

Comportamiento de las tensiones de una fundición nodular sometida a soldadura con electrodos revestidos *

Rogelio Estévez Marsilli

Especialidad: Mecánica

Instituto Superior Minero Metalúrgico (Cuba).

Resumen: Se estableció el comportamiento de las tensiones de la fundición nodular sometida a soldadura con los electrodos revestidos del tipo E 316L-16 y el UTP 65. Se determinaron los parámetros del ciclo térmico de soldadura a partir de una temperatura de fusión de 1 200 °C en el hierro nodular. Las tensiones establecidas en el electrodo E 316L-16, en la zona fundida, son de 117,3 MPa hasta 48,9 MPa en la zona de influencia térmica, mientras que con el UTP 65, de 100,6 MPa para la zona fundida, hasta 33,5 MPa en la zona de influencia térmica; siendo menores las tensiones para este electrodo, que garantiza una mejor soldadura en la fundición nodular. Mediante el método de los elementos finitos, con ambos electrodos, se establece que el tiempo de enfriamiento entre 800 °C y 500 °C en la zona afectada por calor es constante para temperaturas máximas superiores a 900 °C.

Palabras clave: método de los elementos finitos; perlita; zona de influencia térmica.

* Trabajo tutorado por el Dr. Tomás Fernández Columbié.
Recibido: 2 marzo 2018/ Aceptado: 17 enero 2019.

Performance of nodular casting tensions subjected to shielded metal arc welding

Abstract: Performance of nodular cast iron tensions subjected to shield metal arc welding with electrodes type E 316L-16 and UTP 65 was established. The parameters of the thermal welding cycle were established from 1200 °C of melting temperature in the nodular iron. Tensions go from 117,3 MPa up to 48.9 MPa in the molten zone for electrode E 316L in the area of thermal influence and for UTP 65 electrode from 100.6 MPa for the melted zone and up to 33,5 MPa in the zone of thermal influence, being lower for the last electrode, which guarantees a better welding in the nodular cast iron. To determine the tensions with both electrodes by finite element method, it was established that, the cooling time between 800 and 500 °C in the affected area by heat is constant for maximum temperatures above 900 °C.

Keywords: finite element method; perlite; thermal influence zone.

Introducción

El hierro nodular, debido a sus propiedades mecánicas en prestaciones de alto desempeño, ha desplazado a la fundición nodular. Productos que resisten grandes esfuerzos como discos de frenos, bloques de motor, árboles de transmisión se desarrollan en hierro nodular. Es por ello que resulta indispensable analizar y caracterizar la fundición de hierro nodular con vistas a que las empresas que estén interesadas en el desarrollo de esta tecnología puedan tener un punto firme de referencia.

Totten, Howes & Inoue (2002) plantean que para realizar un proceso de soldadura se requiere conocer las leyes de dilatación y contracción de las aleaciones a soldar. El calentamiento es localizado y no hay uniformidad en la temperatura de la pieza, además, las diferentes formas y geometrías que pueden presentar las piezas hacen que sea factible la distorsión de esta, debido a que, a medida que se va solidificando el cordón de soldadura, se contrae, generando esfuerzos en este y en la zona afectada térmicamente.

Estos esfuerzos, encargados de causar la distorsión o la rotura prematura de la pieza en el área de soldadura, pueden ser eliminados o disminuidos por tratamientos térmicos o mecánicos. Esto posibilita adoptar ciertas precauciones para reducir efectos perjudiciales en las piezas soldadas. Además, un buen control del ciclo térmico de la soldadura permite obtener cordones sanos, sin que se produzcan alteraciones de las propiedades de los metales después de soldados (Marulanda, Zapata & Mesa, 2007).

Al soldar hierros fundidos aparecen grietas debido a la casi nula plasticidad del material ya que la presencia del grafito en forma laminar constituye un factor que favorece el desarrollo del agrietamiento. Se dificulta, además, la maquinabilidad de los hierros fundidos que han sido soldados, operación necesaria en la reparación de algunas piezas de estos materiales (Sandvik Materials Technology, 2006).

Según Kobe Steel (2015), entre los problemas comunes que afectan las soldaduras de fundiciones de hierro pueden mencionarse: contenido de carbono, baja ductilidad, alto contenido de fósforo, azufre y oxígeno y defectos diversos durante la fundición.

Este trabajo propone establecer, a través del comportamiento microestructural de la fundición nodular sometida a proceso de soldadura con electrodos revestidos, la

distribución de las tensiones que se originan en las diferentes zonas de la unión soldada.

Composición química de la fundición nodular

En la Tabla 1 se muestra la composición química estándar de la fundición nodular, según *Alloy Casting Institute (ACI)*, adoptada por la *AISI* y *SAE*, de la *American Society for Testing Materials –ASTM* y la *SAE*.

Tabla 1. Composición química del hierro nodular, en porcentaje

Fundición	C	P	S	Fe	Si	Mn	Cr
Nodular	3,3-3,6	0,020-0,080	0,008-0,020	Resto	2,6-3,3	0,1-0,3	0,07 máx

El elevado contenido de C en las fundiciones es un factor que dificulta la soldabilidad de estos materiales. Los principales elementos de aleación son carbono y silicio. El alto contenido de carbono incrementa la cantidad de grafito o de Fe_3C .

Los principales efectos de la composición química son similares al hierro fundido gris, con diferencias cuantitativas en la medida de estos efectos y diferencias cualitativas en la influencia en la morfología del grafito. El carbono equivalente tiene solo una leve influencia sobre la estructura de hierro nodular, ya que afecta a la forma del grafito considerablemente menor que en el caso del hierro fundido gris.

Preparación de la junta para la soldadura

En la Figura 1 se muestra la junta utilizada para el proceso de unión. Los cordones de soldadura se aplicaron de manera intercalada, y presentan una longitud no superior a 40 mm. La forma de preparación de la unión es de bisel en simple "V" a 60° .

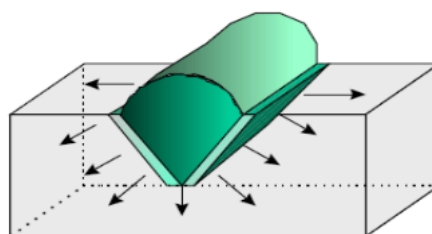


Figura 1. Preparación de la unión para un flujo de calor tridimensional.

Se consideró una placa gruesa, por lo que el flujo de calor es tridimensional. Si la velocidad de enfriamiento aumenta al incrementar el espesor, decrece el tiempo de permanencia a altas temperaturas. Se considera una junta para soldadura de ranura

en posición plana 1G con la ayuda de placas de inicio y fin del cordón de soldadura para evitar discontinuidades provocadas por el encendido del arco.

Características de los materiales de aporte

El electrodo E 316L - 16 se utiliza como alternativa del electrodo AWS E 318. Las aplicaciones abarcan temperaturas de servicio desde -120 °C hasta 400 °C (Tabla 1).

