



**INSTITUTO SUPERIOR MINERO METALÚRGICO  
"DR. ANTONIO NÚÑEZ JIMÉNEZ"  
FACULTAD METALURGIA-ELECTROMECAÁNICA  
DEPARTAMENTO MECÁNICA**

**COMPORTAMIENTO DE LAS TENSIONES DE UNA FUNDICIÓN  
NODULAR SOMETIDA A SOLDADURA CON ELECTRODOS  
REVESTIDOS**

**Tesis en opción al título de Ingeniero Mecánico**

**Autor: Rogelio Estévez Marsilli**

**Tutor: Prof. Tit. Tomás Fernández Columbié, Dr. C.**

**Moa – 2018**



## ***Declaración de Autoridad***

**Yo: Rogelio Estévez Marsilli**

Autor de este trabajo de diploma, certifico su propiedad intelectual a favor del Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa “Dr. Antonio Núñez Jiménez”, el cual podrá hacer uso del mismo con la finalidad que estime conveniente.

-----  
Rogelio Estévez Marsilli

-----  
Dr. C. Tomás Fernández Columbié

## ***Agradecimientos***

***A todos mis profesores por los conocimientos transmitidos durante el desempeño de mi carrera.***

***A mis tutores por confiar en mí en la realización de este trabajo, el Dr. C. Tomás Fernández Columbié.***

***A mis familiares que me apoyaron en los momentos de mi vida en que más lo necesitaba.***

***A mis amigos que siempre creyeron en mí.***

***A los que de una forma u otra me apoyaron y ayudaron en la realización de este trabajo.***

***A la revolución, por darme la oportunidad de convertirme en profesional .***

***A todos***

***Muchas Gracias.***



## ***Dedicatoria***

***Quiero dedicar este trabajo a mis familiares.***

***En especial a mis padres: Maida Marsilli  
Samon y Rogelio Estévez Sáname***

***A mis amigos.***

***A nuestra revolución, por las posibilidades  
que me ofrece.***

## **RESUMEN**

En el trabajo se establece 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 con diámetro de 3,2 mm. Se establecen los parámetros del ciclo térmico de soldadura a partir de una temperatura de fusión de 1 200 °C en el hierro nodular. Al establecer las tensiones, en el electrodo E 316L-16, las mismas, en la zona fundida, son de 117,3 MPa hasta 48,9 MPa en la zona de influencia térmica y 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 último electrodo, que garantiza una mejor soldadura en la fundición nodular. Se consideró temperaturas de 750 y 920 °C para ambos materiales de aporte y con isotermas de 1 350, 800, 600 y 200 °C respectivamente, se realizó la distribución de tensiones en la unión de la fundición nodular, para cada una de las zonas que se originan durante la soldadura. En la la determinación de las tensiones por el método de los elementos finitos, con ambos electrodos, se estableció que, el tiempo de enfriamiento entre 800 y 500 °C en la zona afectada por calor es constante para temperaturas máximas superiores a 900 °C. Por último se evalúa la incidencia económica y medioambiental del proceso de soldadura y de la simulación.

**ABSTRACT**

In the work the behavior of the tensions settles down from the subjected nodular foundry to welding with the shield electrodes of the type E 316L-16 and the UTP 65 with diameter of 3.2 mm. The parameters of the thermal cycle of welding settle down starting from a temperature of coalition of 1 200 °C in the nodular iron. When establishing the stress, in the electrode E 316L-16, the same ones, in the fused area, are of 117.3 MPa up to 48.9 MPa in the area of thermal influence and with the UTP 65, of 100.6 MPa for the fused area, up to 33.5 MPa in the area of thermal influence, being smaller the stress for this last electrode that guarantees a better welding in the nodular foundry. It was considered temperatures of 750 and 920 °C for both contribution materials and with isotherm of 1 350, 800, 600 and 200 °C respectively, he was carried out the distribution of stress in the union of the nodular foundry, for each one of the areas that originate during the welding. In the determination of the stress for the method of the finite elements, with both electrodes, settled down that, the time of cooling between 800 and 500 °C in the area affected by heat is constant for superior maximum temperatures to 900 °C. Lastly the economic and environmental incidence of the welding process is evaluated and of the simulation.

**TABLA DE CONTENIDOS**

	<b>Pág</b>
<b>RESUMEN</b>	
<b>INTRODUCCIÓN</b>	1
<b>CAPÍTULO. 1 MARCO TEÓRICO. ANTECEDENTES INVESTIGATIVOS</b>	
1.1 Introducción	4
1.2. Disociación en la soldabilidad de los aceros	4
1.3. Generación de tensiones residuales en la soldadura	5
1.3.1. Fuente de calor en la soldadura	7
1.4. Procesos de simulación de temperaturas en soldadura	10
1.4.1. Física del arco, flujo de fluidos y calor de aporte	11
1.5. Fundición nodular, dúctil o esferoidal	13
1.5.1. Soldadura del hierro fundido	15
1.5.2. Factores que determinan la soldabilidad del hierro fundido	17
1.5.3. Metates de aporte para soldar hierro fundido	19
1.6. Conclusiones del capítulo 1	22
<b>CAPÍTULO 2. MATERIALES Y MÉTODOS</b>	
2.1. Introducción	22
2.2. Composición química de la fundición nodular	22
2.3. Preparación de la junta para la soldadura	23
2.3.1. Características de los materiales de aporte	24
2.4. Metodología de cálculo para el proceso de soldadura	25
2.4.1. Cálculo del ciclo térmico	26
2.5. Cálculo de las isothermas	29
2.5.1. Cálculo del coeficiente que considera la dimensión de temperatura	30
2.5.2. Cálculo de las magnitudes inmensurables	31
2.5.3. Cálculo del carbono equivalente	32
2.6. Muestras soldadas para determinar las tensiones	32
2.6.1. Microestructura de la fundición nodular	33
2.6.2. Parámetros para determinación de las tensiones	34
2.7. Simulación por el Método de los Elementos Finitos	34
2.8. Conclusiones del capítulo 2	37



## **CAPÍTULO 3. ANÁLISIS DE LOS RESULTADOS**

3.1. Introducción	37
3.2. Análisis del ciclo térmico de soldadura	37
3.2.1. Análisis de los cálculos numéricos	40
3.3. Análisis del comportamiento de las isotermas en la soldadura	42
3.3.1. Análisis de las magnitudes inmensurables	44
3.4. Análisis de las tensiones por el MEF con electrodo E 316L-16	46
3.5. Comportamiento de las tensiones en relación a los parámetros de soldadura	49
3.5.1. Procesamiento estadístico de los datos	50
3.6. Valoración económica	51
3.7. Valoración del impacto medio ambiental	52
3.8. Conclusiones del capítulo	54

## **CONCLUSIONES GENERALES**

## **RECOMENDACIONES**

## **BIBLIOGRAFÍAS**



## INTRODUCCIÓN

El sector metalúrgico nacional está en la continua necesidad de optimizar sus procesos de producción para la reducción de costos y la certificación bajo estándares internacionales de calidad como medio para el alcance de nuevos mercados. En la producción industrial de piezas de fundición ferrosa vaciadas en arena verde, se hace inevitable obtener un porcentaje de productos con discontinuidades muchas veces indeseables para su aplicación y funcionamiento. Estas pueden originarse por múltiples causas en ocasiones correlacionadas durante las etapas que constituyen el proceso de fabricación, algunas de estas más propensas que las otras en la generación de fallas en el material; además, muchos de los defectos son de difícil detección al presentarse en zonas sub superficiales de la pieza.

Los hierros nodulares o dúctiles son aleaciones a base de hierro, carbono y silicio con contenidos de carbono que van de 1 a 3 % y de silicio entre 1 y 3 % también. Además, se pueden presentar elementos de aleación como manganeso, cobre, níquel, cromo, etc. dependiendo de las propiedades necesarias del hierro nodular. Una característica fundamental de este tipo de aleaciones es la morfología del grafito en forma de esferas o nódulos (de ahí su nombre); esta característica le da a la aleación buenas propiedades de ductilidad de hasta 20% de alargamiento si la matriz es ferrítica. La buena ductilidad y tenacidad, aunado a la excelente resistencia mecánica que se alcanza en estos hierros incrementaron su uso de manera exponencial en los últimos 50 años.

Cuando el grafito se agrupa en forma de nódulos o esferoides, no rompe la continuidad de la matriz ni provoca efecto de entalla, lo que hace aumentar sensiblemente las características mecánicas en comparación con las que presentaría una fundición corriente con grafito laminar. Así, la resistencia a la tracción supera los 40 kg/mm<sup>2</sup>, pudiendo alcanzar 120 kg/mm<sup>2</sup>. En cuanto al alargamiento, puede llegar al 30% en las ferríticas. Finalmente, la dureza Brinell obtenible está entre 140 y 500 unidades. Todo ello sin perder las propias características de la fundición gris laminar.

Parece que el grafito se forma por cristalización directa a partir del "liquidus", aunque también puede proceder de la descomposición de la cementita o de la austenita saturada en carbono. En cuanto a la forma del grafito, es función de la presencia o ausencia de algunos elementos superficialmente activos (azufre, por ejemplo), así como de la presencia de gérmenes de estructura metalográfica particular. Estos gérmenes parecen estar constituidos por los sulfuros y óxidos de elementos de inoculación, cuyo punto de fusión es elevado, como MgS, CeS, MgO, CaO, CeO<sub>3</sub>. Algunos

intermetálicos de silicio como SiMg o Si<sub>2</sub>Ce, de estructura metalográfica cercana al grafito, pueden originar esferoides mediante un recocido de la fundición una vez solidificada. Los nodulizantes, cuyos elementos (alcalinos, alcalinotérreos, tierras raras) son muy reactivos frente a oxígeno y azufre, cumplen las dos condiciones expuestas anteriormente y determinan la obtención de grafito esferoidal. De todos ellos, el más usual es el magnesio, bien puro o bien aleado.

### Situación problemática

Los productos elaborados con fundición de hierro dúctil, esferoidal o nodular aún no se encuentran muy difundidos en nuestro país, pero paulatinamente la exigencia por sus prestaciones está haciendo que esta tecnología este en vías de desarrollo. Es un hecho que el hierro nodular debido a sus buenas propiedades mecánicas en prestaciones de alto desempeño ha desplazado a la frágil fundición nodular, ya que múltiples productos como rejillas, tapas de alcantarillas, aunque no están sometidas a grandes esfuerzos hoy en día se está exigiendo que sean de hierro nodular, y otros productos que resisten grandes esfuerzos como por ejemplo discos de frenos, bloques de motor, árboles de transmisión, cigüeñales se desarrollan en hierro nodular. Por estas razones es indispensable analizar y caracterizar la fundición de hierro nodular para que de esta forma las empresas que estén interesadas en el desarrollo de esta tecnología puedan tener un punto firme de referencia.

El **problema** lo constituye: ¿cómo garantizar la continuidad metalúrgica en la zona fundida y en la zona de influencia térmica de la fundición nodular determinado a través de las tensiones que se originan en el proceso?

Como posible solución al problema se formula la siguiente **hipótesis**:

Realizando la soldadura de la fundición nodular con diferentes electrodos como el UTP 65 y el E 316L-16 se puede, luego de aplicado el ciclo térmico de soldadura determinar las variaciones de las tensiones que se originan en la zona fundida, la interfase y en la zona de influencia térmica y seleccionar a partir de estos parámetros, el que presenta mejor continuidad metalúrgica.

El presente trabajo se establece como **objetivo general**

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.



Como **objeto de estudio** es: fundición nodular, sometida a proceso de soldadura

El **campo de acción** es la microestructura, la dureza en correspondencia de las zonas que se originan durante el ciclo térmico de soldadura.

**Objetivos específicos:**

1. Caracterizar el procedimiento de unión por soldadura manual por arco eléctrico de la fundición a partir de diferentes materiales de aportes con diferentes propiedades.
2. Establecer a partir de los procedimientos metodológicos, el proceso de soldadura por arco eléctrico, de la fundición nodular con diferentes materiales de aportes.
3. Fundamentar las variaciones metalúrgicas y las tensiones que se originan en las diferentes zonas de la unión soldada por arco eléctrico, luego de aplicado el ciclo térmico de soldadura en la fundición nodular con diferentes materiales de aporte.

Para dar cumplimiento a este objetivo han sido trazadas las siguientes **tareas**:

1. Establecimiento del estado del arte relacionado con el objeto de estudio.
2. Planificación y realización de experimentos.
3. Ejecución experimental del proceso de soldadura del hierro fundido nodular en juntas en simples V a 60°, para la determinación del comportamiento microestructural y la dureza.
4. Análisis de los resultados y fundamentación del proceso metalúrgico de la unión del hierro fundido nodular con diferentes materiales de aportes con propiedades diferentes.
5. Planteamiento de los efectos económicos, sociales y ambientales del proceso de soldadura y de emanaciones de gases y polvos a la atmósfera.

## **Capítulo 1**

### **Marco teórico. Antecedentes investigativos**

## CAPÍTULO. 1 MARCO TEÓRICO. ANTECEDENTES INVESTIGATIVOS

### 1.1 Introducción

En la mayoría de reacondicionamientos, reparaciones o reconstrucciones de elementos metálicos, se utiliza como solución total o parcial la recuperación por soldadura al arco eléctrico. Debido a la dificultad que las fundiciones presentan durante la aplicación del proceso y complementariamente por malas prácticas de soldadura, se reduce considerablemente el tiempo medio entre fallas, afectando la disponibilidad de las máquinas y generando pérdidas económicas, debido a todos los factores que entran en juego. Se suma la inoperatividad y deterioro del material por el cambio en sus características estructurales y de composición química producidas por el material de aporte y el fenómeno de la segregación.

El objetivo del capítulo es establecer el estado actual del empleo de los Métodos de los Elementos finitos en los procesos de soldadura de la fundición nodular como un método de establecer las tensiones que surgen por el ciclo térmico de soldadura.

### 1.2. Disociación en la soldabilidad de los aceros

La disociación del proceso de soldadura en campo de temperatura, campo de esfuerzos y deformaciones y campo de estado microestructural tiene un valor muy importante para el tratamiento numérico-analítico, especialmente de los esfuerzos residuales y deformaciones de soldadura (Aguilar, 2011). El campo de temperatura ejerce una gran influencia sobre el campo de esfuerzos y deformaciones, durante el proceso de soldadura se calienta bruscamente de forma localizada la zona de la unión en comparación al área adyacente, lo que genera una distribución de temperaturas no uniforme, además la temperatura cambia durante todo el proceso de soldadura en términos de enfriamiento y calentamiento por lo que se generan esfuerzos de compresión en las zonas cercanas al cordón de soldadura y esfuerzos de tracción en el área adyacente al cordón de soldadura.

El campo de temperaturas también ejerce una gran influencia sobre el campo de estado microestructural, debido a la distribución de temperaturas no uniforme que se genera, ocurren cambios microestructurales en el área adyacente a la zona de fusión, denominada ZAC (zona afectada por el calor) y en la zona de fusión. Igualmente el campo de estado microestructural ejerce una gran influencia sobre el campo de esfuerzos y deformaciones, los cambios microestructurales que se generan durante el proceso de soldadura influyen en la aparición de esfuerzos y

deformaciones y en el cambio de propiedades mecánicas en las zonas afectadas por los gradientes de temperatura.

El campo estado microestructural y el campo de esfuerzos y deformaciones ejercen una influencia débil sobre el campo de temperaturas, de igual manera el campo de esfuerzos y deformaciones ejerce una influencia débil sobre el campo de estado microestructural. El proceso de soldadura involucra necesariamente aporte de calor para unir dos partes entre sí. El aporte de calor es muy importante no sólo porque permite que se lleve a cabo la unión, sino porque afecta su microestructura y esta, a su vez, sus propiedades mecánicas. Además provoca variaciones dimensionales y puede generar esfuerzos residuales que afecten la integridad estructural de los componentes soldados (Fosca, 2007).

De acuerdo con Goncalves (2006) y Gianetto *et al.*, (2014) es necesario controlar el calor aplicado a la unión soldada antes de efectuar el proceso, por esto un modelo matemático, que calcule la energía óptima en dicha unión, servirá para corregir los efectos antes mencionados. El ciclo térmico de una soldadura no puede determinarse con precisión porque depende de muchas variables. Sin embargo, se pueden hacer estimaciones, bastante aceptables, para predecir o explicar los efectos del calor, provenientes de un proceso específico de soldadura, sobre determinado metal bajo condiciones prácticas.

