

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

APLICACIÓN DEL CICLO TÉRMICO DE SOLDADURA EN PIEZA AGRIETADAS DE HIERRO FUNDIDO

Tesis en opción al título de Ingeniero Mecánico

Autor: Tania Meléndez Tort Tutor: Prof. Tit. Lic. Tomás Fernández Columbié, Dr. C.



Declaración de Autoridad

Yo: Tania Meléndez Tort

Autora 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.

Tania Meléndez Tort

Dr. C. Tomás Fernández Columbié



Pensamiento

No debes añorar una doctrina perfecta, sino la perfección de ti mismo, la divinidad está en ti, no en conceptos y libros.



Hermann Karl Hesse



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 mi. A los que de una forma u otra me apoyaron y ayudaron en la realizacion de este trabajo. A la revolucion, por darme la oportunidad de convertirme en profesional. A todos

Muchas Gracias.



Dedicatoria

Quiero dedicar este trabajo a mis familiares. A mis padres: Reyna E. Tort Rodríguez y Armando Meléndez Carbajal. A mí querido y estimado hermano: Armando Meléndez Tort.

A la memoria de mis abuelos: Ana Victoria Carbajal Osorio y Enrique Meléndez Guimará.

A mis amigos.

A nuestra revolución, por las posibilidades que me ofrece.



Resumen

Este trabajo tiene como objetivo establecer el comportamiento de las isotermas en una unión de soldada en la fundición gris, material con el cual se fabrica el cuerpo de la bomba DENVER. Se determinó el ciclo térmico de soldadura y con una energía lineal de 816 000 J/m en una temperatura de fusión de 1 420 °C, temperatura de fusión del hierro fundido gris, el enfriamiento ocurre, luego de un pico de temperatura en tiempo de 0,15 segundos, existe una tendencia a ir enfriando el material base. Se contemplaron temperaturas de 1 350, 800, 600 y 200 °C respectivamente, con las cuales se caracterizaron las diferentes zonas de la unión soldada. Al realizar la simulación por el MEF, se determinó que el valor máximo de esfuerzo alcanzado es de 690 MPa, con un valor máximo de esfuerzo residual en sentido transversal al cordón de soldadura de 12 MPa en un ancho de la Zona Influencia Térmica de 10,4 mm. Por último se evalúa la incidencia económica y medioambiental del proceso de soldadura.



Abstract

It is paper has as objective to establish the behavior of the isotherms in welding union in the gray foundry, material with the one which the body of the pump DENVER is manufactured. The thermal cycle of welding was determined and with a lineal energy of 816 000 J/m in a temperature of coalition of 1 420 °C, temperature of coalition of the gray cast iron, the cooling happens, after a pick of temperature in time of 0,15 seconds, a tendency exists to go cooling the material it bases. Temperatures of 1 350, 800, 600 and 200 °C were contemplated respectively, with which the different areas of the welded union were characterized. When carrying out the simulation for the MEF, it was determined that the maximum value of reached effort is of 690 MPa, with a maximum value of residual effort in traverse sense to the cord of welding of 12 MPa in a width of the Area Influences Thermal of 10.4 mm. lastly the economic and environmental incidence of the welding process is evaluated.



TABLA DE CONTENIDOS			
SÍNTESIS	Pág.		
INTRODUCCIÓN	1		
CAPÍTULO.1 MARCO TEÓRICO. ANTECEDENTES INVESTIGATIVOS			
1.1 Introducción	4		
1.2. Características de las tensiones residuales en la soldadura	4		
1.2.1. Consideraciones sobre la fuente de calor en la soldadura	5		
1.3. Procesos de simulación de temperaturas en piezas fundidas	9		
1.3.1. Integridad estructural de las uniones soldadas	11		
1.3.2. Efectos de la propagación de grietas en las soldaduras	13		
1.3.3. Modelos predictivos de grietas en uniones soldadas	14		
1.4. Proceso de soldadura del hierro fundido	17		
1.4.1. Soldabilidad de las fundiciones	19		
1.5. Conclusiones del capítulo 1	21		
CAPÍTULO 2. MATERIALES Y MÉTODOS			
2.1. Introducción	23		
2.2. Composición química de la fundición gris			
2.3. Caracterización de la bomba DENVER	24		
2.4. Preparación de la junta para la soldadura	26		
2.5. Metodología de cálculo para el proceso de soldadura	26		
2.5.1. Cálculo del ciclo térmico	27		
2.5.2. Intensidad de corriente	28		
2.5.3. Voltaje del arco eléctrico	28		
2.5.4. Área de la sección transversal del cordón	28		
2.5.5. Velocidad de soldadura	29		
2.5.6. Cálculo del calor aportado	30		
2.5.7. Energía lineal del proceso de soldadura	30		
2.6. Cálculos numéricos para la soldadura	30		
2.6.1. Velocidad de enfriamiento del cordón	31		
2.6.2. Cálculo de costo del proceso de soldadura	33		
2.6.3. Cálculo total por kilogramo de metal depositado	34		