Tabla 1. Composición química del electrodo E 316L-16, en porcentaje

Electrodo	C	Mn	Si	Mo	Ni	Cr
E 316L - 16	0,03	0,09	0,80	2,2	12,0	19,0

El electrodo UTP 65 es considerado como un electrodo especial austenítico ferrítico de excelentes características de soldabilidad y alta resistencia mecánica (Tabla 2). Posee alta resistencia a la fisuración para metales bases difíciles de soldar, aceros austenítico y ferríticos, aceros al manganeso (Haffield) con aceros aleados y no aleados, de alta resistencia, susceptibles de tratamiento térmico y acero de herramientas.

Tabla 2. Composición química del electrodo UTP 65, en porcentaje

Electrodo	C	M	Cr	Ni	Si	Mo	P
UTP 65	0,11	0,09	29,3	9,10	0,9	0,16	0,02

Metodología de cálculo para el proceso de soldadura

En la Tabla 3 se muestran los parámetros a considerar para la determinación del ciclo térmico y las isotermas en la soldadura del hierro fundido nodular.

Tabla 3. Parámetros para el proceso de soldadura

No.	Electrodo	T(°C)	Vs (m/s)	Párametros
1	1 E 316L - 16	920	X	Diámetro del electrodo 3,2 mm Longitud del arco 2 mm Temperatura de fusión FN 24 1 200 °C
2	UTP 65	875	X	Temperatura de ignición 34 °C Rendimiento 0,90 % Conductividad térmica HF 24 57 W/m °C

Cálculo del ciclo térmico

El área de la sección transversal se considera a partir de la preparación de la unión en el lugar donde se originó la grieta.

$$F = (T - CS)^2 \tan\left(\frac{A}{2}\right) + \frac{AR}{T} \quad (1)$$

Donde:

F - área de la sección transversal; cm²

A- ángulo del surco o bisel

AR - abertura de raíz; cm

CS - cara de la soldadura; cm

T - espesor; mm.

Las funciones principales de la tensión (voltaje) son estabilizar el arco y proporcionar un cordón liso, sin salpicados; además, la tensión es dependiente del gas usado para la soldadura. La tensión de arco no influye en el ancho del cordón, sino en el refuerzo (forma cóncava o convexa del mismo), teniéndose soldaduras planas (con tensiones altas) y abultadas (con tensiones bajas), pero siempre en el rango de tener un arco estable. Según Rodríguez (1987) se determina como:

$$U_a = 0,05 \cdot I_s + 10 \quad (2)$$

Donde: U_a - tensión del arco; V.

La velocidad de soldadura es el desplazamiento del electrodo a una velocidad adecuada, fundiendo una porción del metal base y adicionando metal de aporte producto de su propia fusión. El baño metálico solidifica y forma el metal de la costura. Según Rowe y Jeffeus (2008) se calcula:

$$V_s = \frac{a_d \cdot I_s}{F \cdot \rho} \quad (3)$$

Donde:

V_s - velocidad de soldadura; mm/s

d - coeficiente de aporte; g/A min (≈ 10 % I_s)

F - área de la sección del cordón; cm²

ρ - densidad del metal fundido; g/cm³.

Cuando se deposita una pasada de soldadura sobre la superficie de una placa, el flujo de calor afecta cada punto, produciendo tensiones en función de la distancia a la fuente de calor. Talero & Muñoz (2000) proponen la ecuación:

$$E_L = 60 \cdot \eta \cdot \frac{U_a I_s}{V_s} \quad (4)$$

Donde:

E_L es la energía lineal, en J/cm

η es la eficiencia de la fuente de calor; %.

La eficiencia (η) del proceso de soldadura SMAW oscila entre 0,6 a 0,8.

A los efectos de los cálculos realizados se asumió eficiencia de 0,7. El cálculo de la longitud del charco de soldadura (Cerjak, 1998) mostrará el radio efectivo de la distribución del calor y de su influencia en la zona afectada por el calor.

$$L_i = \frac{Q}{2\pi\lambda(T_s - T_0)} \quad (5)$$

Donde:

L_i - Longitud del charco de soldadura; mm

Q - Energía entrante; W

λ - Conductividad; W/mm K

T_s - Temperatura de fusión; °C

T_0 - Temperatura inicial; °C.

Al combinar la longitud de la gota de soldadura con la velocidad de recorrido o de avance (longitud entre velocidad), resulta el tiempo de la fase líquida en un punto de la línea central de la soldadura. El cálculo de la energía entrante calcula:

$$Q = q \cdot l \quad (6)$$

Donde:

q - energía de calor en Joule por metro lineal de soldadura; J/m

l - longitud a soldar; m.

El calor que se genera en un arco movable o la energía entrante se calcula:

$$q = \frac{I_s U_a}{V_s} \eta \quad (7)$$

El método más usual es determinar la velocidad de enfriamiento del cordón sobre la línea central de soldadura en un instante en el cual el metal pasa a través de una temperatura de interés T_c . Si esta temperatura es inferior a la de fusión la velocidad de enfriamiento en la soldadura y en la zona afectada por calor inmediata es independiente de la posición.

Weman (2003) propone establecer la velocidad de enfriamiento del cordón a partir del parámetro adimensional "espesor relativo de la placa", el cual permite precisar cuándo considerar un flujo en dos o tres dimensiones y el tipo de placa.

$$\tau = d \sqrt{\frac{\rho C_e (T_c - T_0)}{q}} \quad (8)$$

Donde:

τ - parámetro adimensional de espesor relativo de la placa

d - espesor de la placa; mm

C_e - calor específico; J/m °C.

La velocidad de enfriamiento para una placa fina está dada por:

$$R = \frac{22\pi\lambda(T_s - T_0)^2}{q} \quad (9)$$

El tiempo de enfriamiento del cordón se determina por la ecuación 10.

$$t = \eta \frac{I_s^{(1,24+0,0005T_e-0,005v_2)} \cdot U_a^{0,59}}{108 \cdot v_s^{(0,78-0,0005T_e)}} \quad (10)$$

Cálculo de las isotermas

Teniendo en cuenta que se tiene una sección transversal pequeña y sus dimensiones resultan ser menores que las dimensiones del cuerpo que se calienta, se considera una fuente lineal. En este caso, la temperatura será la potencia térmica efectiva que se introduce al material base por la fuente, sin considerar las pérdidas.

$$Q_{ef} = 0,24 \cdot I_s \cdot U_a \cdot \eta \quad (11)$$

Donde: Q_{ef} - potencia térmica efectiva del arco; cal/s.