### 1.3. Generación de tensiones residuales en la soldadura

Al emplear una fuente de calor móvil fuertemente concentrada, como puede ser un arco eléctrico, ocurren procesos físico-químicos, estructurales y termo-deformacionales de diversa índole que provocan la aparición de tensiones residuales, particularmente en el cordón y en la zona afectada térmicamente (ZAT). En diversas aplicaciones, las tensiones residuales inducidas por soldadura tienen un impacto considerable en la integridad de las construcciones soldadas. Las tensiones residuales de tracción pueden favorecer la corrosión bajo tensión, la rotura frágil y reducen la vida a fatiga en servicio, lo que influye en el diseño del componente debido a las concentraciones de tensiones críticas dentro del mismo.

En las uniones soldadas presenta especial interés la Zona de Afectación Térmica (ZAT) que debido a las elevadas temperaturas alcanzadas durante la soldadura, experimenta transformaciones metalográficas importantes y también en sus propiedades mecánicas. Por esa razón es de esperar que en los casos de uniones soldadas sometidas a cargas cíclicas, el fallo de las mismas ocurra

precisamente en esa zona. En la figura 1.1 se muestra una zona de soldadura donde se generan las concentraciones de esfuerzos.

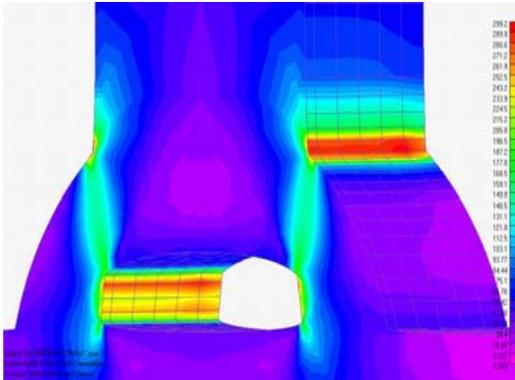


Figura 1.1. Corte de una unión a tope mostrando la zona de concentración de esfuerzos

Fuente: Jacovkis (2004).

La concentración de esfuerzos solo se produce en los puntos de unión entre el material base con la unión soldada debido al flujo de esfuerzos. La influencia que las discontinuidades geométricas tienen sobre la resistencia a la fatiga de las uniones soldadas es un hecho ampliamente reconocido. En la ZAT, puede ser donde nuclean las discontinuidades que en general son las iniciadoras de las grietas de fatiga en las uniones soldadas. La fisura por fatiga comienza en un defecto local de la estructura, ya sea interno o externo, de hecho la propia geometría del cordón ya constituye una discontinuidad geométrica, que resulta ser un concentrador de esfuerzos.

Las tensiones residuales de soldadura también influyen en la resistencia a fatiga de la unión. Es conocida la influencia del tratamiento térmico post soldadura sobre el valor de estas tensiones, lográndose con el mismo un relajamiento en el valor de las mismas y por lo tanto un incremento de la vida en fatiga de la junta soldada. Sin embargo, los estudios de Nikitin y Besel (2008), muestran que la relación existente entre la vida a fatiga de uniones soldadas y las tensiones residuales en el caso de aceros laminados AISI 304, así como el SAE 1045 no era significativa. Los ensayos a fatiga realizados por Barsoum *et al.* (2009) mostraron que el tratamiento térmico post soldadura a uniones de estructuras tubular no incrementaba la resistencia a la fatiga de la junta, al relajarse también las tensiones residuales de compresión. Pakandam y Varvani-Farahani (2011) evaluaron la respuesta a fatiga de diferentes uniones mediante métodos energéticos.

Bao y Zhang (2010) estudiaron la fatiga de uniones soldadas mediante distintos métodos y compararon los resultados experimentales y numéricos buscando modelos para predecir el

comportamiento de la unión. Por otro lado Susmel y Askes (2012) estudiaron la fatiga de uniones mediante la curva de Wohler modificada y entre sus conclusiones está que es necesario proveer a los ingenieros de curvas de diseño que permitan evaluar cualquier unión (Kanvinde *et al.*, 2008).

En el trabajo de Meléndez (2016), plantea que la respuesta a fatiga de las uniones soldadas siempre es objeto de estudio de ingenieros e investigadores, debido a la complejidad del fenómeno y a la importancia y aplicación de estas uniones en los elementos de máquinas y de estructuras. Los esfuerzos residuales en materiales metálicos, pueden provenir de diversas situaciones, las causas más comunes son los procesos de fabricación o refinamiento del material en cuestión. Procesos como fundición, soldadura, cizallado, moldeado, laminado, doblado, inducen esfuerzos residuales de diferentes magnitudes y distribuciones en el metal.

### 1.3.1. Fuente de calor en la soldadura

En las construcciones metálicas obtenidas mediante la aplicación de soldadura, está presente la posibilidad en mayor o menor grado de la pérdida de la forma geométrica de la estructura, la no coincidencia de bordes, desplazamientos apreciables, debido al calentamiento no uniforme que se manifiesta durante la realización de la junta en el cordón y zonas próximas al mismo Maxunawa (1992), al emplear una fuente de calor móvil fuertemente concentrada, como puede ser un arco eléctrico, ocurren procesos físico-químicos, estructurales y deformaciones térmicas de diversa índole que producen tensiones residuales, particularmente en el cordón y en la Zona Afectada Térmicamente (ZAT) Christensen *et al.* (1965).

Para la simulación de los efectos del calor de la soldadura de estructuras reales, se utiliza un modelo simplificado de conductividad del calor para obtener resultados estructurales, respetando los requerimientos industriales. El input térmico por unidad de longitud de la soldadura sirve como dato de entrada para la simulación estructural y debe corregirse una cierta dispersión. Es uno de los parámetros más importantes en la modelización, por lo que hay que asegurar que los valores se correspondan con las condiciones reales.

En las construcciones metálicas obtenidas mediante la aplicación de soldadura, está presente la posibilidad en mayor o menor grado de la pérdida de la forma geométrica de la estructura, la no coincidencia de bordes, desplazamientos apreciables, debido al calentamiento no uniforme que se manifiesta durante la realización de la junta en el cordón y zonas próximas al mismo (Maxunawa, 1992), al emplear una fuente de calor móvil fuertemente concentrada, como puede ser un arco

eléctrico, ocurren procesos físico-químicos, estructurales y deformaciones térmicas de diversa índole que producen tensiones residuales, particularmente en el cordón y en la Zona Afectada Térmicamente (ZAT) (Christensen, 1965).

En publicación realizada por Carslaw (1967), relacionado con la transmisión de calor en la soldadura, plantea que el método clásico es aplicar las ecuaciones diferenciales generales a una porción infinitesimal del cuerpo con sus correspondientes condiciones de contorno y proceder a su integración, que dará como resultado la obtención de la función de distribución de temperaturas. Este proceso de resolución de la ecuación diferencial puede hacerse de forma analítica o numérica. En ambos casos se parte de la concepción clásica de resolución del problema, que es el planteamiento de las ecuaciones básicas a una porción elemental del sólido y su posterior integración.

Arora *et al.* (2011) coincide con Gómez (2003) en plantear que la penetración es el parámetro geométrico más importante en la modelización para la distorsión angular, especialmente cuando la pieza está pobremente embridada. La transferencia de calor del equipo de soldadura a la estructura se realiza mediante un modelo cuyos componentes son: el rendimiento de la transferencia de calor según el proceso, un modelo matemático para esa transferencia de calor y la conductividad en la zona fundida. En la figura 1.2 se muestra un modelo del proceso de soldadura.

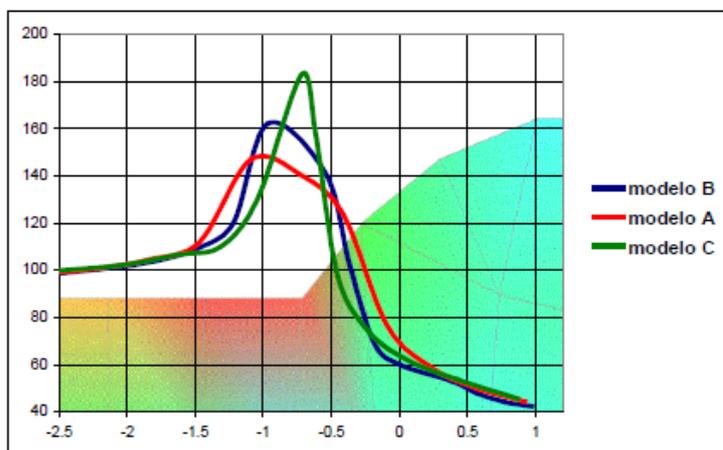


Figura 1.2. Modelo de un proceso de soldadura. Fuente: Gómez (2003).

Considera Horioka Alencastre (2002) que si bien los resultados dan una idea clara de la distribución de esfuerzos y su tendencia así como que, permite establecer un criterio de análisis, los valores encontrados en los diferentes modelos requieren ser analizados con mayor precisión estadística y en forma específica para cada tipo de unión y para validarlos se requerirá realizar pruebas

experimentales con el fin de poder elaborar procedimientos de modelamiento que lleven a mejores aproximaciones, el estudio de la sensibilidad de los enmallados y su validación experimental.

Los parámetros del modelo tienen que calibrarse de manera que el input térmico por unidad de longitud de la soldadura y la penetración concuerde con las condiciones reales dentro de una cierta desviación. Es necesario un tratamiento específico para determinar el número de parámetros que deben ser introducidos en el modelo de elementos finitos para una correcta modelización del movimiento de la fuente de calor. Esta operación se denomina "Ajuste de la Fuente de Calor".

Los autores García y Burgos (2007) referenciado en Meléndez (2016), plantean que se dispone de modelos de fuentes de calor, donde para la simulación de procesos de soldadura con aporte de material, se aconseja un volumen de fuente de calor definido por el doble elipsoide de Goldak. El modelo de fuente de calor (figura 1.3) constituye uno de los más universalmente empleados en la simulación de soldadura, combina dos fuentes, de manera que la mitad delantera está constituida por el cuadrante de una fuente elipsoidal y la mitad trasera por el cuadrante de otra. Dicho modelo matemático permite realizar el cálculo de la densidad de calor o densidad de potencia térmica, que actúa en cada punto de interés que se encuentre dentro del volumen de la fuente, en un sistema de coordenadas cartesianas.

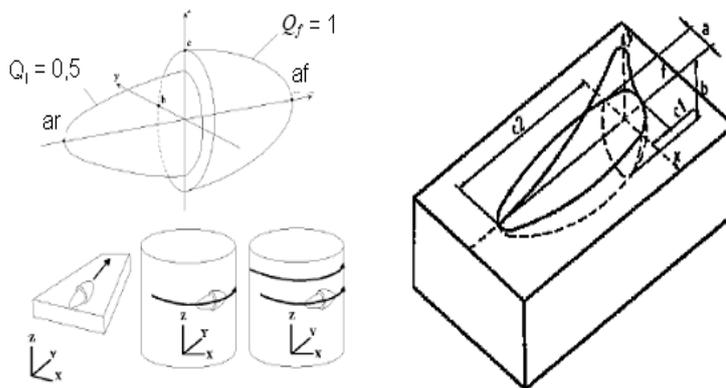


Figura 1.3. Modelo de fuente de calor doble elipsoide. Fuente: Gómez (2003).

Para la determinación del modelo propuesto, el mismo se rige por las ecuaciones siguientes:

$$Q(x, y, z) = Q_f \exp\left(-\left(\frac{x^2}{a_f^2} + \frac{y^2}{b^2} + \frac{z^2}{c^2}\right)\right) \quad (1.1)$$

$$Q(x, y, z) = Q_r \exp\left(-\left(\frac{x^2}{a_r^2} + \frac{y^2}{b^2} + \frac{z^2}{c^2}\right)\right) \quad (1.2)$$

La distribución de calor en este modelo se describe mediante cinco parámetros. Uno es la eficiencia del arco,  $\eta$ , y cuatro que son parámetros dimensionales,  $a$ ,  $b$ ,  $c1$  y  $c2$ . Debido a la equivalencia entre las dimensiones del modelo de fuente y la del baño de soldadura, los valores apropiados para  $a$ ,  $b$ ,  $c1$  y  $c2$ , se obtienen en función de la geometría de la zona fundida de la soldadura, medidos directamente en la pieza o a través de la macrografía, donde  $a$  es el semiancho de la zona fundida,  $b$  la penetración y  $c1$ ,  $c2$  son el largo delantero y trasero del baño.

En estudio realizado por Heinze *et al.* (2011) considera que es recomendable calibrar el modelo de doble elipsoide, que finalmente se empleará en las simulaciones, variando los parámetros  $\eta$ ,  $a$ ,  $b$ ,  $c1$  y  $c2$  hasta ajustar las dimensiones de la zona fundida y las curvas de ciclo térmico, calculadas por el modelo, respecto a las determinadas experimentalmente.

La concentración del calor también está definida por los parámetros de la fuente de calor: una concentración mayor de energía implica una reducción de los parámetros  $a$ ,  $b$ ,  $c1$  y  $c2$ , y un incremento de  $Q_r$  y  $Q_f$ , manteniendo constante la proporción de transferencia de calor total.

- ✚ Cuanto mayor sea la concentración de calor, mayor es el pico y el gradiente de temperatura en la zona fundida.
- ✚ La evolución de la temperatura en la ZAT depende fuertemente de los gradientes térmicos en la zona fundida.
- ✚ La evolución del campo de temperatura tiene una influencia decisiva en las tensiones residuales y deformaciones.

Tvergaard y Needleman (2004) realizaron un análisis tridimensional por elementos finitos de especímenes soldados sometidos a la prueba de impacto Charpy. Para el modelamiento de los especímenes se varió la orientación de la soldadura. Se concluye que la respuesta del material se rige por una ecuación constitutiva elasto-viscoplástica (plástico sólido poroso). Esta expresión toma en consideración la geometría de la soldadura, las propiedades mecánicas de la zona de afectación térmica y el metal base.

#### 1.4. Procesos de simulación de temperaturas en soldadura

Las primeras predicciones tridimensionales de esfuerzos residuales de soldaduras completas fueron publicadas por Lindgren y Karlsson (1990), quienes usaron elementos superficiales durante el modelado de una tubería de pared delgada. Karlsson y Josefson (1990) modelaron la misma tubería

con elementos sólidos. Estos modelos fueron comparados en la publicación de Josefson y Karlsson (1992).

Esta discrepancia solo se redujo un poco cuando la transformación plástica se tomo en cuenta (Josefson y Karlsson (1992). Por supuesto, también es posible cuestionar las mediciones, ya que se aplica la técnica del agujero taladrado solo en la superficie de la soldadura. Sin embargo, las medidas son, para las tres posiciones circunferenciales, muy superiores a los resultados calculados. Murty *et al.* (1996), en su segunda publicación, abordaron este problema y obtuvieron los esfuerzos circunferenciales residuales de tracción deseados en la soldadura.

Näsström *et al.* (1992) hicieron un primer intento de combinar elementos superficiales y elementos sólidos en un modelo de soldadura. Gu y Goldak (1991) hicieron lo mismo pero solo para el análisis térmico. Dong *et al.* (1997) usaron elementos superficiales en la investigación del efecto del espesor de pared y la velocidad de soldadura en los esfuerzos residuales de una tubería. También implementaron un sistema de activación/desactivación de capas en un elemento superficial compuesto para la simulación de soldadura multipase. Esto fue utilizado en el modelado de una soldadura de reparación en una tubería y también para soldadura de reparación en paneles.

Ravichandran *et al.* (1996) usaron elementos superficiales para simular la fabricación de una viga T mediante soldadura de filete de un pase. Argumentan que la hipótesis plana de deformaciones no es válida para este caso sobre la base de los resultados de Goldak *et al.* (1986). El modelo plano de deformaciones es una aproximación y en muchos casos una buena, de la misma manera como el elemento superficial es utilizado en su publicación. Se puede obtener información útil completando su modelo de capas gruesas, con una fina malla bidimensional y asumiendo estado plano de deformaciones generalizado para este problema en particular (Ma *et al.*, 1995).

Ravichandran *et al.* (1996) también compararon diferentes modelos de soldadura de una tubería de pared delgada basados en elementos superficiales y simulaciones realizadas utilizando un elemento superficial. Lindgren *et al.* (1997) hicieron modelos tridimensionales de un cordón de soldadura en una tubería utilizando elementos sólidos.

#### 1.4.1. Física del arco, flujo de fluidos y calor de aporte

El aporte de calor neto debe ser dado al modelo de elementos finitos. Existen investigaciones sobre la física del arco, mecánica de fluidos y transferencia de calor para ayudar a predecir la distribución del aporte de calor. Pero más investigaciones deben realizarse antes de que esto sea posible. El

trabajo de Sheng y Chen (1992) es un paso en el desarrollo de un modelo predictivo completo para la simulación de soldadura, ellos incorporaron un modelo fluido-flujo en el análisis termo-mecánico. Usaron una combinación interesante de un marco de referencia de Lagrange, para el comportamiento de un material sólido y un marco de referencia de Euler, para el flujo de fluidos, y combinaron los resultados de estos modelos de acuerdo a la cantidad de material sólido y líquido en cada punto.