2.7. Cálculo de las isotermas	35				
2.7.1. Cálculo de la potencia térmica efectiva	35				
2.7.2. Coeficiente de conductividad de temperatura	36				
2.7.3. Cálculo del coeficiente que considera la dimensión de temperatura	36				
2.7.4. Cálculo de las magnitudes inmensurables	37				
2.8. Cálculo del carbono equivalente	38				
2.9. Simulación por el Método de los Elementos Finitos	39				
2.9.1. Procesos de mallado del elemento	40				
2.10. Conclusiones del capítulo 2	42				
CAPÍTULO 3. ANÁLISIS DE LOS RESULTADOS					
3.1. Introducción	43				
3.2. Análisis del ciclo térmico de soldadura	43				
3.3. Análisis de los cálculos de costo del proceso de soldadura	47				
3.4. Análisis de las isotermas en la soldadura	48				
3.4.1. Análisis de las magnitudes inmensurables	53				
3.5. Análisis por el método de los elementos finitos					
3.6. Análisis del carbono equivalente (carbono, silicio y fósforo	60				
3.7. Valoración económica	61				
3.8. Valoración del impacto medio ambiental	62				
3.8.1. Riesgos en la industria	63				
3.9. Conclusiones del capítulo	64				
CONCLUSIONES GENERALES					
RECOMENDACIONES					
BIBLIOGRAFÍAS					

ANEXOS



INTRODUCCIÓN

La obtención de objetos por medio del colado y moldeo de metales o aleaciones es una práctica de gran antigüedad. Actualmente, entre los materiales más empleados para la obtención de productos mediante el uso de dicho proceso se encuentran las aleaciones de hierro con porcentajes de carbono superiores al 2 %, llamadas genéricamente fundiciones.

Para la producción de piezas de formas complicadas, el moldeo resulta mucho más conveniente que otros métodos en los que se requiere el maquinado o la deformación del material. Sin embargo, la obtención de piezas sanas y materiales que posean las propiedades requeridas no resulta para nada sencillo y son muchos los problemas con los que el metalurgista debe enfrentarse para conseguirlo. Entre los variados defectos que una pieza fundida puede presentar, es posible mencionar rechupes, fisuras y deformaciones, pero también puede provocar su rechazo una microestructura inadecuada ya que es ésta la que determina las propiedades físicas del material.

El tratamiento numérico de un fenómeno físico requiere de un profundo conocimiento del mismo y éste implica, sin lugar a dudas, numerosas y serias investigaciones de carácter experimental. Sin embargo, también es cierto que las mismas simulaciones computacionales pueden servir de ayuda para conocer mejor el fenómeno que se estudia convirtiéndose en verdaderas herramientas de investigación auxiliar (Jacovkis, 2004).

Las propiedades mecánicas del material se relacionan directamente con la microestructura final del mismo (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, (Aguilar y Boeri, 2000 y Rivera, 2000), de aquí el gran interés por comprender mejor y lograr la correcta simulación del proceso de solidificación.



La estructura de hierro gris consiste de una matriz metálica y grafito, las propiedades serán determinadas por las propiedades de la matriz y de la cantidad y tipo de inclusiones de grafito. El hierro gris tiene propiedades inferiores a las del acero, las inclusiones de grafito se consideran, en primera aproximación, como huecos o grietas. Por consiguiente, el hierro gris puede ser considerado como un acero infectado, con numerosas grietas o huecos. Las propiedades del hierro son más bajas a mayor volumen de grafito, por contribuir a un mayor número de grietas o huecos.

Situación problémica

La bomba DENVER que se emplean en la planta de lixiviación presentan problemas de agrietamiento y perforaciones, en ocasiones se han realizados procesos de reparación por el método de soldadura manual por arco eléctrico, se ha empleado para ello material de aporte que presentan características a la del metal base como el electrodo E Ni Fe – 1BG 12, sin embargo luego de un período de tiempo, ya la bomba en funcionamiento vuelve a surgir el problema con mayor incidencia y prolongación de las grietas, se ha podido observar que durante el proceso de soldeo no se precisa de temperatura de calentamiento lo cual pudiera dar solución al problema si se tiene en cuenta las condiciones de soldabilidad de la fundición.

El **problema** lo constituye: las teorías existentes no fundamenta el comportamiento del efecto de la aplicación del ciclo térmico de soldadura en pieza agrietada de hierro fundido a partir de las isotermas que se emplean en el proceso.

Como posible solución al problema se establece la siguiente hipótesis:

El cálculo de una fuente puntual móvil que actúa sobre una superficie de un cuerpo semi-infinito, característico de la soldadura manual por arco eléctrico donde se considere la velocidad de soldadura, la intensidad de la corriente, la potencia térmica efectiva del arco, permitirá establecer el comportamiento del efecto de la aplicación del ciclo térmico de soldadura en pieza agrietada de hierro fundido a partir de las isotermas que se emplean en el proceso.



El presente trabajo se establece como objetivo general

Establecer el comportamiento del ciclo térmico de soldadura en pieza agrietada de hierro fundido en correspondencia con las diferentes isotermas que se tienen en cuenta en el proceso de soldadura manual por arco eléctrico.

Como **objeto de estudio** es aplicación del ciclo térmico de soldadura de la fundición gris

El **campo de acción** es la velocidad de soldadura, la intensidad de la corriente, la potencia térmica efectiva del arco en piezas de hierro fundido.