Cálculo del coeficiente que considera la dimensión de temperatura

Durante la soldadura por fusión la interacción entre el metal base y la fuente de calor lleva a rápidos calentamientos y fusiones. En la pileta líquida la circulación del metal fundido está controlada por agitación, por el gradiente de tensión superficial y por fuerzas electromagnéticas. La transferencia de calor y el flujo de fluido resultantes afectan la distribución de temperaturas en el metal base, la forma y tamaño de la pileta líquida, el proceso de solidificación, la velocidad de enfriamiento y las cinéticas de transformación en estado sólido en el metal de soldadura y en la zona afectada por el calor (HAZ).

$$b = 2 \left(\frac{a}{C \cdot \rho \cdot \delta} \right) \quad (12)$$

Donde: b- pérdida de calor por las superficies laterales; s-1.

Para determinar la temperatura en los distintos puntos de las isotermas se tiene en cuenta que cuando se comienza a soldar existe un proceso térmico inestable, en el cual la cantidad de calor procedente de la fuente de calor (proceso de soldadura) es mayor que la cantidad de calor que se evacua mediante la conductividad térmica. Por ello el área que ocupan las isotermas de determinadas temperaturas aumentan. La construcción de las isotermas está basada en el empleo de magnitudes inmensurables, para cuerpos seminfinitos y para planchas delgadas.

$$T = \left(\frac{Q_{efec}}{2\pi \cdot \lambda \cdot R} \right) \quad (13)$$

Donde:

T - temperatura; °C

λ - coeficiente de transferencia de calor: cal/cms °C

R - distancia desde el punto de aplicación del calor hasta el punto donde se está calculando la temperatura.

Con el objetivo de elaborar el gráfico de la temperatura se toma diez o más valores en la rama de enfriamiento (semieje negativo) y no menos de cinco en la rama de calentamiento (semieje positivo).

$$T = \left(\frac{Q_{efec}}{2\pi \cdot \lambda \cdot R} \right) \cdot e^{\frac{-Vs}{2a}(x+R)} \quad (14)$$

$$R = \sqrt{X^2 + Y^2} \quad (15)$$

Cálculo de las magnitudes inmensurables

La alta temperatura de calentamiento durante la soldadura acelera el proceso de fusión del metal, del electrodo, del metal base y del revestimiento del electrodo. Durante este proceso tiene lugar la evaporación, salpicadura y oxidación de los materiales que participan en las reacciones químicas en la zona de soldadura. El cálculo de las magnitudes inmensurables se calcula de acuerdo con:

- Magnitud respecto a la distancia:

$$\rho = \left(\frac{V_{sol} \cdot R}{2a} \right) \quad (16)$$

- Magnitud respecto a la temperatura: $\theta = \left(\frac{4\pi \cdot \lambda \cdot a \cdot T}{Q_{efec} \cdot V_{sol}} \right)$ (17)

-Variación de temperatura en un determinado tiempo: $t = \left(\frac{\Delta x}{V_{sol}} \right)$ (18)

Donde: Δx - abscisa del punto analizado en el sistema móvil: mm.

Un incremento en la densidad de corriente extiende el rango de las isothermas, pero esto no influye en su forma. Sin embargo, el aumento en la conductividad y difusividad del metal afecta tanto a la forma como al rango de las isothermas.

Cálculo del carbono equivalente

El espesor combinado se define como la suma de los espesores que concurren a la junta. El carbono equivalente de la fundición en función del carbono, el silicio y el fósforo:

$$\%C = \%C + \left(\frac{\%Si + \%P}{3} \right) \quad (19)$$

La influencia combinada del carbono y el silicio se evalúa mediante la ecuación:

$$C_{eq} = \%C + 0,3(\%Si) + 0,33(\%P) - 0,27(\%Mn) + 0,4(\%S)$$

Donde: C_{eq} carbono equivalente en porcentaje.

Muestras soldadas para determinar las tensiones

Para establecer el comportamiento de las tensiones en las diferentes zonas se siguió el procedimiento que se muestra en la Figura 2.

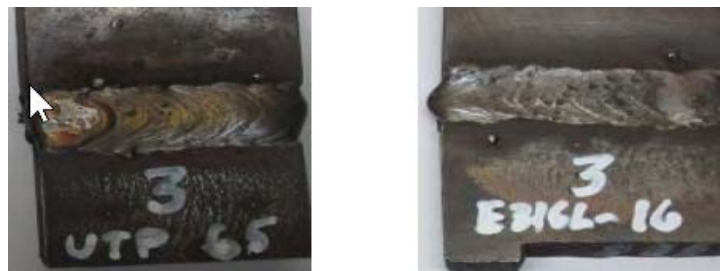


Figura 2. a) Electrodo UTP 65. b) Electrodo E 316L - 16.

La Figura 2 muestra la forma de preparación y soldadura de la unión de las muestras de la fundición nodular, la deposición de los cordones con diferentes materiales de aporte. En todas se estableció el mismo procedimiento de soldadura, a partir del cual se definirá el comportamiento de las tensiones en correspondencia con las microestructuras obtenidas en la zona fundida (ZF), la zona de influencia térmica (ZIT/ZAT) y la interfase del cordón.

Microestructura de la fundición nodular

Se obtuvo una muestra patrón del hierro nodular para establecer el comportamiento de las tensiones surgidas en el proceso de soldadura en las diferentes zonas. La Figura 3 expone la microestructura de dicha muestra patrón.



Figura 3. Microestructura del hierro fundido nodular.

La microestructura de la figura anterior se corresponde con la muestra patrón de la aleación después del ataque; se observan los nódulos de grafito en formas de esferas en una matriz ferrítica-perlítica. El grafito se encuentra en carácter de nódulos, con formas bien redondeadas y algo degeneradas. La distribución está dada por la temperatura mínima utilizada para la nucleación, que comprende dos etapas: la primera origina los nódulos grandes y tienen más tiempo para crecer, mientras que la segunda ocasiona los nódulos chicos. Este tipo de estructura presenta un conteo nodular promedio de 22 nod/mm². La ferrita se halla alrededor de los nódulos de grafito. Las zonas donde se encuentra la perlita alejada de los nódulos, por ser las últimas en solidificar, la segregación producida durante la solidificación favorece la presencia de elementos promotores de perlita.

Parámetros para determinación de las tensiones

Mediante la simulación numérica, en especial el método de los elementos finitos, se puede evaluar los diferentes parámetros y condiciones sin necesidad de hacer un gran número de ensayos, algo que para las aplicaciones industriales es muy importante. Además, es útil en el diseño de procesos de manufactura, así como del componente fabricado en sí, inclusive cuando está en servicio (Tabla 4).