De acuerdo con Stefanescu (2009), en algunos materiales se produce una contracción de la pieza cuando se produce el cambio de fase durante el enfriamiento, por este motivo, el contacto entre la superficie del molde y de la pieza se reduce hasta poder alcanzar la separación, esto lleva a que el mecanismo de transferencia de calor varíe en función de la temperatura y por lo tanto lo haga el coeficiente de transferencia de calor.

Durante la solidificación se pueden diferenciar tres etapas expone Dardati *et al.*, (2009), una primera etapa en la que el metal se encuentra líquido dándose por tal motivo un contacto completo y la transferencia de calor por conducción. En la figura 1.4 se muestra la variación del mecanismo de conducción de calor durante la solidificación.

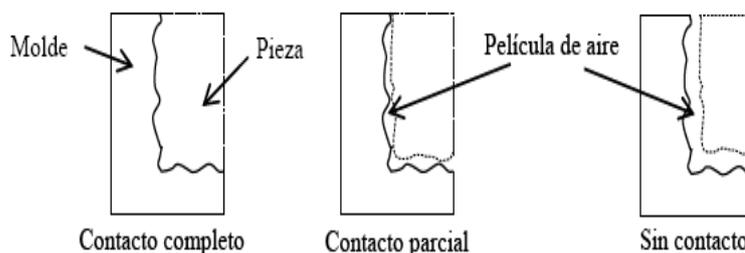


Figura 1.4. Variación del mecanismo de conducción de calor durante la solidificación.

Fuente: Meléndez (2016).

La siguiente etapa ocurre al comenzar la solidificación en donde la superficie de la pieza comienza a solidificarse, teniendo un contacto intermitente por la formación de una película de aire discontinua. El calor ahora es transmitido por conducción sólida en las zonas de contacto, y por conducción y radiación en el aire, finalmente, el material ya solidificado continúa contrayéndose dando origen a la formación de una película de aire en la interfase.

Según lo expuesto, el valor de coeficiente de transferencia de calor a usar depende de varios factores tales como temperatura, geometría y formación de espaciado (Stefanescu, 2009). El cambio

en las condiciones de contacto y por lo tanto del mecanismo de transferencia de calor, da lugar a un cambio del coeficiente de transferencia de calor.

Especifica Dardati (2005), que la solidificación es uno de los procesos metalúrgicos que más frecuentemente interviene en la fabricación de piezas metálicas. El pasaje de líquido a sólido de un metal o de una aleación está presente en variados procedimientos industriales tales como la colada continua, la obtención de piezas por moldeo y la soldadura. Durante el enfriamiento, el material experimenta sucesivos cambios de fase que serán los causantes de la microestructura final del mismo y cuyo conocimiento es fundamental para determinar las propiedades físicas del material y por ende, de la pieza. Variaciones en la composición química, el tratamiento del líquido y la velocidad de enfriamiento ocasiona cambios en la microestructura y su control permite, por lo tanto, adecuar las características mecánicas del producto a las necesidades preestablecidas en el diseño.

En el estudio de Van-Xuan y Jwo (2010) se desarrolló una solución analítica del factor de intensidad de esfuerzo de soldaduras por puntos en especímenes de diferentes materiales y espesores. Las soluciones para los esfuerzos estructurales, la intensidad de esfuerzo y el análisis de la integral J fueron obtenidas en función de la carga aplicada, las propiedades mecánicas del material y los parámetros geométricos de la soldadura y la muestra. Las soluciones para los esfuerzos y el factor de intensidad de esfuerzos fueron validados por los resultados de los análisis utilizando el método de elementos finitos 3D, para un punto de soldadura por fricción con la geometría ideal y un punto de soldadura por fricción con geometría compleja.

### **1.5. Fundición nodular, dúctil o esferoidal**

Para reducir el problema de la fragilidad y aumentar su ductilidad de las fundiciones con grafito laminar, se desarrolló la fundición nodular, en la cual el grafito se presenta bajo la forma esférica o nodular, siendo la matriz de tipo perlítico, ferrítico o la combinación de ellas. La fundición nodular, dúctil o esferoidal es el miembro más joven de la familia de las aleaciones férreas, formando con las maleables un puente entre las propiedades de las fundiciones grises y los aceros moldeados. En el año 1948, H. Morrogh, de la British Cast Iron Research Association, presentó la posibilidad de obtener fundiciones nodulares mediante la adición de cerio (Apraiz, 1963).

La fundición de grafito esferoidal o nodular como se muestra en la figura 1.5, es muy similar a la gris, en cuanto a su composición. La diferencia se produce en la forma en que se encuentra el grafito,

presentando nódulos o esferas en lugar de láminas. Esto se consigue mediante la adición de cerio y/o magnesio a la colada. Estos elementos producen la nodulización típica de estas fundiciones.

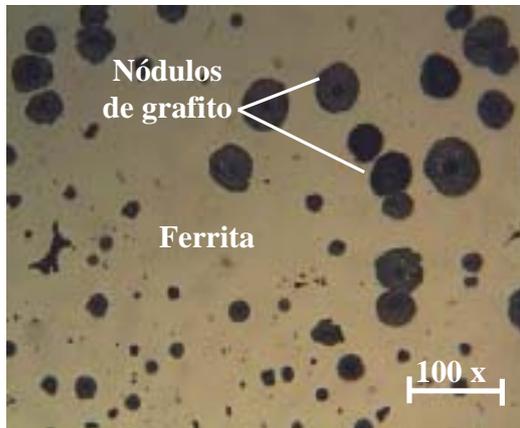


Figura 1.5. Microestructura del hierro nodular.

Como se observa en la microestructura del hierro nodular, está compuesta por nódulos de grafito en una matriz que puede ser ferrita (puede ser perlita o una mezcla de ambas), con estas fundiciones se consiguen alcanzar características mecánicas similares a las de los aceros.

Las propiedades mecánicas del material se relacionan directamente con la microestructura final del mismo (Guo *et al.*, 1997; Rivera, 2000; Catalina *et al.*, 2000), que se obtiene después de la última transformación de fase, cuando la pieza ya alcanzó la temperatura ambiente. Sin embargo, el proceso de solidificación también tiene una gran importancia en las características físicas de la fundición, ya que condiciona la transformación eutectoide posterior a través de factores tales como las microsegregaciones, el tamaño y morfología de los granos.

De acuerdo con Quintero (2007), los términos hierro dúctil, hierro nodular, hierro con grafito esferoidal, sirven para designar a las aleaciones de base hierro - carbono multifásicas con contenidos significativos de Si, donde también hay presencia de pequeñas cantidades de Mn y de impurezas como P y S. La adición en cantidades minoritarias, controladas de acuerdo a la composición química, de elementos superficialmente activos principalmente Mg, afectan a la cinética del crecimiento de la fase facetada (grafito) durante la reacción eutéctica termodinámicamente estable.

De esta manera ellos facilitan que la morfología del grafito sea nodular en vez de laminar debido a que la cinética del crecimiento del grafito, se ve afectada porque esos elementos subversivos influyen sobre las energías interfaciales entre el grafito y el líquido. Para la exitosa producción de

hierro nodular, es vital el estricto control de la constitución del metal líquido. Este, es uno de los importantes factores metalúrgicos que permiten dar inicio al objetivo de solidificar piezas conducentes a generar microestructuras que garanticen las mejores combinaciones de propiedades en servicio (Hecht y Rex, 2001).

El control de la matriz, obtenidos en hierro dúctil convencional o bien "en bruto de colada" a través de una combinación de la composición y el control del proceso o por medio de tratamiento térmico, da la posibilidad de seleccionar el grado de hierro dúctil, que proporciona la combinación más adecuada de propiedades. Hierros dúctiles perlíticos, tienen resistencias a la tracción superior a 120 ksi (825 MPa), pero ductilidad reducida. El hierro dúctil austemperado (ADI), ofrece aún mayores propiedades mecánicas y resistencia al desgaste, según el grado proporciona resistencia a la tracción superior a 230 ksi (1 600 MPa). Hierros dúctiles aleados, puede ser seleccionado para proporcionar a la fluencia y resistencia a la oxidación a altas temperaturas, resistencia a los ciclos térmicos, la resistencia a la corrosión, propiedades magnéticas especiales o tenacidad a baja temperatura (Ordoñez *et al.*, 2013).

#### 1.5.1. Soldadura del hierro fundido

En las fundiciones, la soldadura es metalúrgicamente más compleja que en los aceros. Durante la solidificación se pueden producir variaciones locales tanto de la composición química cuanto microestructural. El concepto de soldabilidad, en general fue discutido por Celada y Aguilar (2013), siendo los fundamentos básicos expuestos en la publicación válidos en el caso del hierro fundido. Indican que "La soldabilidad de los metales no es más que la capacidad de los mismos de facilitar su unión o la reconstrucción de partes dañadas, por el proceso de soldadura, obteniéndose juntas sanas y totalmente homogéneas.

La soldabilidad de un material está regida por las características químicas y metalúrgicas del material base y el material de aporte, así como de la aplicación de los procesos termodinámicos adecuados para su realización". Debe agregarse el concepto de la fluidez del metal de aporte y los parámetros que la gobiernan (Aguilar, 2011).

Plantea Aguilar (2000), que en los hierros fundidos y durante el proceso de soldadura, la microestructura de la matriz que rodea las partículas de grafito también afecta las propiedades mecánicas, esta matriz es básicamente la misma que presenta un acero, es decir, ferrítica, perlítica, austenítica o martensítica, el tipo de matriz obtenida en la fundición depende de la composición

química, velocidad de enfriamiento y tratamiento térmico, de ahí la obtención de los diferentes tipos de fundiciones. Las fundiciones más comúnmente soldables son: fundición gris, maleable, nodulares y austenítica.

Por otro lado consideran Zinn y Scholtes (2002) que para realizar adecuadamente un proceso de soldadura, se requiere conocer las leyes de dilatación y contracción de las aleaciones a soldar, fenómenos propios que sufren estos al ser calentados. Durante un proceso de soldadura, el calentamiento es localizado y no hay uniformidad en la temperatura de la pieza, además, las diferentes formas y geometrías que pueden presentar la piezas, hacen que sea factible la distorsión de esta, debido a que, a medida que se va solidificando el cordón de soldadura este se contrae, generando esfuerzos en este y en la zona afectada térmicamente.

Estos esfuerzos, que son los 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 permite 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 (Gómez, 1993 Marulanda *et al.*, 2007).

Especifica Torres (2010) que desde el punto de vista de las propiedades mecánicas de los hierros fundidos no será necesario el precalentamiento de las piezas cuando existe la libre dilatación, sin embargo para evitar la formación de cementita se aplica un ligero precalentamiento final. En piezas, de hierro fundido, rígidas es decir, cuerpos huecos reforzados con nervios, el calentamiento local es inútil y entonces es indispensable el calentamiento total, el cual debe ser uniforme en todas las secciones. En piezas grandes se aplica un precalentamiento local mantenido durante el proceso para lograr la libre dilatación de la pieza.

Caldera *et al.* (2003) es del criterio que una vez realizada la soldadura, debido al rápido enfriamiento que esta experimenta, se temple, lo que le confiere una gran dureza y fragilidad que imposibilitaría una adecuada utilización del elemento a la vez que impide el mecanizado, es por esto que es de gran importancia la realización del precalentamiento previo a la soldadura y un enfriamiento controlado.

En la zona de influencia térmica y más específicamente en la zona de sobrecalentamiento el aumento de la temperatura al elevar el coeficiente de difusión favorece la migración de los átomos

de carbono de la inclusión de grafito hacia el grano de austenita. Si el enfriamiento de la aleación es lento parte de este carbono regresará a la inclusión de grafito. En caso de enfriamiento rápido este carbono reaccionara con el hierro formando carburos y cementita (Torres, 2010).

Al soldar hierros fundidos surgen dos problemas fundamentales; primero aparecen grietas debido a la casi nula plasticidad del material y la relación entre sus propiedades físico-químicas y sus propiedades mecánicas. La presencia del grafito en forma laminar constituye un factor que favorece el desarrollo del agrietamiento y en segundo lugar, se dificulta grandemente 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).

### 1.5.2. Factores que determinan la soldabilidad del hierro fundido

Según Pouranvari (2010), la soldabilidad de las fundiciones está determinada por las propiedades metalúrgicas del metal base, la composición química y los tratamientos térmicos, al igual que las dimensiones y la forma de la pieza, el metal de aporte y la sensibilidad del metal de soldadura a la dilución con metales disímiles. La dilución se lleva a cabo por mezcla del metal de aporte y el metal base. Si el metal de soldadura no puede tolerar la mezcla con el metal base, hay poca soldabilidad, donde el porcentaje de dilución del metal de soldadura depende de la entrada de calor, del proceso de soldadura y de la configuración de la junta a ser soldada.

Según lo menciona la Kobe Steel (2011), 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. Las temperaturas de fusión del material durante el proceso de soldadura son de vital importancia, ya que dependiendo el proceso, en este caso (SMAW), se tiene la característica que la temperatura es alcanzada instantáneamente, pero el tiempo de enfriamiento del mismo, por ser de poca penetración, es relativamente corto.

Debido a que las fundiciones por lo general tienen un bajo punto de fusión, aproximadamente 1 200 °C en promedio a 1 500 °C, se crea instantáneamente la piscina de fundición y al reducirse significativamente la temperatura en un corto tiempo, la estructura de las zonas afectadas por el calor (ZAC), prácticamente entran en un proceso de temple, lo cual transforma la estructura interna de esas zonas, convirtiéndolas en una fundición blanca, fragilizando la zona trabajada permitiendo una posible fisuración de la soldadura o fractura de la misma al producirse la contracción del fluido

durante su solidificación. En la figura 1.6 se muestra la representación microestructural de la (ZAC) en soldadura de fundición de hierro.

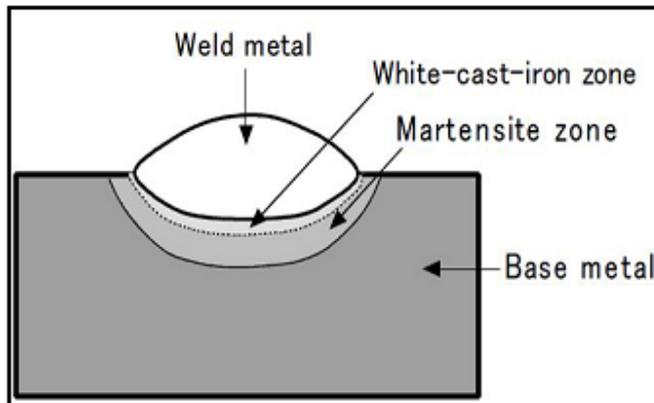


Figura 1.6. Representación microestructural de la (ZAC) en soldadura de fundición de hierro.

Fuente: Kobe Steel (2011).

Las diferentes estructuras de las fundiciones permiten distintos grados de expansión del material a una misma temperatura, provocando defectos en la soldadura o posibles futuras fallas al momento de la solidificación de los elementos al enfriarse. Se atribuye también a la creación de tensiones residuales de origen térmico durante el proceso.

Como lo menciona Aguilar (2011), la solidificación de los metales se inicia a partir de las paredes del molde o segmento que contiene la fundición, en este caso, al aplicar el proceso de soldadura el electrodo forma una piscina de fundición líquida en conjunto con el metal base fusionada, sobre la cual se solidifica la fundición. El proceso se produce instantáneamente y varía dependiendo de la velocidad de aplicación del cordón de soldadura, lo que produce una solidificación hacia el centro del cordón en dirección del depósito de soldadura.

Al existir diferentes estructuras cristalinas por las diferencias de temperatura, se hace necesaria la permanencia de calor en la zona afectada para evitar la formación de estructuras frágiles y velocidades de enfriamiento similares en las áreas trabajadas. Según la Kobe Steel (2011), entre mayor sea la temperatura de precalentamiento, se obtendrán mejores resultados, estructuralmente hablando, de la zona trabajada, reduciendo significativamente zonas con alta dureza.

Como problema elemental en las fundiciones de hierro, se tiene el efecto que el carbono produce en la soldadura. Debido a que las fundiciones de hierro contienen un mayor porcentaje de carbono que las demás aleaciones de hierro-carbono, se dificulta dicho proceso por la reacción que cada

elemento que se encuentra en la matriz de la fundición produce al aplicarse una temperatura específica. La ASM (2005), menciona que se reduce significativamente la capacidad de manejar las tensiones internas, la expansión y contracción del material, debido a que el carbono disminuye su temperatura mucho más rápido que la fundición misma.

De interés particular refiere Ferrer *et al.* (2007) que al mismo tiempo, adquiere significancia no solo la cantidad de carbono presente, sino la forma y disposición de este, facilitando la soldadura en algunos casos. Por ejemplo, se puede comparar la fundición maleable con la fundición gris; la maleable posee el carbono incrustado en pequeñas formas esferoidales, mientras que en la fundición gris se manifiesta en forma de hojuelas.