Objetivos específicos:

- Caracterizar el proceso de soldadura del hierro fundido con el empleo de electrodos revestidos en correspondencia con las isotermas que se originan durante el proceso.
- Establecer el procedimiento metodológico para la caracterización de las isotermas en correspondencia con los regímenes de soldadura manual por arco eléctrico con electrodos revestidos.
- Realizar el análisis del efecto ciclo térmico de soldadura en pieza agrietada de hierro fundido en correspondencia con las diferentes isotermas que se tienen en cuenta en el proceso de soldadura manual por arco eléctrico.

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, diseño y realización de experimentos.
- 3. Establecimiento de la ejecución experimental a partir de los diferentes regímenes del proceso de soldadura manual por arco eléctrico.
- Análisis de los resultados y fundamentación de los efectos del ciclo térmico de soldadura en pieza agrietada de hierro fundido en correspondencia con las diferentes isotermas.
- 5. Planteamiento de los efectos económicos, sociales y ambientales del proceso de rotura del cuerpo de la bomba y del proceso de soldadura.



CAPÍTULO.1 MARCO TEÓRICO. ANTECEDENTES INVESTIGATIVOS

1.1 Introducción

El proceso de soldadura ha jugado siempre un papel protagonista en la producción industrial, especialmente en las industrias de automoción, marítima y aeroespacial. A pesar de sus muchas ventajas, la soldadura tiene algunos inconvenientes específicos del proceso: expansión y contracción térmica, transformaciones microestructurales, tensiones y distorsiones. Todas necesitan ser controladas. Para el propósito de la simulación, es deseable que la distorsión y las tensiones de los componentes sean calculadas antes, durante y después del proceso de soldadura, y que estos factores se reduzcan variando los parámetros de soldadura, los procesos, la secuencia, la posición de las costuras, las condiciones de embridamiento y el comportamiento de la microestructura.

El objetivo del capitulo es establecer el estado actual del empleo de los Métodos de los Elementos finitos en los procesos de soldadura de la fundición gris como un método de recuperación de partes y piezas de equipos.

1.2. Características de las tensiones residuales en la soldadura

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.

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).

Como se aprecia; 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.

1.2.1. Consideraciones sobre la fuente de calor en la soldadura

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 la figura 1.1 se observa las variaciones del baño fundido con el incremento de la intensidad a velocidad constante.



Figura 1.1. Variación de baño fundido incrementando intensidad a velocidad constante

El método clásico de resolver un problema de transmisión de calor (Carslaw, 1967) 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.

Según Arora *et al.* (2011), 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,
- 4 Un modelo matemático para esa transferencia de calor,
- 4 La conductividad en la zona fundida.

En la figura 1.2 se muestra el esquema del modelo típico del proceso de soldadura.



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

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), 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.

Este modelo de fuente de calor (figura 1.3) constituye uno de los más universalmente empleados en la simulación de soldadura. Este modelo 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 cartesiano.



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:

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

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

La distribución de calor en este modelo se describe mediante cinco parámetros. Uno es la eficiencia del arco, η , 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 η , *a*, *b*, *c*1 *y c*2 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 Qr y Qf, 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.

1.3. Procesos de simulación de temperaturas en piezas fundidas

La literatura muestra diferentes enfoques para los modelos a escala micro que pueden agruparse en métodos determinísticos y métodos estocásticos. Los modelos que incorporan análisis microestructural requieren mayor tiempo de cálculo y capacidad de almacenamiento.

Estos modelos metalúrgicos microestructurales se acoplan a los modelos macroscópicos de transporte y mecánicos por diferentes métodos entre los que se pueden mencionar el método de la micro entalpía, el método del micro calor latente y el método del calor latente. Este último realiza un acoplamiento completo entre las dos escalas por lo que resulta más exacto, pero requiere mayor tiempo de cálculo, mientras que los dos primeros realizan sólo un acoplamiento parcial (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 como se observa en la figura 1.4 (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.



Contacto completo Contacto parcial

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

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 va solidificado continúa contravéndose 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.

1.3.1. Integridad estructural de las uniones soldadas

Conforme al estudio realizado por San Millán *et al.* (2008), la tolerancia al daño se define como la capacidad que posee una estructura para soportar cargas estáticas y/o cíclicas derivadas de su vida en servicio, en presencia de daño, producidos por fatiga, condiciones ambientales (corrosión, por ejemplo) o causas accidentales, hasta que dicho daño sea detectable mediante inspección. El objetivo de las inspecciones es la detección del daño antes de que alcance un tamaño crítico, momento en el cual la estructura es incapaz de soportar las cargas y se produce la falla estructural.

Otra variable importante en mecánica de la fractura es el tamaño de la grieta. Si una estructura estuviese completamente libre de grietas, la inestabilidad frágil no sería posible y las consideraciones de la mecánica de la fractura no podrían ser tomadas en cuenta. Sin embargo, los materiales de ingeniería no están libres de defectos tipo fisuras o de otro tipo. Entonces, lo más conveniente para disminuir la severidad de los defectos, es mejorar los procesos de manufactura para reducir su presencia y cantidad, a fin de que el factor de intensidad de esfuerzos sea mucho menor que la tenacidad a la fractura del material. Para efectos del control del tamaño existente de las fisuras, se debe usar un método de ensayo no destructivo. La inspección puede ser usada para promediar la medida de la posible fisura en la estructura.



