima. Para la malla de 1 mm se obtuvo una temperatura máxima de 1936,73 °C y para la malla de 0,5 mm fue de 1941,53 °C como se observa en la figura 2. Lo anterior representa un error relativo del 0,24 % seleccionando la malla de 1 mm, resultando en 67452 nodos y 54145 elementos.

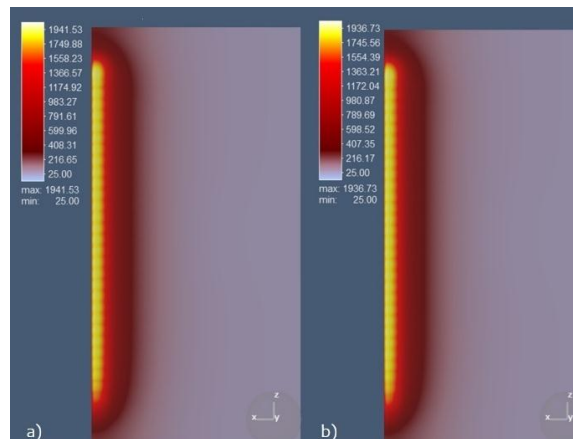


Fig. 2. Convergencia de la malla empelada. a) Elementos de 0,5 mm b) elementos de 1 mm. Fuente: autores

2.2. Simulación térmica

La simulación de procesos de soldadura suele realizarse en dos momentos. El primero corresponde al análisis térmico donde se obtiene la distribución de temperaturas en los componentes soldados. Según Masubuchi [18] la ecuación de conducción de calor que gobierna el análisis térmico en sólidos está dada por la ecuación (1).

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = q + \lambda_x \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \right) + \lambda_y \left(\frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) + \lambda_z \left(\frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) \quad (1)$$

Donde ρ es la densidad kg m^{-3} , c el calor específico $\left(\frac{\text{J}}{\text{kg} \cdot \text{K}} \right)$, λ_x , λ_y , λ_z , la conductividad térmica $\left(\frac{\text{W}}{\text{m} \cdot \text{K}} \right)$ en las tres direcciones (para materiales isotrópicos este coeficiente es el mismo en las tres direcciones y q el calor generado por unidad de volumen $\left(\frac{\text{W}}{\text{m}^3} \right)$.

Las pérdidas de calor al medio circundante por convección se consideran con el empleo de la ecuación (2) correspondiente a la ley de Newton [3].

$$q_c = h(T - T_0) \quad (2)$$

Donde h es el coeficiente de convección $\left(\frac{\text{W}}{\text{m}^2 \cdot \text{K}} \right)$, T_0 la temperatura ambiente (K) y T es la temperatura de la superficie (K). Las pérdidas por radiación están guiadas por la ecuación de Stefan – Boltzman, ecuación (3), [3].

$$q_r = eB(T^4 - T_0^4) \quad (3)$$

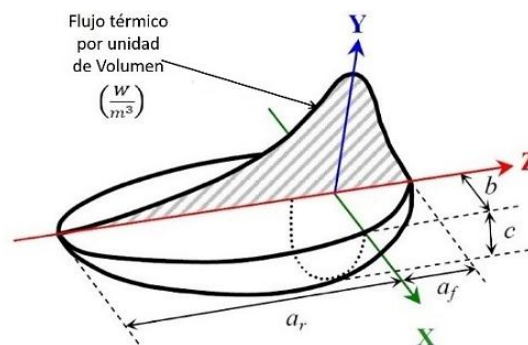
Donde e es el coeficiente de emisividad de la superficie del cuerpo y B la constante de Stefan - Boltzmann. Los valores de los coeficientes asociados a las condiciones de contorno térmicas se detallan en la tabla 2.