Las formas esferoidales facilitan la distribución de calor en todo el material permitiendo mayor ductilidad y disminuyendo el efecto que el carbono proporciona, mientras que en una fundición gris se distribuye el calor en formas distintas a lo largo de las hojuelas de carbono, lo cual influye significativamente en el comportamiento del material con las diferencias de temperatura aplicadas, lo que repercute en los procesos de soldadura, produciendo fisuras o fracturas en el proceso de solidificación.

Cuando el material se calienta, como en el caso de la realización de una soldadura, la matriz se puede enriquecer localmente de carbono y debido al enfriamiento rápido, en la zona afectada térmicamente, pueden llegar a formarse fases duras y frágiles que pueden causar agrietamiento. Debido a estos factores metalúrgicos, los hierros fundidos son más difíciles de soldar que los aceros al carbono, además, las eficiencias (recuperación de las propiedades mecánicas de las piezas), en las juntas no alcanzan el 100 %.

Según Ramos *et al.* (2005), cuando se precalienta la pieza, los cordones de soldadura son más dúctiles y menos frágiles, pero la soldadura es más difícil de realizar. Durante la ejecución de la soldadura se debe mantener la pieza a la temperatura de precalentamiento y esta temperatura depende de la configuración, forma y tamaño de la pieza. Mientras mayores sean los espesores y complejidad de las piezas a soldar, mayor cuidado debe tenerse para evitar altas velocidades de enfriamiento que pueden conllevar a agrietamiento del cordón de soldadura o del metal base.

### 1.5.3. Metates de aporte para soldar hierro fundido

Los electrodos más comunes para soldar hierro fundido son los de núcleo metálico de aleación de níquel, ya que evitan la fisuración por la aparición de fases duras y frágiles, además tiene una alta

elongación que permite soportar la dilatación y contracción durante el proceso de soldadura como también es maquinable. Adicionalmente se deben seleccionar los electrodos de menor entrada de calor que en otras palabras son los que trabajan a menores amperajes (EUTECTIC CASTOLIN, 2002 y Marulanda *et al.*, 2007).

Los electrodos utilizados para la soldadura del hierro fundido según la American Welding Society (A.W.S.) se dividen de acuerdo a (AWS, 1992) en:

- ✚ Electrodos base hierro AWS: ECI, ESt.
- ✚ Electrodos de níquel - hierro AWS: ENiFeCl.
- ✚ Electrodos de níquel puro AWS: ENiCl.
- ✚ Electrodos de metal monel AWS: ENiCu-A, ENiCu-B.
- ✚ Electrodos de bronce AWS: ECuSn-A, ECuSn-C.

En Udim *et al.* (1954) se dan las consideraciones de la utilización de cada uno de estos electrodos en dependencia de la tecnología de soldadura que se desee aplicar en cada caso. Cuando se realiza la soldadura en frío se recomienda la utilización de cualquiera de estos electrodos teniendo en cuenta diferentes requisitos.

Con el objetivo de disminuir los costos de las soldaduras se recomienda realizar la soldadura depositando cordones alternos de electrodos de níquel y de níquel hierro. Así se consigue elevar también la resistencia mecánica de la costura. En costuras muy grandes se recomienda asimismo depositar un lecho o base de electrodos de níquel y níquel hierro y los cordones de relleno realizarlos electrodos de acero del tipo E6013 o E7018.

Cuando una fundición es soldada en caliente, presenta una disminución en la proporción de cementita en la zona de unión y una notable mejoría en la apariencia de la soldadura. En la soldadura en frío de las fundiciones grises con electrodos de acero, la transformación en cementita, de la zona de unión, se acentúa y la parte fundida está constituida casi totalmente por una estructura martensítica. La soldadura con electrodo de níquel o monel, da mejores resultados, obteniéndose una notable mejoría de la línea de unión, debido a la influencia grafitizante del níquel (Luddey *et al.*, 2007).

Todas las fundiciones de hierro, se consideran soldables, pero en menor grado que los aceros al carbono y con excepción de la fundición blanca, debido a que tiene poca ductilidad y no es capaz de

absorber los esfuerzos térmicos que se generan en el metal base al soldarse. Además las fundiciones maleables de corazón negro tampoco son soldables (SAGER S.A., 2004).

Los hierros grises tienen soldabilidad limitada, debido a esto se debe poner mayor cuidado en el diseño del procedimiento de soldadura a utilizar (Bott et al., 2005; Ju, 2008). Las reparaciones en fundición de hierro gris o maleable son trabajos que, comúnmente, se encuentran en las prácticas diarias y se consideran dentro de los más difíciles. Cuando se suelda hierro fundido hay una capa dura y frágil adyacente a la soldadura que genera grietas y deformación, por lo que es necesario un estudio tecnológico detallado de tales procesos metalúrgicos (Janowak y Gundlach, 1987; Chelín, 2009).

Al estudiar una unión realizada por soldadura los valores de la temperatura alcanzados en cada punto están relacionados con varios factores, como la distancia a que se encuentra la fuente, la velocidad de traslación e intensidad de la misma, donde para el caso correcto de la distancia, existen datos en la literatura (Gómez, 2003) que plantean que la temperatura lograda en un punto determinado guarda una relación inversa con la separación desde la línea de aplicación del calor.

Este aspecto es de extraordinaria importancia durante la soldadura de reparación de piezas de hierro fundido, ya que un incremento de la energía aportada durante el proceso determina que la zona de influencia térmica sea mucho mayor, con la posibilidad de formación de estructuras de elevada fragilidad que afecten directamente la resistencia de la unión.



## 1.6. Conclusiones del capítulo 1

- Los métodos de análisis numérico han contribuido, en gran medida, a la comprensión del papel de las tensiones residuales en piezas soldadas. En forma particular, el método de los elementos finitos (FEM) se ha convertido en una herramienta poderosa para el análisis de la vida residual y la integridad estructural de uniones soldadas con presencia de un campo de esfuerzos residuales.
- En las literaturas consultadas se pudo establecer que los defectos de las uniones soldadas se determinan como detalles geométricos que inducen concentración de esfuerzos que aceleran los mecanismos de iniciación y propagación de las grietas de fatiga.
- Los procedimientos actuales de modelamiento incluyen la generación de modelos geométricos empleando un mejor grado de detalle del cordón de soldadura y del material a unir, considerando la influencia que tienen el perfil del cordón, desalineación entre las partes y las variaciones de espesor.

# **Capítulo 2**

## **Materiales y métodos**

## CAPÍTULO 2. MATERIALES Y MÉTODOS

### 2.1. Introducción

Las tensiones térmicas que se originan en los procesos de soldadura, pueden ser de tracción y de compresión. Las altas tensiones residuales a tracción son conocidas por promover fractura y fatiga, mientras que las tensiones residuales a compresión pueden inducir a indeseables y a menudo imprevisibles pandeos globales o locales durante o después de la soldadura. Existen diferentes métodos experimentales para la obtención de las deformaciones y tensiones residuales en soldadura; entre ellos se encuentran los métodos no destructivos, tales como, el método de difracción, que pueden ser por técnicas de difracción por haz de electrones, difracción por rayos X, difracción con neutrones, los cuales son muy exactos pero costosos; también se pueden mencionar las técnicas Magnéticas y Eléctricas, en las que se encuentran las técnicas por ultrasonidos, efecto piezoespéctroscópico, método foto-elástico, termo-elástico, sin embargo el MEF tiene muchas ventajas, entre ellas, su simplicidad conceptual y su fácil implementación.

El capítulo tiene como objetivo establecer el procedimiento metodológico para la determinación de las tensiones que se originan en la soldadura del hierro nodular con diferentes materiales de aporte a través del Método de los Elementos Finitos, así como el comportamiento de las isothermas durante el calentamiento y enfriamiento del material.

### 2.2. Composición química de la fundición nodular

En los procesos de soldadura es importante mantener una composición química uniforme en la pasada de raíz. Para muchas aplicaciones en corrosión, la adición de metal de aporte es esencial para que la soldadura tenga una resistencia a la corrosión similar a la del metal de base. En la tabla 2.1 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 2.1. Composición química del hierro nodular, en %

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

Elevado contenido de C en las fundiciones, tanto el grafitico como el contenido en la matriz, 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  $Fe_3C$  e incrementando el contenido de carbono y silicio incrementa el potencial de grafitización y fluidez del hierro fundido, sin embargo su resistencia se ve afectada, ya que se promueve la formación de ferrita y el engrosamiento de la perlita.

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 sólo una leve influencia sobre las propiedades y estructura de hierro nodular, ya que afecta a la forma del grafito considerablemente menor que en el caso del hierro fundido gris. Sin embargo, para evitar la contracción excesiva, alta tendencia de enfriamiento, la flotación de grafito o una temperatura de transición de alto impacto, cantidades óptimas de carbono y de silicio debe ser seleccionado.

### 2.3. Preparación de la junta para la soldadura

En la figura 2.1 se muestra la preparación de junta que se utilizó para el proceso de unión. Los cordones de soldadura se aplicaron de manera intercalada, los mismos presentan una longitud no superior a 40 mm, la forma de preparación de la unión es de bisel en simple "V" a  $60^\circ$ .

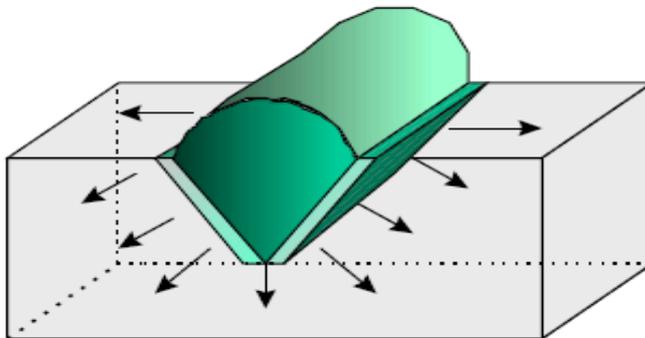


Figura 2.1. Preparación de la unión para un flujo de calor tridimensional. Fuente: Andalia (2017).

El espesor del material y la geometría de la junta juegan un rol importante en la configuración de los ciclos térmicos de soldadura. En correspondencia con el espesor del material, se consideró una placa gruesa, por lo que el flujo de calor es tridimensional. En estas condiciones, si la velocidad de enfriamiento aumenta al aumentar el espesor, decrece con esto el tiempo de permanencia a altas temperaturas. El perfil de la junta tiene un diseño tal que se la considera como 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 y posibles defectos como presencia de cráteres en la finalización del cordón.

### 2.3.1. Características de los materiales de aporte

El electrodo consta de un revestimiento a base de sustancias químicas que cumple varias funciones y posee además un extremo no revestido que permite fijarlo en el porta electrodo. La elección de los electrodos se realizó según recomendaciones (AWS-A5-28-79, ASME SFA 5.28, 2006).

El electrodo E 316L - 16 se emplea en la soldadura de los aceros inoxidable del tipo 18 % Cr - 12 % Ni - 2,5 %. Piezas tipos de bajos y extra bajo contenido de carbono, recomendable en la soldadura de aceros inoxidable estabilizados con titanio o niobio siempre que las propiedades mecánicas no sean un factor determinante, pudiendo utilizarse como alternativa del electrodo AWS E 318. Las aplicaciones abarcan temperaturas de servicio desde - 120 °C hasta 400 °C. Apto para la soldadura de los aceros AISI 316 L Tipos ASTM: A 182 Gr. F 316L, A 213 Gr. TP 316L, A 296/A 351 Gr. C F8 M, A 314 Type 316 L y sus similares. Fabricación de tanques, tuberías y equipos para las industrias: química, alimenticia, textil y farmacéutica. En la tabla 2.2 se muestra la composición química del electrodo.

Tabla 2.2. Composición química del electrodo E 316L – 16, en %

Electrodo	C	Mn	Si	Mo	Ni	Cr
E 316L - 16	0,03	0,90	0,80	2,2	12,0	19,0

Electrodo de revestimiento rutilico que exhibe arco suave de baja salpicadura con fácil encendido y reencendido, que genera un depósito de soldadura de superficie lisa con excelente acabado y fácil remoción de escoria, resistente a la corrosión intergranular hasta temperaturas de servicio de 400 °C y a la corrosión por picaduras y hendiduras en medios que contienen ácidos no oxidantes. No escama en presencia de aire y gases oxidantes de combustión hasta temperaturas de 800 ° C.

El electrodo UTP 65, considerado como un electrodo especial austenítico ferrítico de excelentes características de soldabilidad y alta resistencia mecánica. La clasificación según DIN 8556 E 18 – 8 Mn R 26. Es un electrodo especial austenítico ferrítico para trabajos críticos, con características mecánicas sobresalientes. En la tabla 2.3 se muestra la composición química del depósito.

Tabla 2.3. Composición química del electrodo UTP 65, en %

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

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, aceros de alta resistencia, aceros aleados, aceros susceptibles de tratamiento térmico y acero de herramientas.

#### 2.4. Metodología de cálculo para el proceso de soldadura

La soldadura por arco eléctrico es un proceso en el cuál una muy intensa fuente de calor en movimiento es aplicada sobre la superficie de trabajo. Puede resultar sumamente interesante predecir la forma de los gradientes de temperatura que genera en el metal base (MB) esta fuente de calor, para entender fenómenos tales como: el ancho y la profundidad de penetración, los cambios microestructurales que se producen en la zona afectada por calor del metal base, las tensiones residuales que se generan así como la realización de predicciones sobre posibles problemas de fisuración de la junta, todos ellos en función de un determinado calor aportado ó "*heat input*".

En la tabla 2.4 se muestran los parámetros a considerar para la determinación del ciclo térmico y las isothermas en la soldadura del hierro fundido nodular.

Tabla 2.4. Parámetros para el proceso de soldadura

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

**Velocidad de soldadura:** en la soldadura por arco, a una velocidad determinada, se agrega metal fundido en la región de contacto, delante de esta región, el metal base permanece más o menos inafectado por el calentamiento del material y por lo tanto no están presentes esfuerzos residuales, durante el proceso de deposición se forma la zona afectada por el calor ZAC, donde las deformaciones plásticas ocurren durante la soldadura. En consecuencia, según avanza la fuente, existe variación en las temperaturas y da origen a la formación de las diferentes isothermas, que a su vez varían cuando el material se está enfriando.

**Temperatura de fusión del electrodo:** la disociación del proceso de soldadura en campo de temperatura, tiene un valor significativo para el tratamiento numérico-analítico, especialmente de los esfuerzos residuales de soldadura y deformaciones de soldadura. Durante el proceso de soldadura se

calienta bruscamente de forma localizada la zona de la unión en comparación al área adyacente, lo que genera una distribución de temperaturas no uniforme, además la temperatura cambia durante todo el proceso de soldadura en términos de enfriamiento y calentamiento por lo que se generan esfuerzos de compresión en las zonas cercanas al cordón de soldadura y esfuerzos de tracción en el área adyacente al cordón de soldadura. Se tuvo en cuenta las temperaturas de fusión de los electrodos por considerar que a partir de las mismas ocurren las transformaciones de fases en la aleación objeto de estudio.

Uno de los puntos más importantes para elegir un modelo, es que este se apegue a las constantes y variables del proceso. En este caso, las constantes, que se tienen, son las propiedades físicas y mecánicas del hierro fundido y del material de aporte. En tanto a las variables, sólo se cuenta con la altura y con la distancia de separación entre las dos piezas. El calor aportado durante el soldeo produce, en el material base, complejos ciclos térmicos no convencionales, que dan lugar a una serie de fenómenos:

- ✚ Cambios microestructurales, producidos en la ZAC,
- ✚ Tensiones residuales,
- ✚ Efectos que producen los dos anteriores, en la resistencia y la tenacidad a la fractura.

#### 2.4.1. Cálculo del ciclo térmico

El régimen de soldadura depende de diversos factores: tipo de material base, tipo de alambre, fundente, tipo de unión. Este proceso ocurre en tiempos muy cortos y con una variación de temperaturas extremas que van desde la fusión hasta aquellas que no afectan la estructura del metal base. En general la velocidad del arco a lo largo de la pieza de trabajo es mucho mayor que la velocidad de difusividad térmica. El flujo de calor en la dirección del trabajo es pequeño comparado con el de la dirección perpendicular de avance.