Instituto Superior Minero Metalúrgico

Existen otros autores que han evaluado la integridad de uniones soldadas. En Lei *et al.* (1998) se realizó un estudio del efecto de la heterogeneidad mecánica y del límite de carga, en una junta de soldadura con una grieta longitudinal, en la evaluación de la integral J y de la curva de falla. Para ello, fue utilizado el método de los elementos finitos considerando un modelo elastoplástico. Los resultados indicaron que los valores de la integral J, para las curvas de falla de la prueba, se ven muy afectados por el factor de carga.

En la investigación de Ferrer *et al.* (2007) se analizó la resistencia a la fractura, en ensayos de tracción de uniones realizadas sobre fundición dúctil usando soldadura oxiacetilénica con dos tipos de varilla de fundición laminar y también usando soldadura SMAW con electrodos de Fe-Cr-Ni y de Ni-98,4 %. Las soldaduras se llevaron a cabo con y sin precalentamiento, con el fin de evaluar la influencia del precalentamiento sobre la resistencia de la unión. Los resultados obtenidos mostraron como las soldaduras realizadas con varilla de fundición presentan una característica resistente muy inferior a las de la fundición original sin mejorar su comportamiento dúctil.

Por otra parte, las realizadas con Fe-Cr-Ni o Ni presentaron una resistencia mucho más elevada, aunque inferior a la original, pero con una gran mejora de la ductilidad. Las propiedades resistentes se relacionan también con la microestructura obtenida en el cordón para cada material de aporte.

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 la geometría ideal y un punto de soldadura por fricción con geometría compleja.



1.3.2. Efectos de la propagación de grietas en las soldaduras

Diversos estudios se han realizado para explicar la propagación de grietas en uniones soldadas, por ejemplo. Mammoli *et al.* (1995) en su investigación utilizaron el método de los elementos de contorno para investigar el efecto de los defectos en la propagación de una grieta en la interfaz entre dos materiales elásticos e isotrópicos. El estudio reveló que los defectos tienden a desviar las grietas al acercarse a la interfaz, entre los materiales, de su trayectoria original, si la distancia entre el defecto y la punta de grieta es pequeña con relación al tamaño del defecto. Se demostró también que los materiales con defectos interfaciales tienen una tendencia significativamente mayor a desviar las grietas, a lo largo de la interfaz, en comparación con los materiales que no presentan este tipo de defectos.

En la investigación de Balasubramanian y Guha (1999) se estudió la influencia del tamaño de la soldadura sobre la fatiga y las características del crecimiento de grietas para soldaduras por arco, con núcleo de fundente (FCAW), empleando probetas de geometría cruciforme, que poseen como defecto la falta de penetración. Los experimentos de propagación subcrítica de grieta se llevaron a cabo en una dirección vertical, con amplitud de carga constante. Las tasas de crecimiento de grieta se encontraron dependientes, principalmente de los cambios en la microestructura de la soldadura.

En otros estudios, como el de Baohua *et al.* (2000), se analizó la estructura local y la distribución de dureza en soldadura por puntos, utilizando un modelo computacional compuesto por un metal base, una zona de afectación térmica y la capa adhesiva. En el estudio se ha tenido en cuenta la falta de homogeneidad de las propiedades mecánicas en la soldadura. Como resultado se obtuvo que en el borde de la soldadura ocurriera la mayor concentración de esfuerzos.

Otros investigadores han direccionado sus estudios sobre soldaduras, al establecimiento de los mecanismos de falla y a la predicción del crecimiento de grietas. En Lichun (2009) se realizó un estudio de predicción de crecimiento de grieta por análisis no lineal, de un sólido elastoplástico. En este trabajo se



introdujo un radio variable de la zona plástica en el frente de grieta y se propuso el criterio de los esfuerzos principales máximos para la dirección de inicio de propagación de la grieta, debido a que coincide con la dirección perpendicular del esfuerzo máximo. La velocidad de propagación de la grieta por fatiga fue calculada como una función del rango del factor equivalente de intensidad de esfuerzos. El modelo de crecimiento de la grieta propuesto se compara con los resultados experimentales obtenidos utilizando el criterio de esfuerzo principal máximo.

El estudio realizado por Changheui *et al.* (2010 establece la distribución de los esfuerzos residuales y la tasa de crecimiento de la grieta por fatiga de soldaduras en tubos de acero inoxidable, para la zona de fusión de soldadura, el análisis óptico mostró una microestructura celular dendrítica con islas de ferrita en una matriz austenítica. El análisis de esfuerzos residuales mostró un alto esfuerzo de tracción en la región del centro de la soldadura y esfuerzos de compresión en la zona afectada por el calor. Las propiedades de tensión y la tasa de crecimiento de fisuras por fatiga se midieron a lo largo y a través de la dirección del espesor de la soldadura. Los ensayos de tracción mostraron mayor resistencia en la zona de fusión de la soldadura y en la zona afectada por el calor en comparación con la del metal base. Además, la tasa de crecimiento de las grietas hallado fue varias veces mayor en la región interna de la soldadura que en la región externa.