Tabla 4. Parámetros para determinar las tensiones

Electrodo (\emptyset)	Intensidad (A)	Temp elect (oC)	Temp transf (oC)	Tensiones (MPa)
3,2	A ₁	TE ₁	TT ₁	σ_1
3,2	A ₂	TE ₂	TT ₂	σ_2
3,2	A ₃	TE ₃	TT ₃	σ_1
3,2	A ₄	TE ₄	TT ₄	σ_2
3,2	A ₅	TE ₅	TT ₅	

Simulación por el método de los elementos finitos

La simulación del proceso se ha realizado con el software comercial de elementos finitos SOLIWORD, con el cual se calculan los campos de temperatura y mecánicos haciendo las siguientes simplificaciones y suposiciones: propiedades del material dependientes de la temperatura, homogéneas, e isotrópicas con consideración de las transformaciones de fase; una temperatura solidus de 1 200 °C como validación de la geometría de la junta soldada; comportamiento elasto-plástico del material independiente de la velocidad considerando endurecimiento isotrópico. En la Figura 4 se muestra las consideraciones para el proceso de simulación del hierro FN.

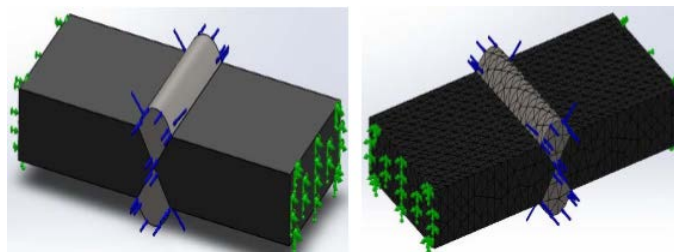


Figura 4. a) Condiciones de frontera (E 316L-16). b) Mallado del modelo (E 316L-16).

Las soldaduras fueron asignadas con temperatura del liquidus de 1 200 °C; la misma longitud de charco de soldadura fue asumida para todos los pases de soldadura. Además, la ubicación de la sección transversal de cada pase de soldadura fue aproximada. Con respecto a la soldadura multipasada, los cordones de soldadura depositados se recalientan a ciertas temperaturas y pueden ocurrir repetidas transformaciones de fase. El software SOLIWORD incluye el revenido en su modelo metalúrgico para fundiciones simples y aleadas. Se establecieron las mismas condiciones para las muestras soldadas con el electrodo UTP 65. La Figura 5 muestra las consideraciones para el proceso de simulación con este material de aporte.

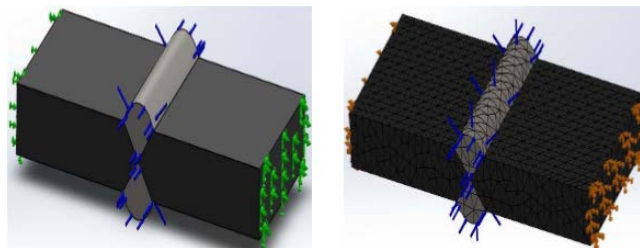


Figura 5. a) Condiciones de frontera (UTP 65).

b) Mallado del modelo (UTP 65).

La eficiencia (η) del proceso de soldadura SMAW osciló entre 0,70 a 0,85. Según los cálculos realizados se asumió eficiencia de 0,7. El modelo se construyó aprovechando la condición de simetría a lo largo del cordón de soldadura, lo que permitió un mayor refinado de la malla en la zona de interés. El mallado se realizó con elementos sólidos tetraédricos, parabólicos, de 10 nodos, refinándose en la zona aledaña al cordón, empleando la opción mesh control que ofrece el software.

Análisis del ciclo térmico de soldadura

El cálculo del ciclo térmico de soldadura se determinó para los electrodos E 316 L-16 y UTP 65, para la unión considerada, a tope, por la ecuación 1; se estableció que el área de la sección transversal del cordón a considerar durante el proceso de simulación es de $0,54 \text{ cm}^2$.

El área de soldadura calculada se calentó bruscamente en comparación al área adyacente y se fusionó localmente. El material se expandió como resultado. El calor de expansión es limitado por la zona adyacente que se encuentra fría, lo cual da lugar a tensiones térmicas (elásticas). Los esfuerzos térmicos excedieron en parte al límite de fluencia, el cual se redujo a elevadas temperaturas. El área de soldadura es plásticamente comprimida en caliente y después del enfriamiento, demasiado corto, estrecho o pequeño en comparación al área adyacente.

La tensión del arco se calculó por la ecuación 2 y se consideró la intensidad de la corriente de 120 A. Se comprobó que la tensión necesaria para realizar el proceso de soldadura es de 16 V, siendo esta magnitud permisible dentro de los parámetros de la soldadura SMAW que es de 5 V a 35 V.

Para electrodos de 3,2 mm la tensión del arco no influye significativamente en el ancho del cordón, sino en el refuerzo y en una junta de 10 mm de espesor; la penetración

depende del parámetro tensión del arco, de la velocidad de avance y de la corriente, la penetración varía alrededor de la velocidad y la tensión (Ghosh *et al.*, 2004).

El diámetro del electrodo seleccionado fue de 3,2 mm para la soldadura de la unión con preparación de bordes a 60°, ya que los aceros austeníticos (electrodos), al estar expuestos a altas temperaturas, surgen esfuerzos térmicos y de contracción, los cuales no son susceptibles al tratamiento térmico. Se determinó que la intensidad de la corriente a emplear sea de 120 A, corriente continua y polaridad inversa.

Para un coeficiente de aporte de 15 g/A·h, el área de la sección transversal del cordón en una junta de 60° de 0,54 cm² y una densidad del material de 7 200 g/cm³, se obtuvo una velocidad de soldadura de 0,015 m/s (ecuación 3).

La velocidad de soldadura encontrada, la corriente y el voltaje, en conjunto, controlan el calor aportado por el proceso de soldadura, en la soldadura disímil, por la diferencia de los materiales base. Hay que tener presente las características que poseen, no obstante, el propósito de una adecuada selección de la velocidad causará la fusión de los materiales para que al solidificar permiten la formación de una unión integral, según reportaron Marulanda, Zapata & Mesa (2007).

La energía lineal del proceso de soldadura se estableció por la ecuación 4. Se tuvo en cuenta una tensión del arco de 16 V, la intensidad de la corriente de 120 A, la velocidad de 0,015 m/s y el rendimiento del proceso de soldadura, que para la soldadura SMAW es de 0,7. El valor para la energía lineal es de 18 356,27 J/m.

El proceso de soldadura está caracterizado por los diferentes aportes de energía, así como las variaciones de temperaturas según las isothermas del proceso, la distancia a la que se encuentra la fuente y su velocidad de traslación e intensidad en cada punto del material. Para el caso correcto de la distancia, según Radhakrishnan (2000), la temperatura lograda en un punto determinado guarda una relación inversa con la separación desde la línea de aplicación del calor. Los efectos más graves en el material base serán en las zonas cercanas al cordón, debido a la disipación del calor.

Análisis de los cálculos numéricos

El cálculo de la longitud del charco de soldadura se determinó por la ecuación 5, la cual tuvo en cuenta: una energía entrante, una temperatura de fusión de 1 200 °C, una

temperatura ambiente de 34 °C, una conductividad térmica de 57 W/m K, la energía entrante calculada por la ecuación 6 que establece una longitud de unión de 0,05 m; luego se sustituyó en la ecuación 7 que considera la intensidad de corriente, la tensión del arco, la velocidad de recorrido y el rendimiento del proceso. El resultado de la energía entrante fue de 344,13 J/m y la longitud del charco de 9 mm.