Cada soldadura tiene una superficie de sección transversal que se puede determinar directamente por cálculos geométricos, en nuestro trabajo el área de la sección transversal se considera a partir de la preparación de la unión en el lugar donde se originó la grieta.

$$F = (T - CS)^2 \tan\left(\frac{A}{2}\right) + \frac{AR}{T} \quad (2.1)$$

Donde:

$F$  - área de la sección transversal;  $\text{cm}^2$



$A$  - 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) es 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 significativamente en el ancho del cordón; influye notablemente 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 y según Rodríguez (1987) se determina como:

$$U_a = 0,05 \cdot I_s + 10 \quad (2.2)$$

Donde:

$U_a$  - tensión del arco; V

La velocidad de soldadura es el desplazamiento del electrodo a una velocidad adecuada (velocidad de soldadura) fundiendo constantemente una porción del metal base y adicionando metal de aporte producto de su propia fusión. En la medida que el proceso se desarrolla el baño metálico solidifica y forma el metal de la costura, según Rowe y Jeffeus (2008) se determina como:

$$V_s = \frac{\alpha_d \cdot I_s}{F \cdot \rho} \quad (2.3)$$

Donde:

$V_s$  - velocidad de soldadura; mm/s

$\alpha_d$  - coeficiente de aporte; g/A min ( $\approx 10 \% I_s$ )

$F$  - área de la sección del cordón, cm<sup>2</sup>

$\rho$  - densidad del metal fundido; g/cm<sup>3</sup>

La energía lineal del proceso de soldadura tiene en cuenta que, 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 (2000) propone la siguiente ecuación:

$$E_L = 60 \cdot \eta \frac{U_a \cdot I_s}{V_s} \quad (2.4)$$

Donde  $E_L$  es la energía lineal, en J/cm y  $\eta$  es la eficiencia de la fuente de calor; %

La eficiencia ( $\eta$ ) del proceso de soldadura SMAW oscila entre 0,6 a 0,8 (Cary, 1998). 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.

$$L_l = \frac{Q}{2\pi\lambda(T_s - T_0)} \quad (2.5)$$

Donde:

- $L_l$  - longitud del charco de soldadura; mm
- $Q$  - energía entrante; W
- $\lambda$  - conductividad; W/mm K
- $T_s$  - temperatura de fusión; °C
- $T_0$  - temperatura inicial; °C

Si se combina la longitud de la gota de soldadura con la velocidad de recorrido o de avance (longitud entre velocidad), así resulta el tiempo  $t$  de la fase líquida en un punto, en la línea central de la soldadura, el cual es observado por el soldador a la hora de ejecutar la soldadura.

Para el cálculo de la energía entrante se emplea la siguiente ecuación:

$$Q = q \cdot l \quad (2.6)$$

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 (Howard, 1992) o la energía entrante, se calcula como:

$$q = \frac{I_s \cdot U_a}{V_s} \eta \quad (2.7)$$

El método más usual es determinar la velocidad de enfriamiento del cordón sobre la línea central de soldadura en un instante en el cuál 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 sustancialmente independiente de la posición.

Weman (2003) propone determinar la velocidad de enfriamiento del cordón a partir del parámetro adimensional "espesor relativo de la placa" el cual permite determinar cuándo considerar un flujo en dos o tres dimensiones y tipo de placa, su expresión matemática es:

$$\tau = d \sqrt{\frac{\rho C_e (T_c - T_0)}{q}} \quad (2.8)$$

Donde:

- $\tau$  - parámetro adimensional de espesor relativo de la placa
- $d$  - espesor de la placa: mm
- $\rho$  - densidad del material; g/cm<sup>3</sup>
- $C_e$  - calor específico; J/m °C
- $T_c$  - temperatura de fusión; °C
- $T_0$  - temperatura inicial; °C

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

$$R = \frac{2\pi\lambda(T_c - T_0)^2}{q} \quad (2.9)$$

El tiempo de enfriamiento del cordón se determina por la ecuación 2.11.

$$t = \eta \frac{I_s^{(1,24+0,0005T_c-0,005v_s)} \cdot U_a^{0,59}}{108 \cdot v_s^{(0,78-0,0005T_c)}} \quad (2.10)$$

## 2.5. Cálculo de las isotermas

Teniendo en cuenta que se tiene una sección transversal pequeña y sus dimensiones resultan ser mucha menos que las dimensiones del cuerpo que se calienta, se puede considerar una fuente lineal ya que el calor de la fuente se distribuye por una línea, en este caso, la temperatura va ser homogénea y el calor se propaga a lo largo de la superficie.

Primero: calcular la distribución de temperaturas a lo largo del eje de costura y a cierta distancia de ella

Segundo: construir las curvas de distribución de temperatura en un gráfico donde las coordenadas sean T (°C) y X (m) para los puntos calculados.

La potencia térmica efectiva que se introduce al material base por la fuente sin considerar las pérdidas. El calor aportado, denota la relación entre la potencia del arco que ingresa en la pieza, respecto de la velocidad de soldadura.

$$Q_{ef} = 0,24 \cdot I_s \cdot U_a \cdot \eta \quad (2.11)$$

Donde:

$Q_{ef}$  - potencia térmica efectiva del arco; cal/s

### 2.5.1. Cálculo del coeficiente que considera la dimensión de temperatura

Son las pérdidas de calor por las superficies laterales. Durante la soldadura por fusión la interacción entre el metal base y la fuente de calor lleva a rápidos calentamiento y fusión y a una vigorosa circulación de metal fundido. En la pileta líquida la circulación de este 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 la en zona afectada por el calor (HAZ).

$$b = 2 \left( \frac{\alpha}{C \cdot \rho \cdot \delta} \right) \quad (2.12)$$

Donde:

$b$  - pérdida de calor por las superficies laterales;  $s^{-1}$

Para determinar la temperatura en los distintos puntos de las isothermas 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 isothermas de determinadas temperaturas aumentan.

La construcción de las isothermas está basada en el empleo de magnitudes inmensurables, para cuerpos semifinitos y para planchas delgadas.

$$T = \left( \frac{Q_{efec}}{2\pi \cdot \lambda \cdot R} \right) \quad (2.13)$$

Donde:

$T$  - temperatura; °C

$\lambda$  - 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 tener el gráfico de la temperatura, se toma 10 o más valores en la rama de enfriamiento (semieje negativo) y no menos de 5 en la rama de calentamiento (semieje positivo).

$$T = \left( \frac{Q_{efec}}{2\pi \cdot \lambda \cdot R} \right) \cdot e^{\frac{-V_s}{2a}(x+R)} \quad (2.14)$$

$$R = \sqrt{X^2 + Y^2} \quad (2.15)$$

### 2.5.2. 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

$$\rho = \left( \frac{V_{sol} \cdot R}{2 \cdot a} \right) \quad (2.16)$$

- Magnitud respecto a la temperatura

$$\theta = \left( \frac{4\pi \cdot \lambda \cdot a \cdot T}{Q_{efec} \cdot V_{sol}} \right) \quad (2.17)$$

- Variación de temperatura en un determinado tiempo

$$t = \left( \frac{\Delta x}{V_{sol}} \right) \quad (2.18)$$

Donde:

$t$  - tiempo: s

$x$  - 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 afecta su forma. Un incremento en la conductividad y difusividad del metal afecta tanto a la forma como al rango de las isothermas aunque estas últimas dependen ampliamente del material a ser soldado.

### 2.5.3. 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:

$$\%C = \%C + \left( \frac{\%Si + \%P}{3} \right) \quad (2.19)$$

La influencia combinada del carbono y el silicio normalmente se evalúa mediante la expresión siguiente:

$$C_{eq} = \%C + 0,3(\%Si) + 0,33(\%P) - 0,27(\%Mn) + 0,4(\%S) \quad (2.20)$$

Donde:

$C_{eq}$ , es el carbono equivalente en %; %C - por ciento de carbono; %Si - por ciento de silicio; %P - por ciento de fósforo; %Mn - por ciento de manganeso y el %S - por ciento de azufre.

### 2.6. Muestras soldadas para determinar las tensiones

Para establecer el comportamiento de las tensiones en las diferentes zonas, luego de realizado el proceso de soldadura se siguió el procedimiento que se muestra en las figuras 2.2 y 2.3. Se consideró para ello los procedimientos de soldadura utilizados.



Figura 2.2. Electrodo UTP 65.



Figura 2.3. Electrodo E 316L - 16.

En ambas figuras, la 2.2 y la 2.3, se 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 ellas se estableció el mismo procedimiento de soldadura, a partir de este procedimiento se

establecerá el comportamiento de las tensiones en correspondencia con la microestructuras obtenidas en la zona fundida (ZF), la zona de influencia térmica (ZIT/ZAT) y la interfase del cordón, donde para cada electrodo, independientemente de ser austenítico, debe existir variaciones en las morfologías.

### 2.6.1. 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 2.4 se corresponde con la microestructura de dicha muestra patrón.



Figura 2.2. Microestructura del hierro fundido nodular.

La microestructura de la figura 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, encontrándose con formas tanto bien redondeadas como algo degeneradas. El tamaño de los nódulos no es homogéneo y se puede observar como algunos nódulos se encuentran degenerados.

La distribución se debe al criterio de temperatura mínima utilizado para la nucleación, que se da en dos etapas; la primera origina los nódulos grandes, tienen más tiempo para crecer y la segunda los nódulos chicos y según la American Foundry Society, este tipo de estructura presenta un conteo nodular promedio de 22 nod/mm<sup>2</sup>. La ferrita, se encuentra 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.

Las propiedades físicas y en particular las mecánicas varían dentro de amplios intervalos respondiendo a factores como la composición química, rapidez de enfriamiento después del vaciado, tamaño y espesor de las piezas, práctica de vaciado, tratamiento térmico y parámetros microestructurales como la naturaleza de la matriz y la forma y tamaño de los nódulos de grafito, según el criterio de Suárez (2017).

## 2.6.2. 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. En la tabla 2.5 se muestran los parámetros.

Tabla 2.5. Parámetros para determinar las tensiones.

Electrodo ( $\emptyset$ )	Intensidad (A)	Temp elect ( $^{\circ}$ C)	Temp transf ( $^{\circ}$ C)	Tensiones (MPa)
3,2	A <sub>1</sub>	TE <sub>1</sub>	TT <sub>1</sub>	$\sigma_1$
3,2	A <sub>2</sub>	TE <sub>2</sub>	TT <sub>2</sub>	$\sigma_2$
3,2	A <sub>3</sub>	TE <sub>3</sub>	TT <sub>3</sub>	$\sigma_1$
3,2	A <sub>4</sub>	TE <sub>4</sub>	TT <sub>4</sub>	$\sigma_2$
3,2	A <sub>5</sub>	TE <sub>5</sub>	TT <sub>5</sub>	

En el proceso de soldadura ocurren diferentes fenómenos físicos como consecuencia de la interacción de los campos de temperaturas (termodinámica), de esfuerzos y deformaciones (mecánica) y de estado microestructural (metalurgia). El campo de temperatura es función de muchos parámetros de soldadura, tales como: potencia de arco, velocidad de soldadura, secuencia de soldadura y condiciones ambientales. La formación de esfuerzos residuales y distorsiones en la soldadura depende de muchos factores interrelacionados tales como: campo térmico, propiedades del material, condiciones de borde, tipo de soldadura y condiciones de soldadura. Se consideró la temperatura del líquido en la austenita  $T_{AL}$  y la temperatura eutéctica ( $T_E$ ).

## 2.7. Simulación por el Método de los Elementos Finitos

El modelo seleccionado para el estudio, corresponde a la geometría y régimen de preparación expuesto en la figura 2.5, que consiste en dos placas de dimensiones de 50 x 50 x 100 mm, de hierro fundido nodular, soldadas a tope, empleando el proceso de soldadura SMAW y acorde a las dimensiones de la

junta mostradas en el procedimiento precalificado denominado B-P1c del código AWS D1.1: "Structural Welding Code - Steel".

La simulación del proceso se ha realizado con el software comercial de elementos finitos SOLIWORD, donde 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 2.5 se muestra las consideraciones para el proceso de simulación del hierro FN, la 2.5a establece las condiciones de frontera y la 2.5b, el mallado del elemento para el electrodo E 316L-16.

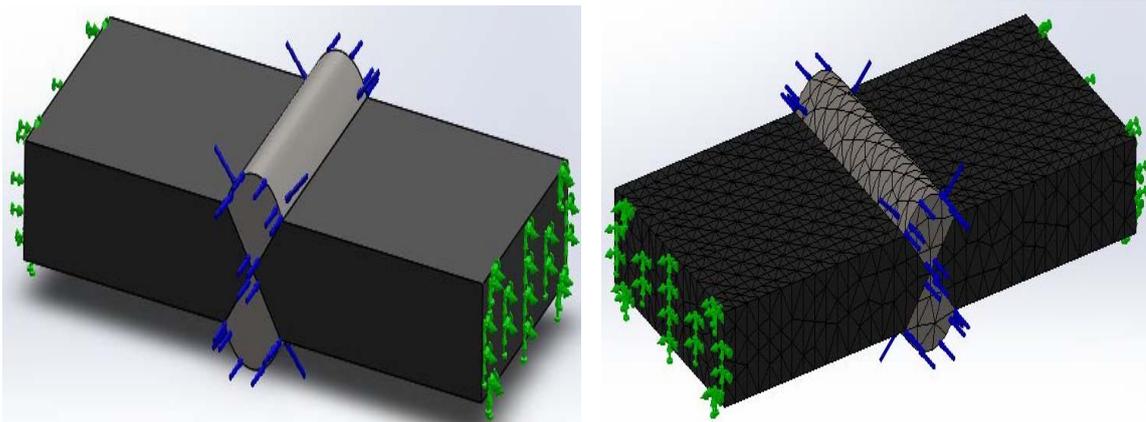


Figura 2.5a. Condiciones de frontera (E 316L-16). Figura 2.5b. Mallado del modelo (E 316L-16).

Las soldaduras fueron asignadas con temperatura del liquidus de 1 200 °C, estas fueron establecidas y la misma longitud de charco de soldadura fue asumida para todos los pases de soldadura, incluso considerando variación en la velocidad 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. Adicionalmente, el software SOLIWORD incluye el revenido en su modelo metalúrgico para fundiciones simples y aleadas. El

cálculo termo-metalúrgico se completa simultáneamente con el análisis térmico y juntos forman los datos de entrada para el análisis mecánico.

Se estableció las mismas condiciones para las muestras soldadas con el electrodo UTP 65. Las figura 2.6 muestra las consideraciones para el proceso de simulación con este material de aporte. La figura 2.6a se corresponde con las condiciones de frontera y la 2.6b el elemento mallado.

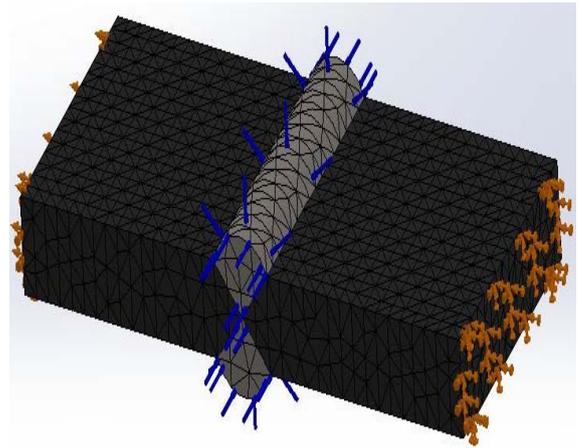
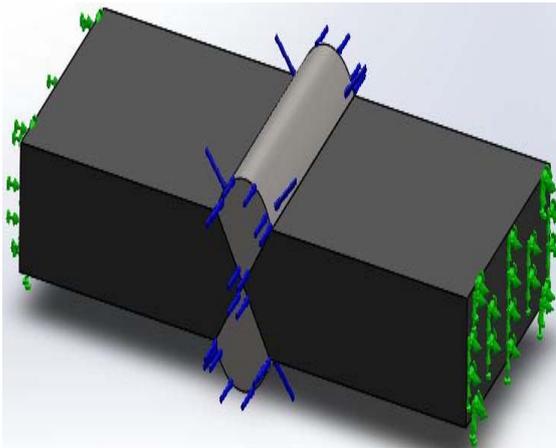


Figura 2.6a. Condiciones de frontera (UTP 65).

Figura 2.6b. Mallado del modelo (UTP 65).

La eficiencia ( $\eta$ ) del proceso de soldadura SMAW oscila entre 0,70 a 0,85. A los efectos de 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 empleado, pues en esta zona es que se colocan los puntos en los que se va a determinar la temperatura máxima y la historia térmica en general (puntos denominados por el software y situados a 0,01; 0,03; 0,05 y 0,09 m del centro del cordón respectivamente y a - 50 mm del punto de inicio de la soldadura).

Sobre las condiciones de carga y de frontera debe señalarse que el valor asumido del coeficiente de película, para la transferencia de calor por convección, fue de 41 J/sm °C, esta condición (la disipación del calor por convección) fue impuesta a todas las superficies. La transferencia de calor por radiación se despreció. Por otra parte el calor se introduce al modelo de forma volumétrica a través de las 12 partes correspondientes, en el modelo, al cordón de soldadura. La cantidad de calor introducida representa el calor total transferido a la pieza por el arco de soldadura, en base a la consideración de simetría.