1.3.3. Modelos predictivos de grietas en uniones soldadas

De manera general, la mayoría de los eventos de fallas peligrosas en estructuras que soportan cargas están asociados con la fractura. La fractura ocurre cuando una carga externa excede la resistencia del material a la falla. La relación entre la carga y la resistencia de un material está fuertemente influenciada por la presencia de defectos, entre los cuales las imperfecciones del tipo grieta son las más perjudiciales. En lo que concierne a un programa de gestión de vida, se debe tener en cuenta que los factores clave correspondientes a la carga, resistencia del material, el tamaño del defecto y de las posiciones asumidas en las variaciones estadísticas en circunstancias reales, pueden ser cuantificados en un formato probabilístico (Wahab y Alam, 2003).



La confiabilidad de los componentes de trabajo pesado en el área nuclear, petroquímica, aeronáutica, naval o de la industria, puede ser abordada con base a dos diferentes puntos de vista de ingeniería. En el primero, el punto de vista tradicional, el objetivo es garantizar una vida segura bajo las circunstancias operacionales prescritas. Este enfoque ha sido desarrollado para la predicción de una vida útil segura bajo daño progresivo acumulado inducido por fatiga, corrosión, termofluencia, irradiación, desgaste o envejecimiento natural (Kirkhope *et al.,* 1999).

Para este caso se aplican factores para determinar experimentalmente la resistencia a la falla en función de garantizar una vida de operación segura. La aplicación de este enfoque, ampliamente usado en la actualidad en la ingeniería convencional, implica el retiro o el reemplazo de los componentes o las estructuras cuando el tiempo de vida seguro es alcanzado. El producto construido con fiabilidad está basado solamente en la inspección realizada durante la fabricación, para asegurar que tenga una calidad "libre de defectos" antes de su puesta en operación.

En la práctica ingenieril actual lo anterior es difícil de garantizar, resaltándose el hecho de que muchas fallas catastróficas, especialmente en el campo aeroespacial, han resaltado la inconsistencia del procedimiento de tiempo de vida seguro (Lawrence *et al.,* 1978 y Ouisse y Cogan, 2010).

En el estudio de Guirao *et al.* (2010) se presenta una simulación detallada, utilizando el método de los elementos finitos para analizar soldaduras longitudinales por haz de electrones. En la investigación de Hyde *et al.* (2004) se estudió el daño debido a la deformación por fluencia lenta *(creep),* en tuberías soldadas, sometidas a presión interior, utilizando el método de los elementos finitos. Se incorpora el efecto de la degradación de los materiales con el tiempo debido a reparaciones y los esfuerzos residuales debido al ciclo térmico. El análisis se realizó sometiendo el modelo a carga axial y variando la profundidad de la reparación.



Se concluyó que el daño estructural se origina en los sectores que han sido reparados. Se reporta también que las grietas se presentan por debajo de la superficie de la tubería y evolucionan con el tiempo hasta la superficie.

Sleczka (2004) analizó el esfuerzo de fatiga de bajo ciclaje, para uniones soldadas en perfiles H e I con placa de refuerzo, en los que las soldaduras a tope y filete cooperan en la transmisión de la carga. El enfoque adoptado se basó en el modelamiento del estado de deformación en el pie de la soldadura. El comportamiento local de esfuerzo-deformación elastoplástica en la raíz de la muesca se evaluó empleando la regla de Neuber y se obtuvieron curvas de cargavida mediante la ecuación basada en la fórmula de Langer.

Se concluyó que la anisotropía del material desarrollada durante el primer ciclo de deformación plástica en el área de la entalla conduce, luego de producirse la descarga, a la aparición de un ciclo de esfuerzos plásticos totalmente reversible. Lo anterior conduce a que el agrietamiento ocurra después de un pequeño número de ciclos de carga.

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.

En el estudio de Rui-Jie y De-Guang (2009) se predice la vida a fatiga de bajo ciclo, para juntas soldadas por puntos, basándose en la distribución de microdureza y resistencia mecánica, en las diferentes zonas de la periferia de la soldadura a tope. El análisis se realizó utilizando el *software* ANSYS y se llevó a cabo para un solo punto. La relación entre la microdureza, el esfuerzo y las constantes cíclicas del material, de las diferentes zonas, en la periferia de la soldadura por puntos, se determinan conforme a la distribución de la dureza, así como los parámetros relacionados con la fatiga en el material base. Utilizando los



esfuerzos locales y los esfuerzos obtenidos del análisis de elementos finitos, se predijo la vida a la fatiga en la soldadura por puntos, aplicando la ecuación de Morrow Manson-Coffin y la ecuación de Smith-Watson-Topper. Los resultados de predicción de vida mostraron buena concordancia con los datos experimentales en régimen de fatiga de bajo ciclo.

1.4. Proceso de soldadura del hierro fundido

Para obtener soldaduras exitosas en estos materiales se debe desarrollar un buen procedimiento, además de contar con soldadores calificados para desarrollar este tipo de soldadura y electrodos de baja entrada de calor.

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 %.

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 martensitica, 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).

Después de aplicar el cordón de soldadura en la junta, se presentan tres zonas bien definidas (figura 1.5), las cuales son; Zona de Fusión: es la zona donde el metal de soldadura fue depositado, es la parte del metal que se fundió y después se solidificó durante el proceso de soldadura. Esta zona puede estar compuesta de metal base fundido, metal de aporte o una mezcla de metal de aporte y metal base; la Zona Afectada Térmicamente (ZAT): Es la parte del metal adyacente a la zona de fusión, que ha sido calentada durante el proceso de soldadura, hasta una temperatura que puede producir algunos cambios metalúrgicos significativos.