La longitud del charco puede ajustarse para transferir material fundido desde el electrodo hasta la pieza de trabajo, para remover películas superficiales sobre la pieza y promover reacciones complejas entre la escoria, el material base y el gas protector, de tal forma que se puedan crear cambios metalúrgicos significativos en la junta.

En adecuación a la fórmula 8 se estableció el parámetro espesor relativo de la placa, que consideró la densidad del material de 7 200 g/m³, la temperatura de fusión de 1 200 °C, la temperatura ambiente de 34 °C, el calor específico de 460 J/kg K y la energía entrante de 4 472,61 W. Al sustituir los valores se tiene que el espesor relativo de la placa fue de 0,008 m; el cual permite precisar que la unión para realizar se considera como espesor de placa gruesa, donde en el caso de una soldadura, el flujo de calor desde la fuente depende del espesor de la placa a soldar.

Por la ecuación 9 se comprobó la velocidad de enfriamiento del cordón a la cual solidifica la soldadura del HFN fue de 3,9 K/s. La velocidad de enfriamiento suele utilizarse para evaluar el riesgo de fisuración en la soldadura, debido a que esta velocidad varía con la posición y el tiempo, la conductividad y el espesor de las placas. En el caso del hierro fundido, velocidades de enfriamiento rápidas provoca la formación de estructura de fundición blanca.

Por la ecuación 10 se dispuso 15 min para enfriamiento del cordón. Este tiempo contribuye en la relajación de tensiones y permite atenuar los centros de cristalización que se forman en el retículo cristalino como resultado del gradiente térmico y el grado de subenfriamiento durante el proceso de solidificación.

Durante el calentamiento la soldadura impone a una pequeña parte de las piezas, el aumento de volumen resulta impedido por el calentamiento desigual del metal base y por el grado de enfriamiento que tenga esta, por lo que el crecimiento de volumen libre será función directa del gradiente de temperatura y del coeficiente de dilatación del material calentado.

Análisis del comportamiento de las isotermas en la soldadura

Por la ecuación 11 se determinaron las isotermas que inciden en el proceso de soldadura de la fundición nodular, donde para establecer la potencia térmica efectiva introducida por la fuente y el proceso de soldadura se requiere de 1 707,88 J/s. En la determinación de las isotermas influye la intensidad de corriente y la tensión del arco.

Tanto las curvas de distribución de temperatura como las isotermas dependen del baño fundido, que actúa como foco de calor más o menos permanente. Los parámetros a considerar son la intensidad de corriente, el voltaje y la velocidad de avance; la masa del metal que absorbe el calor, cuyo factor determinante es el espesor de la pieza a soldar y la configuración del tipo de junta, y la temperatura inicial del metal base, que incide sobre el gradiente de temperatura.

Mediante la ecuación 12 se calculó que las pérdidas de calor por las superficies laterales son de $9,53 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$. Se considera la pérdida de calor de las superficies laterales a través de los correspondientes sumideros de calor. Teniendo en cuenta esto se utilizó un modelo termomecánico de una sección transversal de la plancha. La temperatura en la línea de simetría fue prescrita según los resultados del modelo térmico. Para construir las isotermas en la soldadura del hierro fundido nodular se consideró la ecuación 13, para diferentes magnitudes inmensurables (Figura 5).

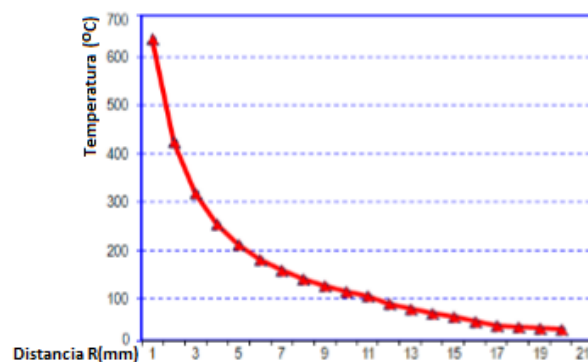


Figura 5. Comportamiento de la temperatura vs distancia.

Las temperaturas máximas decrecen rápidamente cuando la distancia al centro del cordón aumenta los tiempos requeridos; para llegar a la temperatura máxima son cada vez mayores a medida que el punto estudiado se aleja del centro del cordón y que las velocidades de calentamiento y enfriamiento disminuyen a medida que aumenta su distancia al eje de la soldadura. Para el comportamiento de temperatura se observa

que a medida que se acerca al lugar de acción de la fuente de calor la temperatura del cuerpo crece rápidamente y para $R = 0$ la temperatura tiende a infinito.

Para calcular la distribución de temperatura a lo largo de la costura de enfriamiento, como se muestra en la Figura 6, se tuvieron en cuenta las ecuaciones 14 y 15. En esta figura se muestra el comportamiento para diferentes valores en el eje X, que es la rama delantera.

En la distribución de temperatura a lo largo de la costura se observa cómo en la rama de calentamiento las curvas tienen mayor pendiente que en las ramas de enfriamiento; en la medida en que se acerca al lugar de incidencia de la fuente de calor la temperatura del cuerpo crece rápidamente y para $R=0$ la temperatura tiende a infinito. Las temperaturas máximas no se alcanzan al pasar por el punto donde se encuentra actuando la fuente a cierta distancia del eje de la costura, sino un poco más allá.

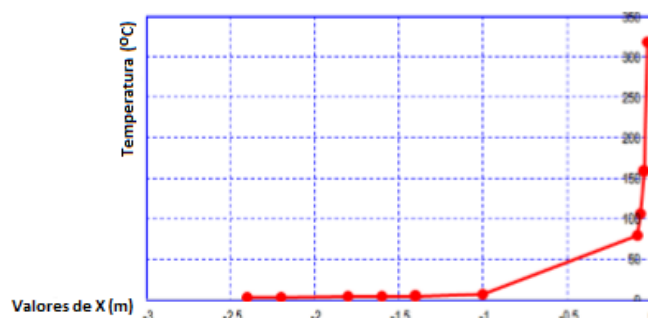


Figura 6. Distribución de temperatura a lo largo de la costura de enfriamiento.

Al unir los puntos en un dibujo se obtienen líneas de iguales temperaturas denominadas isotermas. En la parte trasera del arco, la velocidad de soldadura no influye sobre la forma de las isotermas debido a que la potencia y la velocidad de traslación de la fuente no son grandes, por lo que el calor se transfiere a la parte delantera del arco. Las isotermas de baja temperatura, comparadas con las de alta temperatura, son más alargadas (Gómez, 2003).

Análisis de las magnitudes inmensurables

Por la ecuación 16 se determinó la magnitud respecto a la distancia (Figura 7).