## 2.8. Conclusiones del capítulo 2

- Se estableció el procedimiento de la soldadura para las isotermas bajo condiciones controladas, incluyendo temperatura de calentamiento con el objetivo de lograr una unión soldada con la calidad requerida.
- La determinación del ciclo térmico de soldadura con sus diferentes parámetros, permitirá determinar el efecto de las tensiones que se originan durante la soldadura del hierro fundido nodular, el cual presenta una temperatura de fusión de 1 200 °C, condición para establecer la distribución de estas temperaturas.
- Los resultados del estudio realizado indican que cuando no se considera la termodependencia de la conductividad térmica y del calor específico o cuando solo la primera de las propiedades antes mencionadas depende de la temperatura, se obtienen valores sobrestimados de temperatura, en la zona aledaña al cordón.

## **Capítulo 3**

### **Análisis de los resultados**

## **CAPÍTULO 3. ANÁLISIS DE LOS RESULTADOS**

### **3.1. Introducción**

En las construcciones metálicas obtenidas mediante la aplicación de soldadura, está presente la posibilidad en mayor o menor grado de la pérdida de la forma geométrica de la estructura, la no coincidencia de bordes, desplazamientos apreciables, etc., debido al calentamiento no uniforme que se manifiesta durante la realización de la junta en el cordón y zonas próximas al mismo. Para minimizar estos defectos en una modelación por métodos numéricos es usada para representar ciertos aspectos del comportamiento del sistema, que en nuestro contexto está compuesto por el problema físico del calor aportado por la soldadura. Dos dificultades propias de la simulación numérica son: los modelos usados para describir el comportamiento del material y el modelo que define el ciclo térmico que genera la soldadura en el sólido.

El objetivo del capítulo es establecer los parámetros del ciclo térmico que permita la determinación de las tensiones por el método de los elementos finitos (MEF), así como el comportamiento de las isothermas en la fundición nodular soldadas con diferentes materiales de aporte.

### **3.2. Análisis del ciclo térmico de soldadura**

El cálculo del ciclo térmico de soldadura se determinó para los dos tipos de electrodos, el E 316 L-16 y el UTP 65, para la unión considerada, a tope, por la ecuación 2.1, se determinó, que el área de la sección transversal del cordón a considerar durante el proceso de simulación es de 0,54 cm<sup>2</sup>.

Durante el proceso de soldadura, el área de soldadura calculada, es calentada bruscamente en comparación al área adyacente y fusionada localmente. El material se expande como resultado de ser calentado. 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 exceden en parte al límite de fluencia, el cual se reduce a elevadas temperaturas. En consecuencia, el área de soldadura es plásticamente comprimida en caliente y después del enfriamiento, demasiado corto, estrecho o pequeño en comparación al área adyacente, expuesto por Andalia (2017).

La tensión del arco fue calculada por la ecuación 2.2 donde se consideró la intensidad de la corriente de 120 A , se determinó 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 a 35 V (Maratray, 2000).

Las funciones principales de la tensión (voltaje) son estabilizar el arco y proporcionar un cordón liso, sin salpicaduras. Por otro lado reporta Ghosh *et al.* (2004), que para electrodos de 3,2 mm, la tensión del arco no influye significativamente en el ancho del cordón; influye notablemente 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 principalmente de la corriente, la penetración varía alrededor de la velocidad y la tensión (Mohamed, 1998).

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

En los procesos de soldadura manual por arco eléctrico y electrodos revestidos para la unión del hierro nodular, se requiere de la polarización invertida que permite lograr mayor fusión en el baño y menor penetración, de esta forma se evita el emblanquecimiento o estructura blanca, que es fragilidad en los cordones de soldadura de estos materiales base. Con esta polaridad se consigue mayor penetración y un aumento en la duración del electrodo.

La velocidad de soldadura para realizar el proceso de unión del hierro fundido nodular se determinó por la ecuación 2.3, para un coeficiente de aporte de 15 g/A·h, el área de la sección transversal del cordón en una junta de 60° es de 0,54 cm<sup>2</sup> y una densidad del material de 7 200 g/cm<sup>3</sup>, se obtuvo una velocidad de soldadura de 0,015 m/s.

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 presentan los mismos, no obstante el propósito de una adecuada selección de la velocidad, causará la fusión de los materiales para que al solidificar permitan la formación de una unión integral, según fue reportado por Marulanda *et al.* (2007).

La energía lineal del proceso de soldadura se determinó por la ecuación 2.4, 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 obtenido para la energía lineal es de 18356,27 J/m.

El proceso de soldadura está caracterizado por los diferentes aportes de energía, así como las variaciones de temperaturas según las isotermas del proceso, la distancia a que se encuentra la fuente y la velocidad de traslación e intensidad de la misma en cada punto del material, donde para el caso correcto de la distancia, según la literatura consultada (Radhakrishnan, 2000) plantea que 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. Esta zona alcanza temperaturas mayores a la de fusión del propio material y por lo comentado anteriormente, la estructura del hierro nodular varía proporcionalmente a la zona afectada por el calor.

### **3.2.1. Análisis de los cálculos numéricos**

El cálculo de la longitud del charco de soldadura se determinó por la ecuación 2.5, 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 2.6 que tiene en cuenta una longitud de unión de 0,05 m, luego se sustituyó en la ecuación 2.7 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 es de 344,13 J/m. Los valores sustituidos establecen que la longitud del charco es de 9 mm.

Al combinar las ecuaciones para estimar la longitud del charco de soldadura, permitió determinar el tiempo de la fase líquida en un punto de la línea central de la soldadura, el cual es observado por el soldador a la hora de ejecutar la soldadura, según Cerjak (1998).

La longitud del charco puede ajustarse para transferir material fundido desde el electrodo hasta la pieza de trabajo, para remover películas superficiales que pudieran existir sobre la pieza de trabajo 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, ha sido reportado en los trabajos de Villa *et al.* (1999) y Fosca (2003).

En adecuación a la fórmula 2.8 se determinó el parámetro espesor relativo de la placa, que considera la densidad del material de 7 200 g/m<sup>3</sup>, la temperatura de fusión de 1 200 °C, la temperatura ambiente, 34 °C; el calor específico, 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 es de 0,008 m; el mismo permite

establecer que la unión a 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.

Los parámetros establecidos para considerar placas gruesas es para mayor de 0,9. La distinción entre chapa gruesa y fina se refiere al flujo de calor, cuando el flujo es fundamentalmente lateral y por la diferencia de temperaturas entre la superficie y la base que sean pequeñas en comparación con la temperatura de fusión, reportado por Dutra y De Paola (1996).

Por la ecuación 2.9 se determinó la velocidad de enfriamiento del cordón, para lo cual se consideró la temperatura de fusión, la temperatura ambiente, la conductividad térmica y la energía entrante. La velocidad de enfriamiento a la cual solidifica la soldadura del HFN es 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 2.10 se determinó el tiempo de enfriamiento del cordón, se consideró el rendimiento del proceso, la intensidad de corriente, la temperatura de fusión, la velocidad de soldadura y la tensión del arco. El tiempo será de 15 min.

Este tiempo de enfriamiento contribuye favorablemente 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.

Como la soldadura implica la aplicación de calor altamente localizado en aleaciones que responden a la ley física de expansión y contracción, capaces de afectar su estructura en condiciones de movimiento restringido, de esta manera se puede afirmar que durante el calentamiento la soldadura impone a una pequeña parte de las piezas, el aumento de volumen de esta resulta impedido por el calentamiento desigual del metal base y por el grado de embridamiento que tenga la misma, por lo que el crecimiento de volumen libre será función directa del gradiente de temperatura y del coeficiente de dilatación del material calentado, lo que coincide con lo planteado por Masubuchi (1980) y Glizmanenko (1968).

### 3.3. Análisis del comportamiento de las isotermas en la soldadura

En adecuación de la ecuación 2.11 se determinan las isotermas que inciden en el proceso de soldadura de la fundición nodular, donde para la potencia térmica efectiva a introducir por la fuente y establecer el proceso de soldadura se requiere de 1707,88 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 de los siguientes factores: el baño fundido, que actúa como foco de calor más o menos permanente. Aquí los parámetros a tomar en cuenta son la intensidad de corriente, el voltaje y la velocidad de avance, la masa del metal, que absorbe el calor. Aquí el 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. Aquí el factor a considerar es la temperatura ambiente o la temperatura a la cual ha de ser precalentado antes de soldar.

Un incremento en la densidad de corriente extiende el rango de las isotermas, pero esto no afecta su forma. Un incremento en la conductividad y difusividad del metal afecta tanto a la forma como al rango de las isotermas aunque estas últimas dependen ampliamente del material a ser soldado.

La potencia calcula es para chapa fina, como el establecido en el trabajo, en este caso, en las isotermas próximas al baño de fusión, si se introducen ciertas modificaciones referentes al tamaño finito de la fuente calorífica y al calor latente de fusión del material, debido a que la temperatura, los esfuerzos y las deformaciones cambian muy rápidamente cerca del cordón, nos permite establecer que se debe utilizar una malla fina cercana al cordón de soldadura para lograr exactitud y resolución, no obstante, en aquellos sitios alejados del cordón y de la ZAC, la cual en los procesos de soldadura por arco eléctrico presenta un ancho que oscila entre 2 y 4 mm, para reducir los costos computacionales sin sacrificar la exactitud, se empleará una malla gruesa.

Las pérdidas de calor por las superficies laterales calculado por la ecuación 2.12 permiten establecer que las mismas 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. A partir de eso se utilizó un modelo termo-mecánico de una sección transversal de la plancha. La temperatura en la línea de simetría (en el centro de la soldadura) fue prescrita de acuerdo a los resultados del modelo térmico.

Para construir las isotermas en la soldadura del hierro fundido nodular se consideró la ecuación 2.13, para diferentes magnitudes inmensurables. En la figura 3.1 se muestran los resultados.

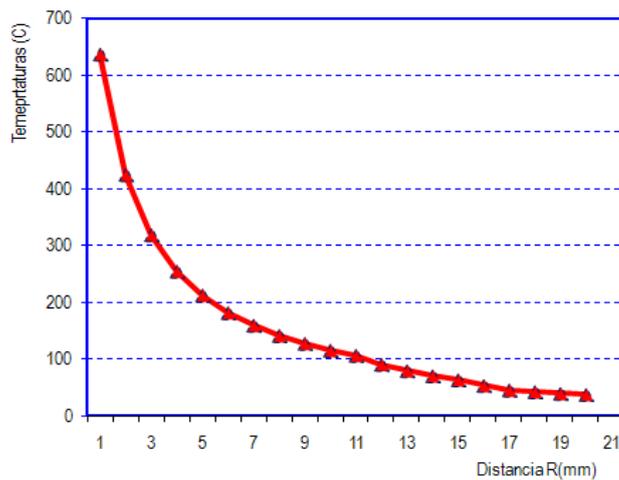


Figura 3.1. Comportamiento de la temperatura vs distancia.

Se observa que las temperaturas máximas alcanzadas decrecen rápidamente cuando la distancia al punto considerado 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.

En correspondencia con este comportamiento, no es difícil lograr una buena precisión de la temperatura a cierta distancia de la soldadura, especialmente si se realizan varias pasadas. El problema de coincidencia de las temperaturas medidas, naturalmente es mayor cuanto más cerca del arco se realiza la medición, planteado, criterio que ha sido expuesto por Carrión (2005).

Para calcular la distribución de temperatura a lo largo de la costura de enfriamiento como se muestra en la figura 3.2 se tuvo en cuenta la ecuación 2.14 y 2.15. 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 como en la rama de calentamiento las curvas son más abruptas, o sea, tienen mayor pendiente que en las ramas de enfriamiento, en la medida 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. Se observa además que 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.

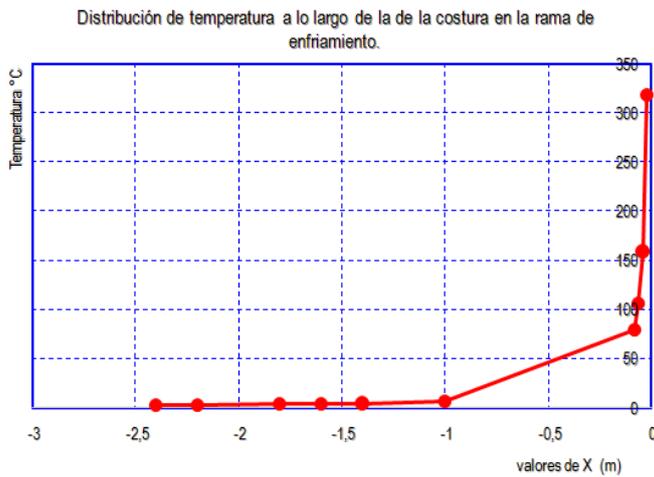


Figura 3.2. Distribución de temperatura a lo largo de la costura de enfriamiento.

La distribución de la temperatura por la superficie o volumen de un cuerpo, caracteriza los llamados campos de temperatura, los que representan al conjunto de todos los puntos de temperatura en un momento dado. Estos se pueden representar gráficamente o mediante expresiones matemáticas. Al unir los puntos, en un dibujo, que sobre la superficie, presenta en igual temperatura, 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, según el criterio de Gómez (2003).

### 3.3.1. Análisis de las magnitudes inmensurables

Por la ecuación 2.16 se determinó la magnitud respecto a la distancia. En la figura 3.3 se muestra el comportamiento obtenido.



Figura 3.3. Isotherma con respecto a la distancia.

la isoterma respecto a la distancia presenta una tendencia lineal, se considera una fuente 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 aparecen en la zona donde se ha calentado hasta una temperatura superior desde 500 hasta 525 °C. Es característica 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.

Al determinar la ecuación 2.17, permitió, según los puntos considerados, la distancia respecto a la temperatura. En la figura 3.4 se muestra el comportamiento obtenido.

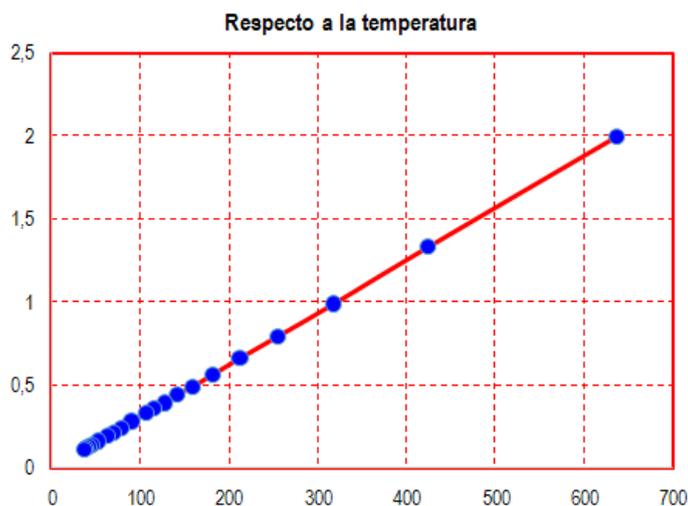


Figura 3.4. Isoterma con respecto a la temperatura.

Se obtienen isotermas para diferentes temperaturas, se observa que en la medida que se aleja de la fuente de calor, la tendencia es obtener puntos más alejados de la fuente. Las isotermas con respecto a 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 relacionadas con las propiedades del material caracterizando la no linealidad del proceso, teniendo en cuenta el análisis 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 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 2.19; el mismo es de 3,9 % C; lo cual se ubica por debajo de 4,3, siendo una fundición hipoeutéctica, de igual manera por 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 esta 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 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, de acuerdo con los criterios de autores como Gundlach (1984); Dardati *et al.* (2009) y Al-Ghonamy *et al.* (2012).

#### **3.4. 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 tuvo 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 en la soldadura del hierro nodular con electrodo E 316L-16 se muestra en las figura 3.5(a) referente a las tensiones de Von Mises, la 3.5 (b) la zona fundida, la 3.5 (c) la interfase del cordón, la 3.5 (d) la ZIT.