Figura 1.5. Esquema de las zonas involucradas en un cordón de soldadura. Fuente: SAGER S.A. (2004).

Estos cambios pueden ser crecimiento de grano, revenido del metal, endurecimiento o incluso la fragilización del material. Desde el punto de vista de soldabilidad, la ZAT es más crítica y se debe poner mayor atención, incluso que la zona de fusión del metal y el Metal Base: Es todo el material metálico que no fue



afectado por el calor aportado en el proceso de soldadura y su estructura metalúrgica permanece igual.

1.4.1. Soldabilidad de las fundiciones

Cuando se suelda una fundición, el último cordón debe ser depositado de manera que el metal líquido producido por el arco no toque el metal base y la unión se produce por el metal depositado previamente. Con esta técnica, la zona afectada térmicamente sufre un revenido y el material mejora su tenacidad. Por esta razón es importante controlar la cantidad de calor aportado a la soldadura, de tal manera que la penetración de la zona fundida sea la mínima, para conseguir la fusión del metal base, ya que todo exceso de calor producirá un aumento del ancho de la zona afectada térmicamente y con esto aumentan las transformaciones estructurales que pueden conllevar a la fragilización de la junta soldada.

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 alta velocidades de enfriamiento que pueden conllevar a agrietamiento del cordón de soldadura o del metal base.

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).

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.

1.5. 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



CAPÍTULO 2. MATERIALES Y MÉTODOS

2.1. Introducción

Existen numerosas tecnologías y medios de aplicación para disminuir el consumo energético, por lo que se deben analizar las características particularidades de cada caso, de modo de aplicar conceptos de diseño en la selección de los sistemas, que permitan obtener menores gastos en la fase de explotación y mantenimiento. La forma más clara de ahorrar energía es la de buscar todas aquellas soluciones que limiten en forma temporal o cualitativamente los consumos energéticos del sistema. Es indispensable como primera medida en la fase inicial del proyecto, la adopción de soluciones que tiendan a la reducción del consumo energético.

En este capítulo se plantea como objetivo establecer el procedimiento metodológico relacionado con la influencia del ciclo térmico de soldadura del hierro fundido gris, así como el comportamiento de las isotermas durante el calentamiento y enfriamiento del material.

2.2. Composición química de la fundición gris

El análisis químico de la fundición gris, como se observa en la tabla 2.1 se realizó empleando un espectrómetro de masa cuántico, ESPECTROLAB 230, con electrodo de carbón bajo arco sumergido en atmósfera de argón, ubicado en el laboratorio del taller de fundición de la Empresa Mecánica del Níquel "Comandante Gustavo Machín Hoed de Beche", Moa.

С	Si	Mn	Р	S	Cr	Мо
3,4	1,90	0,76	0,13	0,14	0,53	0,015
Ni	AI	Cu	V	Sn	Fe	
0,08	0,008	0,12	0,019	0,11	92,6	

Tabla 2.1. Composición química de la fundición gris

El sistema de identificación de ASTM para los hierros fundidos grises establece que el número que lo identifica corresponda a la resistencia a la tensión mínima en MPa, de tal manera que hierro gris ASTM No. 20 tiene una resistencia mínima a la tensión de 140 MPa.



La influencia de los elementos de aleación está relacionada fundamentalmente con el control de la transformación de la austenita.

Entre los factores que influyen en que el carbono se encuentre en una u otra forma están la velocidad de enfriamiento y la presencia de elementos grafitizantes. Un enfriamiento lento y la presencia de silicio, níquel, cobre; facilitan la formación de grafito, por lo que la solidificación se puede explicar mediante el empleo del diagrama estable.

2.3. Caracterización de la bomba DENVER

La bomba dentro del flujo productivo está caracterizada como un equipo dinámico y está codificada como bomba centrifuga Denver 5 x 4 SRL (135-PU-1A, B, C, D, E, F, G, H, I/1J - PU - 2). En la tabla 2.2 se muestran las características de esta bomba.

Parámetros	
Capacidad; m ³ /h	113,564
Motor; kW	22,3/60 Hz / 440 Volts
Frecuencia de rotación del motor; rev/min	1 800
Frecuencia de rotación de la bomba; rev/min	1 270
Eficiencia; %	66
Presión de descarga; MPa	0,413
Presión de succión; MPa	0
Presión máxima de succión; MPa	0,068
Head de Descarga	0,620
Lubricante	HYPSIN AWS-68

Tabla 2.2. Características de La bomba DENVER

Las características constructivas de la bomba (figura 2.1), en su en su interior esta provista de un impelente de acero recubierto de goma y cuerpo protegido con revestimientos de goma. Posee sello mecánico del tipo CHESTERTON (U.S.A) con sellos de carburo de silicio los estáticos y de carburo tungsteno los móviles. Los aros de silicio están sometidos a tensión de unos resortes o muelles que garantizan la unión de ambos aros y con una presión de agua que garantizan el enfriamiento de estos y además compensan la presión de los resortes, esto garantiza que la pulpa no penetre al eje y ocasione daños por el efecto de abrasión.





Figura 2.1. Bomba DENVER.