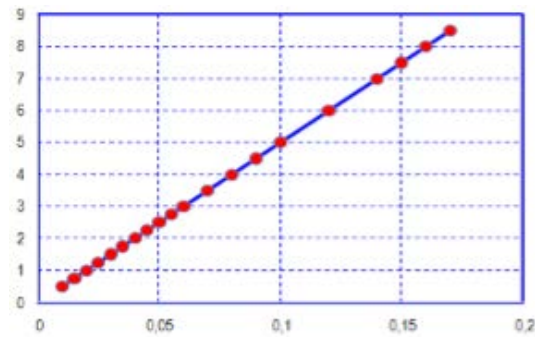


Figura 7. Isoterma con respecto a la distancia.

La isoterma en relación a la distancia presenta una tendencia lineal, debido a que tiene una sección transversal pequeña y sus dimensiones resultan ser mucho menor que las dimensiones del cuerpo que se calienta, por lo tanto, se puede considerar que el calor de la fuente se distribuye por una línea.

En las uniones soldadas la estructura de recristalización frecuentemente aparece en la zona donde se ha calentado hasta una temperatura superior desde 500 °C hasta 525 °C. Es característico en esta zona la disminución de la dureza en comparación con el estado inicial. La dureza del metal se incrementa durante la soldadura; en esta zona aumenta la resistencia del metal, disminuye la plasticidad y la resiliencia en los hierros fundidos.

La ecuación 17 permitió determinar, según los puntos considerados, la distancia respecto a la temperatura. En la Figura 8 se muestra el comportamiento obtenido.

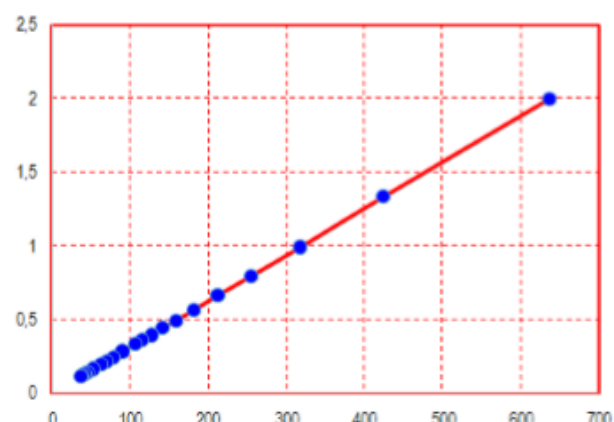


Figura 8. Isoterma con respecto a la temperatura.

Se obtienen isotermas para diferentes temperaturas; se observa que en la medida en que se aleja de la fuente de calor tiende a obtener puntos más alejados de la fuente. Las isotermas, en relación con la temperatura, dependen del tiempo y de la variación

de las propiedades del material con respecto a la temperatura. El carácter transiente requiere tener en cuenta curvas de tiempo que puedan caracterizar la traslación del foco de calor, a partir de los parámetros del régimen y tipo de proceso de soldadura empleado. Las dependencias obtenidas de temperaturas se relacionan con las propiedades del material, caracterizando la no linealidad del proceso y teniendo en cuenta la termo-dependencia de las propiedades del hierro fundido.

De mediciones experimentales del ciclo térmico de la soldadura se ha encontrado que, para un determinado proceso, dada la geometría de la junta y el material, el tiempo de enfriamiento entre 800 °C y 500 °C en la zona afectada por calor es constante para temperaturas máximas superiores a 900 °C. La temperatura de 800 °C es importante y en muchos aceros esta representa la temperatura crítica superior A3.

El carbono equivalente para esta fundición nodular se calculó por la ecuación 19, el mismo es de 3,9 % C, siendo una fundición hipoeutéctica. De igual manera, por la ecuación 2.20 se determinó el carbono equivalente de la fundición nodular, en función de la composición química; el valor obtenido para este parámetro es de 3,65 %, que predice que el tipo de solidificación también es hipoeutéctico.

El contenido de carbono recomendado para producir una solidificación adecuada de la fundición nodular es alrededor de 3,5 %. Esa cantidad puede variar de acuerdo con el contenido de silicio de la fundición, procurando mantener el carbón equivalente en un valor cercano a la composición eutéctica, aproximadamente 4,3 % C. Adicionalmente, la cantidad de carbono afecta a las propiedades mecánicas debido a que la fracción volumétrica de grafito está directamente relacionada con el contenido de C; el aumento de la fracción de esa fase genera una disminución de la resistencia a la tracción del material austemperado (Al-Ghonamy *et al.*, 2012).

Análisis de las tensiones por el MEF con electrodo E 316L-16

Al afrontar el problema de conducción de calor, en la soldadura de la fundición nodular se tuvieron en cuenta las siguientes precisiones:

- Se aceptó que las propiedades del material son constantes, entre ellas la conductividad térmica, la propiedad termodinámica que varía con la temperatura, para que así, la ecuación diferencial no adoptara otra forma y la integración analítica se hiciera muy compleja.

- La geometría del sólido no es regular, para no tener la dificultad de tener una solución analítica y aceptar malas aproximaciones.
- Se aceptó constante las condiciones no lineales en el contorno para que no representara una complicación en la búsqueda de las soluciones analíticas.

La distribución de tensiones a lo largo del cordón de soldadura del hierro nodular con electrodo E 316L-16 se muestra en la Figura 9.

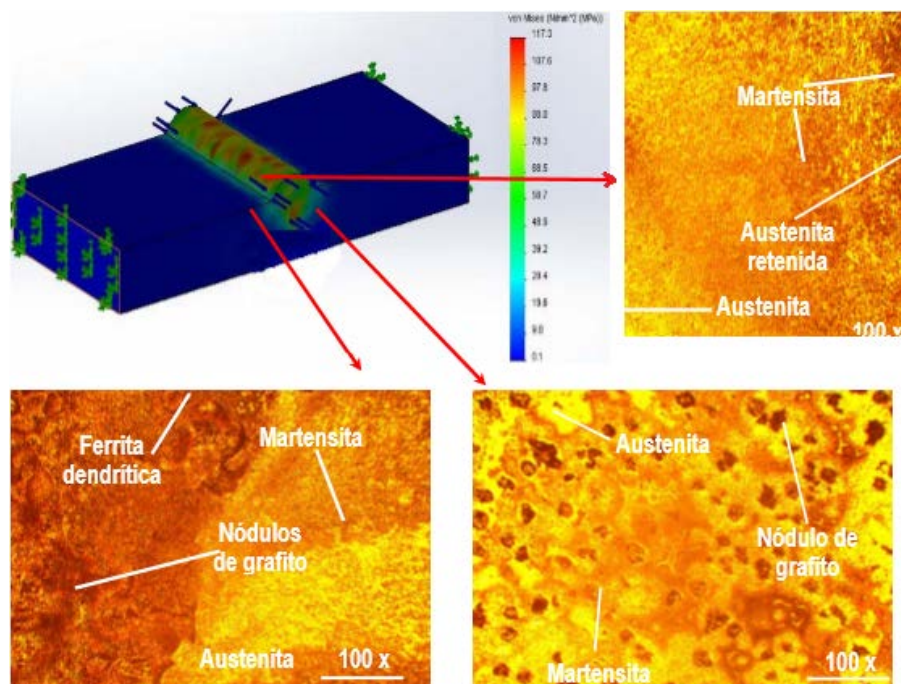


Figura 9. (a) Tensiones de Von Mises. (b) Zona fundida. (c) Interfase. (d) Zona de influencia térmica.