Tabla 2. Coeficientes empleados en el análisis térmico para las condiciones de frontera. Fuente: autores

Coeficiente	Valor
$h \left(\frac{W}{m^2 \cdot K} \right)$	30
T_0 (K)	298
e	0,8
$B \left(\frac{W}{m^2 \cdot K^4} \right)$	$5,67 \cdot 10^8$
$\alpha \left(\frac{W}{m^2 \cdot K} \right)$	1200

2.2.1. Modelo de la fuente de calor

El flujo de calor volumétrico empleado es descrito mediante el modelo de Goldak [19]. La geometría del modelo se puede apreciar en la figura 3 donde se observan sus diferentes parámetros geométricos. Este modelo combina dos fuentes elipsoidales, donde la mitad delantera está constituida por el cuadrante de una fuente elipsoidal y la mitad trasera por el cuadrante de otra. El modelo de Goldak es el más empleado dentro de la simulación de procesos de soldadura [19].

**Fig. 3.** Distribución gaussiana de doble elipsoide de la fuente de calor, Modelo de Goldak. Fuente: [20].

La configuración tridimensional del modelo de la fuente de calor empleado para los puntos que se encuentran en la zona delantera y trasera de la fuente viene dada por las ecuaciones 4 y 5 respectivamente [19].

$$q(x,y,z) = \frac{6\sqrt{3}Qr_f}{cba_f\pi\sqrt{\pi}} e^{-3\left(\frac{x^2}{b^2} + \frac{y^2}{c^2} + \frac{z^2}{a_f^2}\right)} \quad (4)$$

$$q(x,y,z) = \frac{6\sqrt{3}Qr_r}{cba_r\pi\sqrt{\pi}} e^{-3\left(\frac{x^2}{b^2} + \frac{y^2}{c^2} + \frac{z^2}{a_r^2}\right)} \quad (5)$$

Donde: a , b , c , parámetros dimensionales de la fuente de calor (m), r_f y r_b son coeficientes adimensionales de proporción de aporte del calor en la parte delantera y trasera respectivamente calculados según la ecuación (7) y 8 [19]. Y que deben cumplir que $r_f + r_r = 2$. Q es Aporte térmico efectivo del arco y se define según la ecuación (6) [19, 21 - 23].

$$Q = \frac{U \cdot I \cdot 60}{v \cdot 1000} \cdot \eta \quad (6)$$

Donde $\eta = 0,66$ es la eficiencia del proceso de acuerdo a lo planteado por Lindgren [21].

$$r_f = \frac{a_f}{(a_f + a_r)} \quad (7)$$

$$r_r = \frac{a_r}{(a_f + a_r)} \quad (8)$$

Los parámetros geométricos de la fuente de calor que se utilizaron se muestran en la tabla 3.

Tabla 3. Parámetros geométricos de la fuente de calor. Fuente: autores

Parámetros Geométricos	Valores
a_f	6,0 mm
a_r	15,1 mm
b	10,0 mm
d	2,0 mm
Parámetro Gaussiano	1

2.3. Simulación mecánica

Los campos de temperatura obtenidos en el análisis térmico son empleados como cargas térmicas en el análisis estructural debido a las deformaciones generadas por las dilataciones térmicas. En el caso de análisis no lineales como los que se desarrollan en la simulación de procesos de soldadura, se asume una descomposición de la deformación total (ϵ_{ij}) en zonas según se muestran en las ecuaciones (9) y (10), para el cálculo del esfuerzo.

$$\epsilon_{ij} = \epsilon_{ij}^e + \epsilon_{ij}^p + \epsilon_{ij}^{th} + \epsilon_{ij}^{tp} + \epsilon_{kl}^{tr} \quad (9)$$

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl} (\epsilon_{ij} - \epsilon_{ij}^p - \epsilon_{ij}^{th} - \epsilon_{kl}^{tp} - \epsilon_{kl}^{tr}) \quad (10)$$

Donde ϵ_{ij}^e es la componente elástica, ϵ_{ij}^p la deformación plástica, ϵ_{ij}^{th} la deformación debida a la expansión térmica, ϵ_{ij}^{tp} la deformación plástica inducida por las transformaciones microestructurales, ϵ_{kl}^{tr} la deformación debida a los cambios de volumen asociados a la transformación, σ_{ij} el esfuerzo objetivo y C_{ijkl} el tensor constitutivo elástico.