Opera con una presión de agua 0,068 MPa, por encima de la presión de descarga de la bomba. Este tipo de sello trabaja con agua desmineralizada para evitar incrustaciones. La alimentación es realizada por dos bombas centrifugas accionadas por motor eléctrico capaces de desplazar 7 lts/min a una presión de 0,689 MPa. Este sistema posee además un sistema de protección (dos cheques) que garantiza que al ocurrir un fallo de las bombas, el agua de proceso entre en línea y evita que exista penetración de la pulpa hacia todo el sistema de transporte y almacenaje.

En la figura 2.2 se puede observar la zona de rotura a la que se le aplica proceso de soldadura en la bomba DENVER.



Figura 2.2. Zona de soldadura en la bomba DENVER.

Tesis en opción al título de Ingeniero Mecánico

Tania Meléndez Tort



Como la función de la bomba es transferir la pulpa de alimentación de un % de sólido determinado (aproximadamente 45 %) con una gravedad especifica de 1,443 y a unos 82 °C de los tanques de almacenaje a las bombas de desplazamiento positivo de alimentación de alta presión que requieren de una altura de succión positiva de 0,41 a 0,44 MPa de presión aproximadamente, la misma está expuesta a un tiempo constante de trabajo, las vibraciones, las variaciones de temperaturas provocan el agrietamiento en el extremo superior del pedestal.

2.4. Preparación de la junta para la soldadura

La figura 2.3 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°.



Figura 2.3. Preparación de la unión para un flujo de calor tridimensional.

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 agrietado en la bomba DENVER, 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.

2.5. 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 2.3 se muestran los parámetros a considerar para la determinación del ciclo térmico y las isotermas en la soldadura del hierro fundido.

Diámetro del electrodo (mm)	3,2
Longitud del arco (mm)	3,00
Temperatura de fusión (°C)	1220
Temperatura de ignición (°C)	34
Rendimiento (%)	0,65-0,85
Conductividad térmica (J/ s m °C)	41

Tabla 2.3 Parámetros para el proceso de soldadura

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.

2.5.1. Cálculo del ciclo térmico

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.

El conocimiento del ciclo térmico nos permite, en función del "heat input" (energía aportada), determinar los cambios microestructurales, así como las tensiones residuales, condiciones necesarias, para poder predecir la variación de la tenacidad.



En el estudio del ciclo térmico teórico, se consideran dos posibilidades: para chapa gruesa y para chapa fina. Para cada una de estas posibilidades, existe una aplicación inmediata de la forma de calor, que corresponde al valor exacto de la solución de las ecuaciones diferencial. Una segunda alternativa consiste en suponer una aplicación del calor de forma instantánea, a toda la línea de soldadura.

2.5.2. Intensidad de corriente

La intensidad de la corriente de soldadura depende del diámetro del electrodo, el cual se selecciona atendiendo: al espesor del material base, al tipo de construcción soldada, además el tipo de revestimiento y la posición del cordón en el espacio influyen en la magnitud de la intensidad.

$$I_s = 2.5d_e^2 + 35.5d_e - 18 \tag{2.1}$$

Dónde:

I_s - intensidad de corriente de soldadura; A

d_e - diámetro del electrodo; mm

2.5.3. Voltaje del arco eléctrico

La tensión tiene como función estabilizar el arco, lo que a su vez proporcionará un cordón liso, sin salpicados. 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.

$$U_a = 0.05 \cdot I_s + 10 \tag{2.2}$$

Donde:

 U_a - tensión del arco; V

2.5.4. Área de la sección transversal del cordón

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.



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

(2.3)

Donde:

- F área de la sección transversal; cm²
- A ángulo del surco o bisel,
- AR abertura de raíz, cm
- CS cara de la soldadura, cm.
- T espesor; mm

2.5.5. Velocidad de soldadura

La velocidad del arco a lo largo de la pieza de trabajo es mucho mayor que la velocidad de difusividad térmica. En otras palabras, el flujo de calor en la dirección del trabajo es pequeño comparado con el de la dirección perpendicular de avance. Esto implica que una lámina del metal base experimenta un ciclo térmico más corto con un intenso pulso de calor de potencia lineal.

$$v_s = \frac{\alpha_d \cdot I_s}{F \cdot \rho} \tag{2.4}$$

Dónde:

- v_s velocidad de soldadura; m/s
- α_d coeficiente de aporte; g/A. h (~ 10 % I_s)
- F área de la sección del cordón, cm²
- ρ densidad del material fundido; g/cm³

2.5.6. Cálculo del calor aportado

El calor generado por el arco funde el metal base. Una vez establecido el arco y el charco de soldadura, el electrodo se mueve a lo largo de la unión y el arco funde progresivamente las superficies de empalme, dando paso a la unión soldada.

$$Q = \frac{Ua \cdot Is}{Vs} \tag{2.5}$$

Dónde:

Q - calor aportado; kJ/mm



- U_a-tensión del arco; V
- I_s corriente de soldadura; A
- $V_{\rm s}$ velocidad de soldadura; mm/s

2.5.7. Energía lineal del proceso de soldadura

La temperatura alcanzada en el calentamiento es importante, desde un punto de vista de disolución y crecimiento de los precipitados y consecuentemente, sobre el tamaño de grano. Pero también, las temperaturas de recristalización y transformación son las que pueden afectar al cambio de microestructura. Comparado con la soldadura real puede variar considerablemente el grado de calentamiento pues, en una soldadura, con una alta energía aportada, puede tardar varios minutos en alcanzar la temperatura pico, para grandes espesores de chapas.

$$E_L = 60 \cdot \eta \frac{U_a \cdot I_s}{v_s}$$
(2.6)

Donde:

 E_L - energía lineal; J/m

 η - eficiencia de la fuente de calor o rendimiento; %

La eficiencia de la fuente de calor se define como la relación entre la energía absorbida por la pieza y la energía entregada por la fuente de calor, o sea la fracción de energía transferida de la fuente de calor a la pieza. En el proceso SMAW la eficiencia de la fuente de calor está entre 0,65 y 0,85, seleccionamos una eficiencia de 0,8.