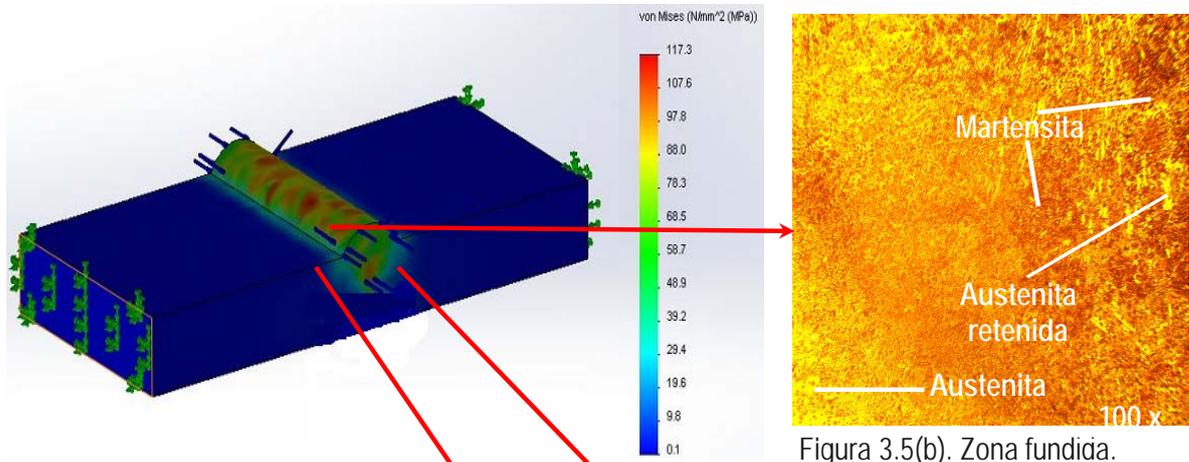


Figura 3.5(a). Tensiones de Von Mises.

Figura 3.5(b). Zona fundida.

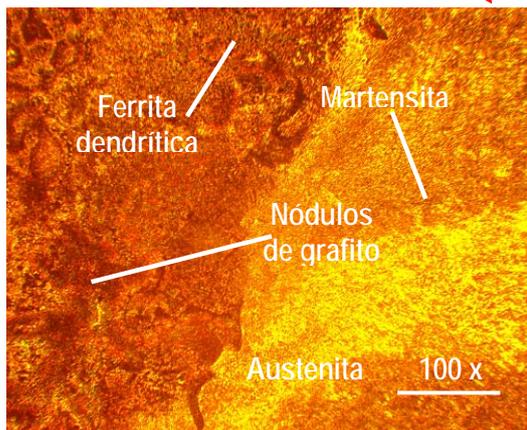


Figura 3.5(c). Interfase.

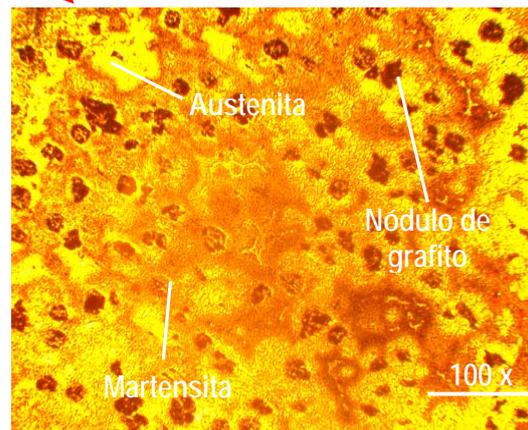


Figura 3.5(d). Zona Influencia Térmica.

Al realizar el proceso de soldadura del hierro nodular con electrodo E 316L-16, se observa que las máximas tensiones se obtienen en la zona fundida, con un valor de 117,3 MPa, en la medida 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 el descenso hasta la zona de influencia térmica, donde estas tensiones tienen un comportamiento entre 58,7 y 48,9 MPa, distribución de tensiones que están en correspondencia con las isothermas determinadas a distintas distancias de la fuente de calor.

El motivo de las 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 presencia de la austenita y 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, de acuerdo con el criterio de Lotsberg (2009).

Se realizó el análisis de las tensiones del depósito con el electrodo UTP 65. La figura 3.6(a) es las tensiones de Von Mises, la 3.5(b) la zona fundida, la 3.5(c) la interfase y la 3.5 (d) es la ZIT.

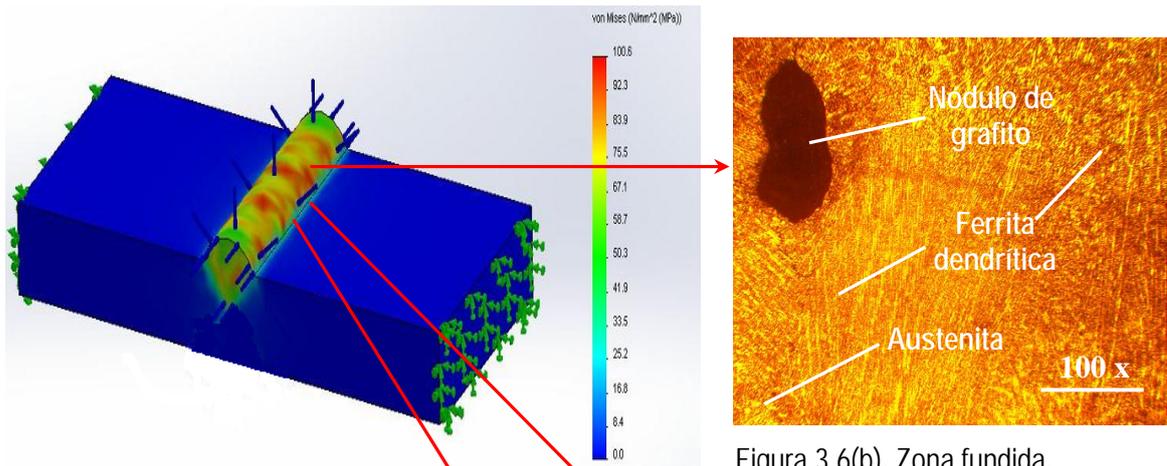


Figura 3.6(a). Tensiones de Von Mises.

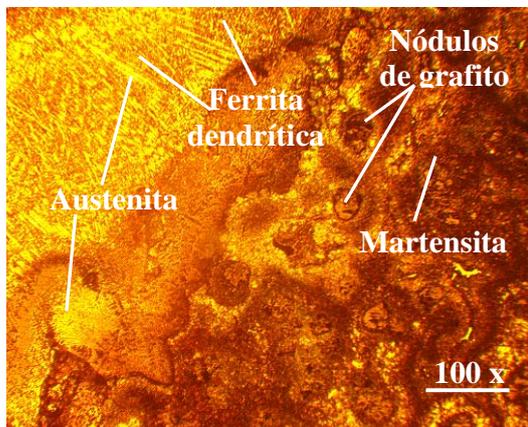


Figura 3.6(c). Interfase.

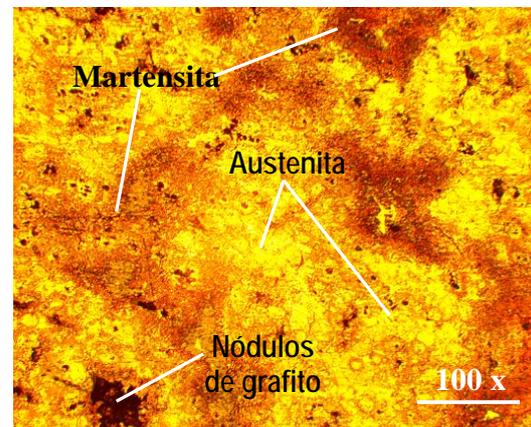


Figura 3.6(d). Zona de influencia térmica.

De acuerdo al análisis realizado para el depósito con el electrodo UTP 65, en la unión del hierro nodular se ha obtenidos variaciones en las tensiones, las cuales son de 100,6 MPa para la zona fundida; valor de tensión que se corresponde con los microconstituyentes presentes en la misma, en la interfase del cordón ya las tensiones comienzan a descender y en este punto la misma adquiere valores entre 83,9 y 75,5 MPa, aquí la fuente de calor es menos severa que donde se encuentra en centro del ciclo térmico y aunque se encuentra la martensita, las demás fases presentan menor dureza, ya al llegar a la zona de influencia térmica, la fluctuación de las tensiones está entre 58,9 y 33,5 MPa; muestra 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 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, según Torres (2010) y Pouranvari (2010).

Las bajas temperaturas de transformación promueven una fina precipitación de la fase ferrita, debido a que se incrementa la nucleación de la ferrita y la velocidad de crecimiento de grano disminuye en función del decremento de la temperatura de transformación, por lo tanto la ferrita de grano fino es producida a bajas temperaturas de transformación, la formación de ferrita en la unión soldada ayuda a mantener las propiedades mecánicas y el efecto del agrietamiento en la soldadura (entre 4 y 12 %), ya que es importante mantener el equilibrio de ambas fases, debido a que si el porcentaje de ferrita aumenta, la ductilidad de la unión se verá afectada.

### **3.5. 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 presentados, no de forma aislada en la superficie del material, han originados la presencia de esfuerzos residuales, los cuales tienen un efecto muy significativo en la integridad de las estructuras, debido a que disminuyen la resistencia a la fatiga y resistencia mecánica. En la tabla 3.1 se muestra el comportamiento de las tensiones en correspondencia con los parámetros de soldadura.

Tabla 3.1. Parámetros para determinar las tensiones.

Electrodo (Ø)	Intensidad (A)	Temp elect (°C)	Temp transf (°C)	Tensiones (MPa)
3,2	130	750	727	92,3
3,2	135	820	900	97,8
3,2	140	850	1 100	100,6
3,2	145	870	1 148	107,6
3,2	150	920	1 200	117,3

Al evaluar los parámetros de soldadura para estimar el comportamiento de las tensiones se observa que, en la medida que se incrementan los mismos, de igual manera lo hacen las tensiones. Para el hierro fundido nodular, las transformaciones de fase comienzan según el diagrama Fe-C a los 727 °C, desde 900 hasta 1 100 °C, isothermas del proceso de soldadura, existe la transformación del grafito en la austenita, hasta la temperatura de 1 148 °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 hasta 117,3 MPa.

### 3.5.1. Procesamiento estadístico de los datos

Se realizó el procesamiento estadístico para evaluar las variaciones de las variables involucradas en el experimento. En la tabla 3.2 se muestran los resultados obtenidos.

Tabla 3.2. 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	0,0606	
Temp transformación	-0,0381637	0,00480752	-7,93834	0,0798	
Temperatura electrodo	0,06117	0,0209673	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 porcentaje					
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 3 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, tenga 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. Por tanto, esto significa que, en la medida que el electrodo presente mayor temperatura para la fusión, introducirá más tensiones en la unión soldada.

### 3.6. Valoración económica

Los costos asociados a los cálculos de soldadura se muestran en la tabla 3.3, se consideró el proceso de unión de la soldadura.

Tabla 3.3. Costos del proceso de soldadura

Costo de la mano de obra	2,00 \$/m
Para una jornada de trabajo	25,60 \$/kg
Tiempo de servicio al puesto de trabajo	0,003 h
Tiempo de descanso del obrero	0,006 h
Gasto de la MOI	0,02 h
Tiempo inicial de trabajo	0,09 h
Costos indirectos	0,11 h
Costo de la energía eléctrica	0,05 \$/m
Costo total por kg depositado	37,90 \$
<b>Sub total</b>	<b>65,77</b>

El material depositado influye en peso total del elemento, a mayor peso, mayor costo, está directamente relacionado con el diámetro del electrodo, electrodo de mayor diámetro, depositan juntas de mayor espesor y mayor o menor velocidad de deposición, influye en el tiempo de ejecución del trabajo.

Para la realización del análisis económico también se consideró el tiempo de ejecución obtenido durante cálculo de los parámetros de trabajo en la computadora para la simulación del proceso. En la tabla 3.4 se muestran estos costos.

Tabla 3.4. Costo por concepto de tiempo y consumo

Por concepto de tiempo				Por concepto de consumo				
	Tarifa (\$/h)	Tiempo (h)	Costo <sub>Ti</sub> (\$)	Cantidad de equipos	Consumo (kW/h)	Tarifa (\$/kW)	Tiempo (h)	Costo <sub>Co</sub> (\$)
Técnico	2,34	4	9,36	2 - lámparas	4,8	0,09	4	0,43
				2 - Aire acondic	1,8	0,09	4	0,16
<b>Sub total</b>			9,36	<b>Sub total</b>			0,59	
Costo total para la realización de la simulación			$C_T = \text{Costo}_{Ti} + \text{Costo}_{Co}$ $C_T = \$ 9,95$					

El peso total por kilogramo depositado, lleva implícito los otros costos calculados anteriormente, por lo que para realizar la unión del hierro fundido Nodular, se incurre en un costo total de 75,72 CUP.

### 3.7. Valoración del impacto medio ambiental

En la soldadura, el desafío consiste en la continuidad del material o lo que llamamos la ausencia de defectos físicos y topoquímicos; también en la productividad a lograr en los distintos procesos y en muchos casos se le suma a lo anterior la necesidad de acercarse todo lo posible a la homogeneidad química y mecánica de la junta respecto al material a soldar. Para lograr estas metas ya existe un elevado nivel de conocimiento y experiencias dentro de todas las ramas de la técnica que intervienen en el proceso de soldadura, tales como el equipamiento, los materiales para soldar y los procedimientos a seguir.

Son alarmantes los datos acerca de los riesgos a la salud humana que trae consigo la realización, sin la protección necesaria, de la labor de soldadura. Son también impresionantes las cifras de dolencias y el número de soldadores que las padecen debido, sobre todo, a la ausencia de utilización de la protección necesaria para este trabajo.

Debido a los riesgos de enfermedades profesionales a que están sometidos los soldadores, ellos se incluyen dentro de un grupo llamado de sobre-riesgo, con una elevada tasa de jubilación temprana a



causa de las dolencias adquiridas en la ejecución de su trabajo. Esto también provoca la escasez de soldadores calificados que se mantengan de forma estable, con lo que se afecta seriamente el proceso de producción.

Los gases más comunes que aparecen como componentes del humo de soldadura son: el ozono, los gases nitrosos y el dióxido de carbono, aunque existen otros que se presentan en ocasiones particulares y en dependencia de las características específicas del proceso que se está realizando, como por ejemplo el gas fosgeno, los fluoruros.

Encontramos a la tecnología como concepto amplio que abarca un conjunto de técnicas, conocimientos y procesos, que sirven para el diseño, transformación y construcción de objetos para satisfacer necesidades humanas. Todo conocimiento conlleva el riesgo del error y de la ilusión. La educación del futuro debe contar siempre con esa posibilidad. El conocimiento humano es frágil y está expuesto a alucinaciones, a errores de percepción o de juicio, a perturbaciones y ruidos, a la influencia distorsionadora de los afectos, al imprinting de la propia cultura, al conformismo, a la selección meramente sociológica de nuestras ideas (Andalía, 2017).

Aunque el desarrollo de la tecnología permite el ahorro de recursos materiales, tiene sus impactos negativos, estos están asociados a afectaciones directas hacia el hombre, tal es el caso de la soldadura que a pesar de que existe un elevado nivel de conocimiento y experiencias dentro de todas las ramas de la técnica que intervienen en el proceso, tales como el equipamiento, los materiales para soldar y los procedimientos a seguir; aún no se puede ser tan optimista en lo que a su salud y seguridad se refiere.



### 3.8. Conclusiones del capítulo

- ✓ En correspondencia con las microestructuras presentadas en cada zona analizada, se han obtenidos las tensiones que se generan en el proceso de soldadura del hierro nodular con materiales de aporte, el E 316L-16 y el UTP 65.
- ✓ Se pudo determinar que el comportamiento de las isoterms durante el proceso de soldadura, ocurren por el efecto de las velocidades de calentamiento y de enfriamiento, donde las primeras presentan variaciones mucho más rápida que las segunda y ocurren en correspondencia con las temperaturas en las que tiene lugar las transformaciones de fases del hierro nodular.
- ✓ Al determinar el comportamiento de las tensiones en relación a los parámetros de soldadura, se determinó que, en la medida que el material de aporte presente mayor temperatura de fusión, este parámetro incrementa el valor de las tensiones en la unión soldada durante la aplicación del ciclo térmico de soldadura.

## CONCLUSIONES GENERALES

- ❖ 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 y 920 °C consideradas para ambos materiales de aporte, el E 316L-16 y el UTP 65 y con isotermas de 1 350, 800, 600 y 200 °C respectivamente, se realizó 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 estableció que el tiempo de enfriamiento entre 800 y 500 °C en la zona afectada por calor es constante para temperaturas máximas superiores a 900 °C.
- ❖ Al estimar la valoración económica del proceso de simulación por el método por elementos finitos en la unión de la fundición nodular, donde se consideró la mano de obra directa, concepto de tiempo y de consumo, se incurre en un costo total de 75,72 CUP.



## RECOMENDACIONES

- ❖ Determinar a partir del empleo de termocuba o cámara termográfica, el efecto de la distribución de las temperaturas a lo largo del cordón, considerando para en ello, la zona fundida, la interfase y la zona de influencia térmica.
- ❖ Establecer el proceso de calentamiento o del charco de soldadura, pero con la utilización de una fuente de generación de calor en función del tiempo, que permita determinar el efecto de la distribución del calor en la unión soldada.