Al realizar el proceso de soldadura del hierro nodular con electrodo E 316L-16 las máximas tensiones se obtienen en la zona fundida, con un valor de 117,3 MPa. En la medida en que la distribución del calor es distribuido por la superficie del hierro nodular en la interfase hay un descenso de estas tensiones hasta 78,3 MPa, siendo más brusco hasta la zona de influencia térmica entre 58,7 MPa y 48,9 MPa, en correspondencia con las isotermas determinadas a distintas distancias de la fuente de calor.

La obtención de estas tensiones en cada zona analizada se debe a la presencia de la fase martensítica, por ser el microconstituyente de mayor dureza, la aparición de la austenita y de los nódulos de grafito atenúan estas tensiones; fundamentalmente los nódulos, que absorben parte de la energía calorífica del ciclo térmico.

En el caso de una unión soldada, en la zona de influencia térmica (ZIT), donde se supera el valor de temperatura del campo elástico, la tensión de compresión tiende a superar la de fluencia a esa temperatura, pero en ningún momento lo logra. El proceso inverso ocurre durante el enfriamiento en condiciones de movimiento restringido; las zonas que se vieron durante la deformación plástica en caliente resultan cortas para ocupar los nuevos espacios alcanzados y aparecen entonces tensiones térmicas de tracción. Al alcanzarse la temperatura ambiente habrán quedado tensiones térmicas permanentes de tracción, cuyo valor es del orden del límite de fluencia del material (Lotsberg 2009). Se realizó el análisis de las tensiones del depósito con el electrodo UTP 65 (Figura 10).

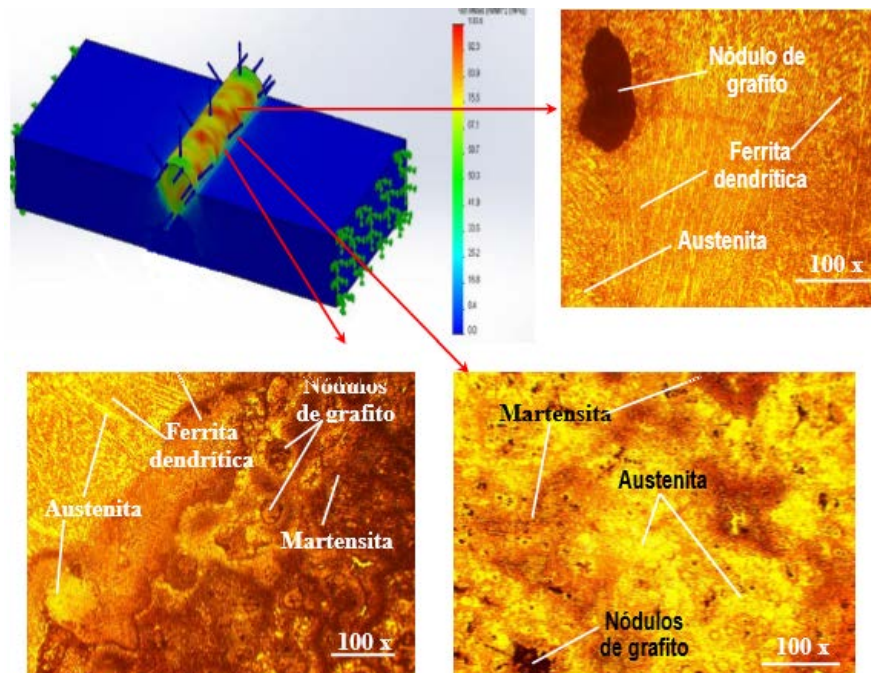


Figura 10. (a) Tensiones de Von Mises. (b) Zona fundida. (c) Interfase. (d) Zona de influencia térmica.

De acuerdo con el análisis realizado para el depósito, con el electrodo UTP 65, en la unión del hierro nodular se han obtenido variaciones en las tensiones de 100,6 MPa para la zona fundida; las cuales se corresponden con los microconstituyentes presentes en ella. En la interfase del cordón ya las tensiones comienzan a descender y en este punto adquieren valores entre 83,9 MPa y 75,5 MPa; aquí la fuente de calor es menos severa que donde se encuentra el centro del ciclo térmico y aunque se encuentra la martensita, las demás fases presentan menor dureza. Al llegar a la zona

de influencia térmica la fluctuación de las tensiones está entre 58,9 MPa y 33,5 MPa, muestra de que la disipación del calor se acerca al material base.

La zona afectada térmicamente (ZAT) en la soldadura del hierro fundido se caracteriza por el rápido enfriamiento en comparación con la tasa de enfriamiento durante la fundición. Consecuentemente, tanto por las propiedades de la soldadura como de las secciones de hierro fundido expuestas a altas temperaturas la ZAT difiere del resto de la fundición o material base. Las porciones de hierro fundido alcanzan altas temperaturas durante la soldadura que provocan que el carbono se difunda al interior de la austenita. Tras el enfriamiento, la austenita se transforma en productos de descomposición eutectoide duros como la martensita (Pouranvari 2010).

Comportamiento de las tensiones en relación a los parámetros de soldadura

En el proceso de soldadura de la fundición nodular con electrodos E 316L-16 y el UTP 65 han ocurridos diferentes fenómenos físicos como consecuencia del campo de temperatura, campo de esfuerzos y deformaciones y el campo de estado microestructural. Estos fenómenos originan la presencia de esfuerzos residuales, los cuales tienen un efecto significativo en la integridad de las estructuras, debido a que disminuyen la resistencia a la fatiga y resistencia mecánica (Tabla 5).

Tabla 5. Parámetros para determinar las tensiones

Electrodo (\emptyset)	Intensidad (A)	Temp elect ($^{\circ}$ C)	Temp transf ($^{\circ}$ C)	Tensiones (MPa)
3,2	130	750	720	92,3
3,2	135	820	900	97,8
3,2	140	850	1100	100,6
3,2	145	870	1148	107,6
3,2	150	920	1200	117,3

En la medida en que se incrementan los parámetros de soldadura lo hacen las tensiones. Para el hierro fundido nodular, las transformaciones de fase comienzan según el diagrama Fe-C a los 727 $^{\circ}$ C, desde 900 $^{\circ}$ C hasta 1 100 $^{\circ}$ C, isoterma del proceso de soldadura, existe la transformación del grafito en la austenita, hasta la temperatura de 1 148 $^{\circ}$ C que comienza la transformación del eutéctico al eutectoide, transformaciones que generan durante el proceso de soldadura que las tensiones en esta fundición sean desde 92,3 MPa hasta 117,3 MPa.