La deformación térmica ϵ_{ij}^{th} se obtiene a través de la relación física de dilatación térmica [19] reflejada en la ecuación (11).

$$\epsilon_{ij}^{th} = \alpha(T - T_r) \quad (11)$$

Donde α es el coeficiente de dilatación térmica del material, T la temperatura instantánea y T_r la temperatura de referencia donde la deformación térmica es nula (corresponde a la temperatura máxima de soldeo en procesos de enfriamiento) [3].

Por su parte la componente elástica del material se determina mediante la ley de Hooke donde el módulo de Young termo - dependiente. La componente plástica se determina estableciendo el dominio elástico que, de manera general, se define en base al criterio de fluencia de Von Mises como muestran las ecuaciones (12) y (13).

$$\sigma_{eq} - \sigma_y < 0 \quad (12)$$

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\frac{1}{2}(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xy} + \tau_{yz} + \tau_{xz})^2} \quad (13)$$

Donde σ_{eq} es el esfuerzo equivalente de Von Mises, y σ_x , σ_y , σ_z , τ_{xz} los esfuerzos normales y tangenciales que definen el estado tensional triaxial de un punto.

2.4. Comportamiento microestructural durante la soldadura

Se tuvo en cuenta el efecto de la microestructura en el proceso debido a que los aceros utilizados poseen una microestructura de tipo ferrítica. Para investigar la evolución microestructural del proceso de soldadura fue empleado el modelo Johnson - Mehl - Avrami - Kolmogorov (JMAK) basado en la teoría de recristalización difundida por Melvin Avrami que es ampliamente utilizada como modelo para analizar los procesos de transformación basados en la nucleación y el crecimiento. Describe, además, la cinética de los procesos de cristalización partiendo de una fase sólida cristalina [24]. El modelo es presentado en las ecuaciones (14) y (15), tomada de Fanfoni y Tomellini [24].

$$X = \frac{V_f}{V_{eq}(T)} = 1 - e^{-(fN_r G_r^3 t^4)} \quad (14)$$

Donde X es el volumen de la fracción de la fase resultante, V_f es el volumen transformado, $V_{eq}(T)$ es la cantidad de volumen en equilibrio de la fase en función de la temperatura T , f es un factor de forma, N_r es la velocidad de nucleación, G_r es la velocidad de crecimiento y t es el tiempo.

Para el caso donde ocurra una saturación en el lugar de nucleación entonces la ecuación (14) adopta la forma de la ecuación (15)

$$X = 1 - e^{-(fN_0 G_r^3 t^3)} \quad (15)$$

3. Resultados y Discusión

3.1. Esfuerzos residuales

Los esfuerzos residuales longitudinales se originan en sentido paralelo al cordón de soldadura [25] mientras que los transversales lo hacen en la dirección perpendicular. En la figura 4a se muestran los esfuerzos residuales longitudinales y en la figura 4b los transversales en la base ($y = 0$), centro ($y = 2$ mm) y superficie ($y = 4$ mm), según la distancia al centro de soldadura en la sección media ($z = 100$ mm).