## **Referencias bibliográficas**



## REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

1. Aguilar, W.; Boeri, R. Comportamiento a la segregación de los elementos de aleación usados en fundiciones esferoidales de fabricación, Jornadas SAM – IV Coloquio Latinoamericano de Fractura y Fatiga, Agosto, 2000.
2. Aguilar, R. Solidificación de Metales y Aleaciones y el Mecanismo de Cierre de la Ventana Fluida Durante los Ensayos de Fluidez (Ensayo Metodológico). Proyecto de investigaciones metalúrgicas. EMI, FIUSAC. Guatemala. 72 p. 2011.
3. Al-Ghonamy, A.; Ramadan, M.; Fathy, N.; Hafez, K.; El-Wakil, A. 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, 2012.
4. Andalia, G. Simulación por el método de elementos finitos de una soldadura disímil soldada con electrodos revestidos. Tesis en opción al título de Ingeniero Mecánico. 2017.
5. Apraiz, J. Fundiciones, 3ra ed. España: Editorial Dossat, S.A., Pág. 32–34; 58-59, 1963.
6. Arora P.; Singh P.; Bhasin V.; Vaze K.; Ghosh A.; Pukazhendhi D.; Gandhi P.; and Raghava P.; Predictions for fatigue crack growth life of cracked pipes and pipe welds using RMS SIF approach and experimental validation. Original Research Article International Journal of Pressure Vessels and Piping. 88 (10): 384-394. 2011.
7. ASM International. Welding Brazing and soldering. Metals Handbook, vol. 6. Metals Park. ASM International. Ohio. 2005. 2873 p.
8. Bao R and Zhang X. An inverse method for evaluating weld residual stresses via fatigue crack growth test data. Engineering Fracture Mechanics. Vol. 77, pp. 3143-3156. 2010.
9. Barsoum, Z.; Lundbäck, A. Simplified FE welding simulation of fillet welds – 3D effects on the formation residual stresses. Engineering Failure Analysis. 2009; 16 (16): 2281-9. ISSN 1350 6307.
10. Bott, I.; Souza, L.; Teixeira, H.; Rios, J. High-strength steel development for pipelines: a Brazilian perspective, Metallurgical and Materials Transaction, 36A (2): 443-454, 2005.
11. Carrión V.; Análisis Térmico-Mecánico de Soldadura mediante el Método de los Elementos Finitos. Tesis para optar por el título de ingeniero mecánico. 2005.
12. Carslaw, H.; Jaeger, J. Conduction of Heat in Solids, Oxford University Press, Cambridge, U.K., 1967. pp. 255.
13. Cary, H. Modern Welding Technology, 4th ed. Prentice Hall. Ohio. USA. 1998. pp. 107-204.



14. Catalina A.; Guo, X.; Stefanescu, D.; Chuzhoy, L.; Pershing, M. Prediction of room temperature microstructure and mechanical properties in gray iron casting, *AFS Transactions*, 108 (72): 247-257, 2000.
15. Celada, E.; Aguilar, R. Soldabilidad del acero AISI 1045 con electrodos E 8018 B2 y E 9018 B3. Proyecto de Investigaciones Metalúrgicas, EIM, FIUSAC. Guatemala. 7 p. (Presentado a la revista Científica del CII). 2013.
16. Cerjak, H. *Mathematical Modelling of Weld Phenomena 4*. Materials Modelling Series. Primera edición. 1998.
17. Christensen, N.; Davies, V.; Gjermundsen, K. The distribution of temperature in arc welding. *British Welding Journal* 12 (2): 54-75, 1965.
18. Dardati, P. Simulación micromecánica de la solidificación de la fundición dúctil, Tesis Doctoral, Universidad Nacional de Córdoba, Argentina, 2005.
19. Dardati, P. M., Celentano, D. J., Godoy, L. A., Chiarella, A. A., y Schulz, B. J., Analysis of ductile cast iron solidification: numerical simulation and experimental validation, *International Journal of Cast Metals Research*, 22-5:390-400, 2009.
20. Dong, Y.; Hong, J.; Tsai, C.; Dong, P. Finite Element Modeling of Residual Stresses in Austenitic Stainless Steel Pipe Girth Welds. *Welding Journal*, pp. 442s-449s, 1997.
21. Dutra, J.; De Paola, O. Comparacao entre o proceso MIG/MAG convencional e pulsada. XXII ENTS Blumeneau/ S.C, 239-243. 1996.
22. EUTECTIC CASTOLIN, Manual de soldadura, Eutectic Castolin, Bogotá 2002.
23. Ferrer, F. Salas, P.A. Maita, J. Orozco y M. Pascual. "Resistencia a la fractura de la soldadura de fundición dúctil realizada con varillas de fundición laminar y con electrodos de Fe-Cr-Ni y de Ni, con y sin precalentamiento". *Anales de la Mecánica de Fractura*. Vol. 2, pp. 533-536. 2007.
24. Fosca, C. Introducción a la metalurgia de la soldadura, Lima PUCP, cuarta edición, 2003.
25. García Y., Burgos, J.; Obtención de campos de temperaturas en juntas soldadas mediante el empleo de MEF. *Revista de la Facultad de Ingeniería*. Universidad Central de Venezuela.. Editorial Papiro, Venezuela, VOL 18-Nº 2, 2003. (a) Disponible en: < <http://www.revelo.com.ve/programa/indice/> > acceso: julio 2007.
26. Gianetto, J.; Fazeli, F.; Chen, Y. Microstructure and Toughness of Simulated Grain Coarsened Heat Affected Zones in X80 Pipe Steels, 10th International Pipeline Conference, Calgary, Canada, 2014.



27. Goldak, J. Oddy, A. McDill, M. Chakravarti, A.; Bibby, M.; House, R. Progress in Computing Residual Stress and Strain in Welds. Trends in Welding Research, p. 523, 1986.
28. Gómez, L. Modelamiento y simulación del efecto de la entrada de calor en la penetración de una junta soldada". DYNA, pp. 27-34, Medellín, Marzo 2003, ISSN-0012-7353.
29. Gómez, O., Soldadura de Metales. Universidad Industrial de Santander, 1993.
30. Goncalves, C. Estimation of heat source and thermal efficiency in GTAW process by using inverse techniques. Journal of Materials Processing Technology 172 (23): 42-51, 2006.
31. Gu, M.; Goldak, J. Mixing Thermal Shell and Brick Elements in FEA of Welds. Proc. of 10th Int. Conf. on Offshore Mechanics and Arctic Eng. (OMAE), vol. III-A Materials Eng., p. 1, 1991.
32. Gundlach, R.; Janowak, J.; Austempered Ductile Iron Combines Strength With Toughness and Ductility". Metal Progress, July 1985, P.19.
33. Guo, X., Stefanescu, D.; Chuzhoy, L., Pershing, M., Biltgen, G., A Mechanical Properties Model for Ductil Iron. AFS Transactions., vol. 105, pp. 47-54, 1997.
34. Glizmanenko, D.L., Soldadura y Corte de los Metales, Instituto del Libro, La Habana, 1968.
35. Ghosh, P.; Singh, P.; Vaze, K.; Kushwaha, H. 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, 2004.
36. Hecht, U.; Rex, S. Divorced Growth Modes in Ternary Alloys. En: Proceedings de la *International Conference: The Science of Casting and Solidification*. Brasov (Romania): 2001, p. 53-59.
37. Heinze, C. Schwenk, M. Rethmerier Numerical calculation of residual stress development of multi pass gas metal arc welding: 2011. JCSR-03385. 8 Pages welding FE simulation. Fusion Engineering and Design. Vol. 85, pp. 766-779. 2010.
38. Horioka, J.; Osaki, E.; Alencastre, J. Estudio de los esfuerzos en uniones soldadas por el método de los elementos finitos. Métodos Numéricos en ingeniería Y Ciencias Aplicadas. CIMNE, Barcelona 2002.
39. Howard, B. Manual de Soldadura Moderna Tomo 3, Prentice Hall. Segunda edición. 1992.
40. Jacovkis, P. Computadoras, Modelización Matemática y Ciencia Experimental, Mecánica Computacional, Vol. XXIII, pp.747-2758, 2004.
41. Janowak, J.; Gundlach, R., Fundiciones Grises Aleadas (y2) Fundición Año XXXIII-segunda etapa mayo-junio, 1987.
42. Josefson, B.; Karlsson, C. Transformation Plasticity Effects in Residual Stresses in a Butt-welded Pipe. ASME J. Pressure Vessel Technology, vol. 114, pp. 376-378, 1992.



43. Ju, S. Characterization of bainitic microstructures in low carbon HSLA steels. *International Journal of Modern Physics B*. 22 (31): 5965 – 5970, 2008.
44. Kanvinde, A.; Fell, B.; Gomez, I.; Roberts, M. Predicting fracture in structural fillet welds using traditional and micromechanical fracture models'. *Engineering Structures*, Vol. 30, Issue 11, pp. 3325-3335. 2008.
45. Karlsson, R.; Josefson, B. Three-Dimensional Finite Element Analysis of Temperatures and Stresses in a Single-Pass Butt-Welded Pipe. *ASME J. Pressure Vessel Technology*, vol. 112, pp. 76-84, 1990.
46. Kobe Steel, LTD. Arc Welding of Specific Steel and Cast Irons. Fourth Edition. Kita-Shinagawa, Shinagawa-Ku, Tokyo. Japan. 2011. 169 p.
47. Lindgren, L.; Karlsson, L. Deformations and Stresses in Welding of Shell Structures. *Int. J. for Numerical Methods in Engineering*, vol. 25, pp. 635-655, 1988.
48. Lotsberg, I. Stress concentrations due to misalignment at butt welds in plated structures and at girth welds in tubulars". *International Journal of Fatigue*. Vol. 31, pp. 1337-1345. 2009.
49. Luddey, J.; Marulanda, A.; Mesa, D. Recuperación y soldabilidad de fundición de hierro *Scientia Et Technica*, Universidad Tecnológica de Pereira. Colombia. XIII (037): 237-242, 2007.
50. Ma, N.; Ueda, Y.; Murakawa, H.; Maeda, H. FEM Analysis of 3-D Welding Residual Stresses and Angular Distortion in T-type Fillet Welds. *JWRI*, 24 (2): 115-122, 1995.
51. Maratray, F., Recargues por soldaduras resistentes a la abrasión. Consultado en marzo de 2000. Disponible en Web World Wide en [www.soldadura.com](http://www.soldadura.com)
52. Marulanda, J.; Zapata, A. y Mesa, D., Fundamentos de la soldadura de metales. Universidad Tecnológica de Pereira. 2007.
53. Masubuchi, K., Analysis of welded structures: Residual stresses, distortion, and their consequences, Massachusetts Institute of Technology, USA, 1980, pp.88-110, pp. 112-145, pp. 148-187, pp. 328 - 335.
54. Maxunawa, A. Modelling of Heat and fluid flow in arc Weld. *Proc Int. Trends in welding search ASM International*, 1992.
55. Meléndez, T. Aplicación del ciclo térmico de soldadura en piezas agrietadas de hierro fundido. Tesis en opción al título de Ingeniero Mecánico. ISMMM. 2016.
56. Mohamed, A., Feedback Linearization control of Current and Arc Length in GMAW Systems. *Proceedings of the American Control Conference*, Philadelphia, PA, June 1998.



57. Murthy, Y.; Venkata, G.; Krishna Iyer, P. Numerical Simulation of Welding and Quenching Processes Using Transient Thermal and Thermoelasto-plastic Formulations. *Computers & Structures*, vol. 60, no. 1, pp. 131-154, 1996.
58. Näsström, M.; Wikander, L.; Karlsson, L.; Lindgren, L.; Goldak, J. Combined 3D and Shell Modelling of Welding. *IUTAM Symposium on the Mechanical Effects of Welding*, p. 197, 1992.
59. Nikitin I, Besel M. Correlation between Residual Stress and Plastic Strain Amplitude during Low Cycle Fatigue of Mechanically Surface Treated Austenitic Stainless Steel AISI 304 and Ferritic Pearlitic Steel SAE 1045. *Materials Science and Engineering A*. 2008; 491:297-303. ISSN 0921 5093. DOI 10.1016/j.msea.2008.03.034-1-s2.0-s0921509300803237-main.pdf.
60. Ordoñez, U.; Parada, S.; Diez, C.; Barba, A. Austenitización y borurado simultáneo de un hierro nodular austemperizado. *MEMORIAS DEL XIX CONGRESO INTERNACIONAL ANUAL DE LA SOMIM 25 al 27 DE SEPTIEMBRE, 2013 PACHUCA*.
61. Pakandam F, Varvani Farahani A. Fatigue damage assessment of various welded joints under uniaxial loading based on energy methods. *International Journal of Fatigue*. 2011;33:519–28. ISSN 0142-1123. DOI 10.1016/j.ijfatigue.2010.09.019.
62. Pouranvari, M. On the weldability of grey cast iron using nickel based filler metal. *Dezful, Iran : Elsevier*, Vol. Vo 31, págs. 32-54, 2010.
63. Quintero, M.; Cerpa, S.; Mejías, G.; León, J.; Quintero, A. Soldadura de un acero inoxidable dúplex 2205 por el proceso de soldadura GTAW. *Revista Latinoamericana de Metalurgia y Materiales*. 56 (4): 1-3, 2006.
64. Radhakrishnan, V. Hot cracking in austenitic stainless steel weld metals. *Science and Technology of welding and Joined Magazine*. 5 (1): 25-32, 2000.
65. Ramos, F.; Pozo, J.; Díaz, E.; Velásquez, E.; *et al.* Reparación por soldadura de tapas, agrietadas, de hierro fundido. *Revista Facultad de Ingeniería Universidad de Antioquia*, Colombia. Número (034): 35-41, 2005.
66. Ravichandran, G.; Raghupathy, V.; Ganesan, N.; Krishnakumar, R. Analysis of Transient Longitudinal Distortion in Fillet Welded T-beam Using FEM with Degenerated Shell Element. *Int. J for the Joining of Materials*, vol. 8, no. 4, pp. 170-179, 1996.
67. Rivera G.; *Estructura de Solidificación de Fundiciones de Hierro con Grafito Esferoidal*, Tesis Doctoral, Universidad Nacional de Mar del Plata, 2000.



68. Rodríguez, H. Metalurgia de la soldadura. Editorial Pueblo y Educación. La Habana. Cuba. 1987. pp 134–154.
69. Rowe, R.; Jeffeus, L. Manual de Soldadura GMAW (MIG – MAG). Paraninfo Ediciones. España. 2008.
70. SAGER S.A. Manual de soldadura, SAGER, Cali. 2004.
71. Sandvik Materials Technology (2006) Stainless, Welding Products, S-236-ENG.
72. Suárez, Y. Microestructura de una fundición nodular sometida a soldadura con electrodos revestidos. Tesis en opción al título de Máster en Ciencias Manufactura y Mecatrónica. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa. Tutor, Dr. C. Tomás Fernández Columbié. 2017.
73. Susmel, L.; Askes, H. Modified Wöhler Curve Method and multiaxial fatigue assessment of thin welded joints. *International Journal of Fatigue*. 2012; 43:30-42. ISSN 0142-1123. DOI 10.1016/j.ijfatigue.2012.01.026.
74. Sheng, Y.; Chen, I. Residual Stress in Weldment. *J. of Thermal Stresses*, 15 (1): 53-69, 1992.
75. Stefanescu, M., *Science and Engineering of Casting Solidification*, 2nd Edition. Springer, 2009.
76. Talero, J.; Muñoz, M. Introducción al cálculo de estructuras metálicas según Eurocódigo 3. 1era Edición corregida. España. 2000.
77. Torres, E. Soldabilidad de los hierros fundidos, recomendaciones para soldadura. Universidad de Matanzas Cuba. Recuperado de: <http://monografias.umcc.cu/monos/2010/QUIMEC/mo1019.pdf>.
78. Tvergaard, V.; Needleman, N. 3D analyses of the effect of weld orientation in Charpy specimens. *Engineering Fracture Mechanics*. Vol. 71, pp. 2179-2195. 2004.
79. Udim, H.; Funk, E.; Wulf, J. *Welding for engineers*. N. Jhon Wiley and Sons, Inc. New York. 1954.
80. Weman, K. *Welding processes handbook*. New York: CRC Press LLC. ISBN 0 – 8493 – 1773 – 8, 2003.
81. Van-Xuan T.; and Jwo P.; Analytical stress intensity factor solutions for resistance and friction stir spot welds in lap-shear specimens of different materials and thicknesses. *Engineering Fracture Mechanics*. Vol. 77, pp. 2611-2639. 2010.
82. Villa-Rabasa, A.; Hernández, K. *Apuntes de metalurgia de soldadura*. SEPI-ESIME-IPN. 1999.
83. Zinn, W.; Scholtes, B., In *Handbook of Residual Stresses and Deformation of Steel*, Edited by G. Totten, M. Howes and T. Inoue, ASM International, pp. 391 - 396. 2002