Procesamiento estadístico de los datos

Se realizó el procesamiento estadístico para evaluar las variaciones de las variables involucradas en el experimento. La Tabla 6 muestra los resultados obtenidos.

Tabla 6. Análisis de regresión múltiple

Variable dependiente: tensiones					
Error estadístico					
Parámetro	Estimación	Estándar	T	P-Valor	
CONSTANTE	-137,88	10,9273	-12,618	0,0503	
Intensidad	1,63022	0,155709	10,4697	0,606	
Temp transformación	-0,0381637	0,00480752	-7,93834	0,0798	
Temperatura electrodo	0,06117	0,02009673	2,91739	0,2102	
Análisis de varianza					
Fuente	Suma de cuadrados	GL	Cuadrado medio	Cociente-F	P-Valor
Modelo	372,631	3	124,21	524,56	0,0317
Residuo	0,236791	1	0,236791		
Total (Corr.)	372,868	4			
R-cuadrado=99,9365 porcentaje					
R-cuadrado (ajustado para g.l.) =99,746 %					
Error estándar de est. =0,486611					
Error absoluto medio=0,208029					
Estadístico de Durbin-Watson=3,49993					
Autocorrelación residual en Lag 1=0,83847					

La salida muestra los resultados del ajuste a un modelo de regresión lineal múltiple para describir la relación entre tensiones y tres variables independientes. La ecuación del modelo ajustado es: $Tensiones = -137,88 + 1,630 \cdot Intensidad - 0,0381 \cdot Temperatura\ transf + 0,0611 \cdot Temp\ elect.$

Dado que el p-valor en la tabla ANOVA es inferior a 0,05 existe relación estadísticamente significativa entre las variables para un nivel de confianza del 95 %. El estadístico R-cuadrado indica que el modelo explica un 99,9365 % de la variabilidad en tensiones. El estadístico R-cuadrado ajustado, que es más conveniente para comparar modelos con diferentes números de variables independientes, es 99,746 %. El error estándar de la estimación muestra la desviación típica de los residuos, que es 0,486611. Este valor puede usarse para construir los límites de predicción para las nuevas observaciones relacionados con las tensiones. El error absoluto medio (MAE) de 0,208029 es el valor medio de los residuos. El estadístico Durbin-Watson (DW) examina los residuos para determinar si hay alguna correlación significativa basada en el orden en el que se han introducido los datos en el fichero.

Para decidir la simplificación del modelo se tuvo en cuenta que el p-valor más alto en las variables independientes es 0,2102; perteneciendo a temperatura del electrodo. Puesto que el p-valor es superior o igual a 0,10; este término no es estadísticamente significativo para un nivel de confianza del 90 % o superior. Si el electrodo presenta mayor temperatura para la fusión introducirá más tensiones en la unión soldada.

Conclusiones

Al establecer el comportamiento de las tensiones de la fundición nodular sometida a soldadura con los electrodos revestidos del tipo E 316L-16 y el UTP 65, en el primero: en la zona fundida estas son de 117,3 MPa hasta 48,9 MPa en la zona de influencia térmica; y para el segundo es de 100,6 MPa para la zona fundida, hasta 33,5 MPa en la zona de influencia térmica, siendo menores las tensiones para este último electrodo.

Con temperaturas de 750 °C y 920 °C, consideradas para ambos materiales de aporte, el E 316L-16 y el UTP 65 y con isoterms de 1 350 °C, 800 °C, 600 °C y 200 °C, respectivamente, se realiza la distribución de tensiones en la unión de la fundición nodular, para cada una de las zonas que se originan durante la soldadura.

Durante la determinación de las tensiones por el método de los elementos finitos, en la soldadura de la fundición nodular con los electrodos E 316L-16 y el UTP 65, se establece que el tiempo de enfriamiento entre 800 °C y 500 °C en la zona afectada por calor es constante para temperaturas máximas superiores a 900 °C.

Referencias bibliográficas

- AL-GHONAMY, A.; RAMADAN, M.; FATHY, N.; HAFEZ, K. & EL-WAKIL, A. 2012. Effect of graphite nodularity on mechanical properties of ductile iron for waterworks fittings and accessories. *International Journal of Civil & Environmental Engineering* 10(3): 1-5.
- CERJAK, H. 1998. *Mathematical Modelling of Weld Phenomena 4. Materials Modelling Series*. 4 ed. CRC Press, 707 p.
- GHOSH, P.; SINGH, P.; VAZE, K. & KUSHWAHA, H. 2004. Characterisation of pipe welds and HAZ in primary heat transport system piping of pressurised heavy water reactors. *Science and Technology of Welding Joining* 9(3): 200-208.

- GÓMEZ, L. 2003. Modelamiento y simulación del efecto de la entrada de calor en la penetración de una junta soldada. *Dyna* 70(138): 27-34.
- KOBE STEEL, LDT. 2015. *Arc Welding of Specific Steel and Cast Irons*. Kita-Shinagawa, Shinagawa-Ku, Tokyo. 169 p.
- LOTSBERG, I. 2009. Stress concentrations due to misalignment at butt welds in plated structures and at girth welds in tubulars. *International Journal of Fatigue* 31(8-9): 1337-1345.
- MARULANDA, J.; ZAPATA, A. & MESA, D. 2007. Fundamentos de la soldadura de metales. Universidad Tecnológica de Pereira.
- POURANVARI, M. 2010. *On the weldability of grey cast iron using nickel based filler metal*. *Materials & Design* 31(7): 3253-3258.
- RADHAKRISHNAN, V. 2000. Hot cracking in austenitic stainless steel weld metals. *Science and Technology of welding and Joined Magazine* 5(1): 25-32.
- RODRÍGUEZ, H. 1987. *Metalurgia de la soldadura*. Editorial Pueblo y Educación, La Habana.
- ROWE, R. & JEFFEUS, L. 2008. *Manual de Soldadura GMAW (MIG-MAG)*. Paraninfo Ediciones, España.
- SANDVIK MATERIALS TECHNOLOGY. 2006. *Stainless, Welding Products*, S-236-ENG.
- TALERO, J. & MUÑOZ, M. 2000. *Introducción al cálculo de estructuras metálicas según Eurocódigo 3*. Bajo Cero, Ediciones, España.
- TOTTEN, G.; HOWES, M. & INOUE, T. (editores) 2002. *Handbook of Residual Stresses and Deformation of Steel*. ASM International. 550 p.
- WEMAN, K. 2003. *Welding processes handbook*. CRC Press LLC, New York. ISBN 0-8493-1773-8.