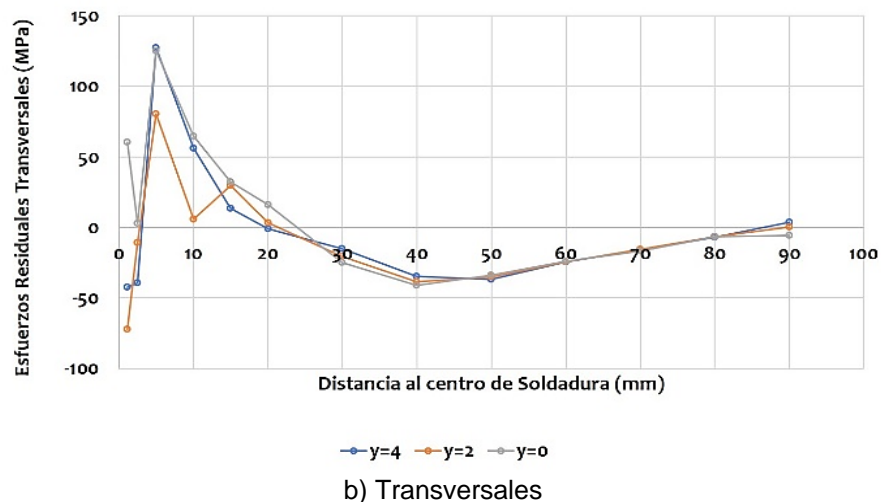
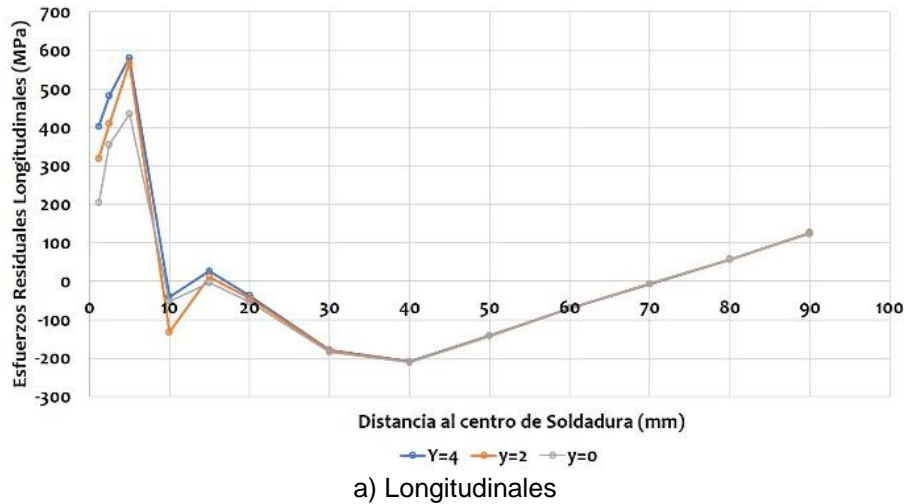


Fig. 4. Comportamiento de los esfuerzos residuales en función de la distancia al centro de soldadura. Fuente: autores

En las zonas cercanas a la línea central de soldadura (hasta los 10 mm) se presentan altos valores de esfuerzos residuales longitudinales tractivos debido a la resistencia a la contracción del material cuando inicia la fase de enfriamiento. Luego, disminuyen hasta cero, a medida que aumenta la distancia al centro del cordón de soldadura, tornándose compresivos (15 - 70 mm) en las zonas más alejadas. Pasados los 70 mm comienzan a ser de tracción nuevamente, coincidiendo con lo planteado en la literatura especializada [19, 21] para el comportamiento general de los esfuerzos residuales longitudinales y con los reportados por Sepe et al, [2]. Un comportamiento similar se aprecia en el espesor de la placa.

El máximo valor de esfuerzo longitudinal tractivo se encontró a los 5 mm del centro de soldadura (580,842 MPa) en la superficie, donde la fuente de calor tiene contacto directo con la placa; mientras que el de compresión se observó sobre los 40 mm (-200 MPa). Estas diferencias se justifican en la distribución de la temperatura y en el posterior enfriamiento al que es expuesta la placa, los cuales no ocurren simultáneamente en la superficie y el interior de esta.

Se observan diferencias en el comportamiento de los esfuerzos residuales transversales en el centro del cordón. En la superficie ($y = 4$) resultaron ser de compresión, mientras que en la base comenzaron siendo de tracción. A los 5 mm los esfuerzos en la superficie alcanzan el mayor valor (127,451 MPa) superando a los esfuerzos en el centro y base de la placa (125.129 MPa y 80,2518 MPa, respectivamente).

Los valores de los esfuerzos residuales transversales resultaron ser menores que los obtenidos para los esfuerzos longitudinales en cualquier sección del espesor de la placa en la vecindad de los 10 mm de distancia al centro de soldadura. Luego de los 20 mm ambos tipos de esfuerzos disminuyen a cero para luego transformarse en esfuerzos de compresión. Aun en esta situación las magnitudes de los esfuerzos residuales longitudinales continúan siendo mayores que los transversales.

3.2. Distorsión

En la Fig 5 se describe el comportamiento de la distorsión total contra diferentes longitudes respecto al centro de soldadura para ($y = 4$; $y = 2$, $y = 0$) en la sección media de la placa ($z = 100$).

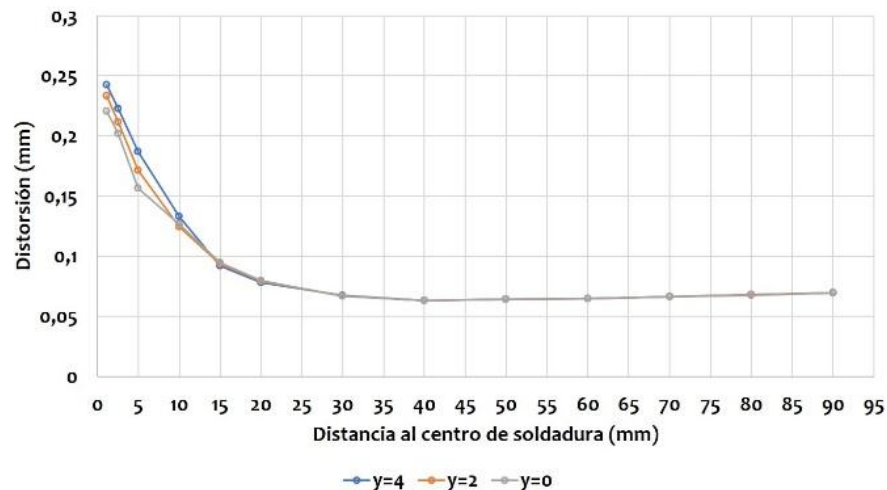


Fig. 5. Comportamiento de distorsión en función de la distancia al centro de soldadura. Fuente: autores

Las mayores magnitudes de distorsión se observan en las zonas cercanas al centro de soldadura. Los valores tienden a disminuir con el aumento de la distancia al centro del cordón. Hasta los 5 mm se observan las mayores diferencias en el comportamiento de la distorsión según el espesor de la placa. Esto se debe al efecto de la dilatación y contracción del material durante el proceso de soldadura. Las magnitudes de distorsión en la superficie tienden a ser mayores que para el centro y la base de la placa, además disminuyen en el espesor. A partir de los 5 mm, la distorsión, en los tres puntos del espesor analizados, es similar.

El comportamiento de la distorsión coincide con la relación entre la distorsión y los esfuerzos residuales reportados por la literatura especializada. El comportamiento observado en la distorsión hasta los 5 mm coincide con el aumento de los esfuerzos residuales longitudinales y transversales. A partir de los 20 mm el comportamiento de la distorsión en el espesor parece estar relacionado con la transformación a esfuerzos residuales de compresión, tanto para los transversales como para los longitudinales. La relación entre estos dos fenómenos de soldadura es consistente con lo reportado en la literatura especializada [19].

Las diferencias entre las magnitudes de distorsión en los distintos puntos del espesor analizados coinciden con las observadas en estos puntos para los esfuerzos longitudinales y transversales. Antes de los 20 mm los comportamientos de los fenómenos estudiados no parecen coincidir, sin embargo, cuando la distorsión es similar en los tres puntos del espesor luego de los 20 mm, los esfuerzos en los tres puntos del espesor también parecen coincidir.

Conclusiones

Existe una marcada diferencia entre los esfuerzos residuales longitudinales y los transversales en las zonas cercanas a la línea central de soldadura. Los esfuerzos residuales longitudinales resultaron ser mayores que los esfuerzos residuales transversales. Los esfuerzos residuales disminuyen con el aumento de la distancia hacia la superficie. Similar comportamiento presenta la distorsión total. La magnitud de la distorsión y de los esfuerzos residuales está influenciada por el espesor de la placa.

Referencias

- Eren I, Karasu Asnaz MS. Finite Element Simulation and Experimental Validation of Welding Distortion of Fillet Welded T-joints. *Journal of Polytechnic*. 2021;25(1):455-66. <https://doi.org/10.2339/politeknik.881438>
- Sepe R, De Luca A, Greco A, Armentani E. Numerical evaluation of temperature fields and residual stresses in butt weld joints and comparison with experimental measurements. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*. 2021;44(1):182-98. <https://doi.org/10.1111/ffe.13351>
- Sepe R, Greco A, De Luca A, Caputo F, Berto F. Influence of thermo-mechanical material properties on the structural response of a welded butt-joint by FEM simulation and experimental tests. *Forces in Mechanics*. 2021;4:100018. <https://doi.org/10.1016/j.finmec.2021.100018>
- Sepe R, Giannella V, Greco A, De Luca A. FEM Simulation and Experimental Tests on the SMAW Welding of a Dissimilar T-Joint. *Metals*. 2021;11(7):1016. <https://doi.org/10.3390/met11071016>

5. Zhang C, Shirzadi AA. Measurement of residual stresses in dissimilar friction stir-welded aluminium and copper plates using the contour method. *Science and Technology of Welding and Joining*. 2018;23(5):394-9. <https://dx.doi.org/10.1080/13621718.2017.1402846>
6. Yu H, Zheng B, Lai X. A modeling study of welding stress induced by friction stir welding. *Journal of Materials Processing Technology*. 2018;254:213-20. <https://dx.doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2017.11.022>
7. Memon S, Tomków J, Derazkola HA. Thermo-mechanical simulation of underwater friction stir welding of low carbon steel. *Materials*. 2021;14(17):1-17. <https://doi.org/10.3390/ma14174953>
8. Kulawik A, Wróbel J, Sobiepański M. Experimental and simulation of C45 steel bar heat treatment with the GTAW method application. *Heat and Mass Transfer/Waerme- und Stoffuebertragung*. 2021;57(4):595-604. <https://doi.org/10.1007/s00231-020-02964-0>
9. Urbanczyk M, Adamiec J. Hybrid Welding (Laser-Electric Arc MAG) of High Yield Point Steel S960QL. *Materials*. 2021(14):5447. <https://doi.org/10.3390/ma14185447>
10. Du Z, Sun X, Ng FL, Chew Y, Tan C, Bi G. Thermo-metallurgical simulation and performance evaluation of hybrid laser arc welding of chromium-molybdenum steel. *Materials and Design*. 2021;210:110029. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2021.110029>
11. Han Y, Chen J, Ma H, Zhao X, Wu C. Numerical Simulation of Arc and Droplet Behaviors in TIG-MIG Hybrid Welding. *Materials*. 2020;13:1-15. <https://doi.org/10.3390/ma13204520>
12. Chen BQ, Guedes Soares C. Experimental and numerical investigation on welding simulation of long stiffened steel plate specimen. *Marine Structures*. 2021;75:102824. <https://doi.org/10.1016/j.marstruc.2020.102824>
13. Al-hafadhi MH, Krallics G. Prediction and numerical simulation of residual stress in multi-pass pipe welds. *Pollack Period*. 2021;16(2):7-12. DOI: <https://doi.org/10.1556/606.2020.00127>
14. Hu Z, Qin X, Shao T. Welding Thermal Simulation and Metallurgical Characteristics Analysis in WAAM for 5CrNiMo Hot Forging Die Remanufacturing. *Procedia Engineering*. 2017;207:2203-2208. <https://dx.doi.org/10.1016/j.proeng.2017.10.982>
15. Peric M, Nizetic S, Tonkovic Z, Garasic I, Horvat I, Boras I. Numerical simulation and experimental investigation of temperature and residual stress distributions in a circular patch welded structure. *Energies*. 2020;13(20):1-11. <https://doi.org/10.3390/en13205423>
16. Hasan Alhafadhi M, Krallics G. Numerically simulated prediction of residual stresses in welding considering phase transformation effects. *Journal of Physics: Conference Series*. 2020;1527(1):1-9. <https://doi.org/10.1088/1742-6596/1527/1/012017>
17. Zhang K, Dong W, Lu S. Finite element and experiment analysis of welding residual stress in S355J2 steel considering the bainite transformation. *Journal of Manufacturing Processes*. 2021;62:80-9. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2020.12.029>
18. Masubuchi K. Analysis of welded structures: Residual stress, distortion, and their consequences. Londres, Gran Bretaña: Pergamon Press; 1982. [https://doi.org/10.1016/0026-0800\(82\)90012-x](https://doi.org/10.1016/0026-0800(82)90012-x)
19. Sepe R, Greco A, De Luca A, Caputo F, Berto F. Influence of thermo-mechanical material properties on the structural response of a welded butt-joint by FEM simulation and experimental tests. *Forces in Mechanics*. 2021;4:100018. <https://doi.org/10.1016/j.finmec.2021.100018>
20. Goldak JA, Akhlaghi M. *Computational Welding Mechanics*. New York, United States of America: Springer US; 2005. <https://doi.org/10.1007/b101137>
21. Xavier CR, Delgado HG, De Castro JA, Ferreira AF. Numerical predictions for the thermal history, microstructure and hardness distributions at the HAZ during welding of low alloy steels. *Materials Research*. 2016;19(3):520-533. <https://doi.org/10.1590/1980-5373-MR-2015-0068>
22. Lindgren LE. *Computational Welding Mechanics: Thermomechanical and Microstructural Simulations*. Cambridge, England: Woodhead Publishing Limited; 2007. <https://doi.org/10.1533/9781845693558>
23. Silva CC, De Assis JT, Philippov S, Farias JP. Residual stress, microstructure and hardness of thin-walled low-carbon steel pipes welded manually. *Materials Research*. 2016;19(6):1215-25. <https://doi.org/10.1590/1980-5373-MR-2016-0217>
24. Silva CC, de Souza Neto AB, da Silva FDA, de Freitas FES, Farias JP. Welding of the ASTM a106 Gr. B steel pipes for high-temperature service - part 2 - microstructure and hardness. *Welding International*. 2010;24(3):231-40. <https://doi.org/10.1080/09507110902843958>
25. Fanfoni M, Tomellini M. The Johnson-Mehl-Avrami-Kolmogorov model: A brief review. *Nuovo Cimento della Societa Italiana di Fisica D - Condensed Matter, Atomic, Molecular and Chemical Physics, Biophysics*. 1998;20(7):1171-82. <https://doi.org/10.1007/BF03185527>

Conflicto de intereses

Los autores declaran que no existen conflictos de intereses

Contribución de los autores

Yuniel Ernesto Martínez Pérez. <https://orcid.org/0000-0002-8761-0076>

Recolección y procesamiento de los datos, análisis de los resultados y en la revisión crítica de su contenido, así como en la redacción. Participó en el desarrollo y procesamiento de los contenidos obtenidos con el software de modelación, así como en la revisión crítica de su contenido, redacción y aprobación del trabajo final.

René Collazo Carceller. <http://orcid.org/0000-0001-9139-723>

Diseño de la investigación, análisis de los resultados y revisión del informe final. Colaboró con los análisis del comportamiento material y en el procesamiento de los resultados estadísticos, así como en la revisión crítica de su contenido, redacción y aprobación del trabajo final.

Tiel García Hernández. <http://orcid.org/0000-0002-0783-5209>

Corrección del diseño de la investigación inicial, análisis de los resultados, revisión del informe final. Aportó los elementos relacionados con el procesamiento e implementación de los modelos matemáticos empleados, así como en la revisión crítica de su contenido, redacción y aprobación del trabajo final.

Daniel Cabezas Abreu. <http://orcid.org/0000-0002-6176-4819>

Diseño de la investigación, desarrolló de las simulaciones, análisis de los resultados, redacción y revisión del informe final. Colaboró con los análisis del comportamiento material, de las propiedades determinadas y su relación con los diagramas TTT, así como en la revisión crítica de su contenido, redacción y aprobación del trabajo final.

Amanda Robau Porrúa. <http://orcid.org/0000-0002-1914-6822>

Diseño de la investigación, análisis de los resultados, elaboración, redacción y revisión del informe final. Colaboró con los análisis del comportamiento material determinando la relación existentes entre los esfuerzos residuales, la distorsión y con los ciclos térmicos y las transformaciones microestructurales de la unión soldada, así como en la revisión crítica de su contenido, redacción y aprobación del trabajo final.