2.6. Cálculos numéricos para la soldadura

El cálculo de la longitud del charco de soldadura, mostrará el radio efectivo de la distribución del calor y de su influencia en la zona afectada por el calor.

$$L_{l} = \frac{Q}{2\pi\lambda \left(T_{c} - T_{0}\right)} \tag{2.7}$$

Dónde:

 L_l - longitud del charco de soldadura; m



- Q energía entrante; W
- λ conductividad térmica; W/m °K
- T_c temperatura de fusión; ⁰C
- T_0 temperatura inicial; ⁰C

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:

$$Q = q \cdot l \tag{2.8}$$

Dónde:

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 movible o la energía entrante, puede calcularse como:

$$q = \frac{I_s \cdot U_a}{v_s} \eta \tag{2.9}$$

2.6.1. Velocidad de enfriamiento del cordón

El método más usual es determinar la velocidad de enfriamiento sobre la línea central de soldadura en un instante en el cuál el material 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.

$$\tau = d\sqrt{\frac{\rho C_e(T_c - T_0)}{q}}$$
(2.10)

Dónde:

- τ parámetro adimensional de espesor relativo de la placa
- d espesor de la placa: m
- C_e calor específico; J/kg ⁰K

Tesis en opción al título de Ingeniero Mecánico



También es conveniente valorar la velocidad de enfriamiento en el cordón de soldadura (ECS), en el momento en el que el metal está a una temperatura de interés T_c (temperatura crítica). Esta temperatura para los aceros al carbono y de baja aleación, se puede considerar próxima, para los aceros es a 550 °C.

El tiempo de enfriamiento del cordón se determina por la ecuación

$$t = \eta \frac{I_s^{(1,24+0,0005T_c - 0,005v_s)} \cdot U_a^{0,59}}{108 \cdot v_s^{(0,78-0,0005T_c)}}$$
(2.11)

La cantidad de electrodos necesarios para realizar la unión se determina por la ecuación siguiente:

$$C_{E} = \frac{S \cdot l \,\rho}{10^{6}} \cdot 1,2 \tag{2.12}$$

Dónde:

- C_E cantidad de electrodos; kg
- 10⁶ factor de conversión
- 1,2 pérdidas por salpicaduras, calentamiento, aprovechamiento del electrodo

Cuando se realiza una construcción soldada hay dos tiempos que se deben tomar en cuenta, estos son el tiempo en el que el operador está efectivamente depositando material y los tiempos accesorios. Al primero se le conoce como duración de arco y viene a ser el tiempo en que el soldador está depositando material en la junta. Entre los tiempos accesorios se tiene: tiempo de ensamble, de posicionamiento y de preparación de la junta. Cuando retira un montaje de su posición o limpia una soldadura, él está necesariamente ejecutando "reiteradas" operaciones.

$$to = \frac{\rho(S)l}{kH \cdot I_s}$$
(2.13)

Dónde:

- to tiempo principal de soldadura; min
- S área de la sección transversal del cordón; $\rm cm^2$



- $S_1 = (6-8)d_e$; para la primera pasada
- $S_2 = (8-12)d_e$; para las demás pasadas

kH - coeficiente de depósito; $(kH \approx 8,9-9,5)$

2.6.2. Cálculo de costo del proceso de soldadura

La base para calcular el costo de mano de obra en peso por metro aparece en la ecuación (2.14). El factor operador que se muestra es el mismo que el ciclo de la jornada, que es el porcentaje del tiempo de arco contra el tiempo total pagado.

$$Cmo = \left(\frac{Tps}{v_s.Fo}\right)$$
(2.14)

Dónde:

Cmo- costo mano de obra; \$/m

Tps-tarifa de pago al soldador; \$/h

Fo - factor operador; (%)

En la soldadura eléctrica manual es de 5 – 30.

El tiempo de servicio al puesto de trabajo será el 3 al 5 % del tiempo operativo.

El tiempo de descanso del obrero será entre un 5 a un 15 % del tiempo operativo.

El gasto de la MOI se toma aproximadamente a un 30 % del tiempo operativo, excepto para el tratamiento térmico.

El costo de la energía eléctrica se considera parte de los gastos generales. Por otro lado, cuando es necesario comparar procesos competitivos de manufactura o de soldadura se sugiere incluir el costo de la energía eléctrica como costo directo en los cálculos. La energía eléctrica se le considera como gasto directo y se carga junto con cada uno de los trabajos.

$$Cee = \left(\frac{TeU_a.I_s.Pmd}{1000.Vd.Fo.Efe}\right)$$
(2.15)

Dónde:

Cee - costo de energía eléctrica; \$/m *Pmd* - peso del material depositado; kg/m *Vd* - velocidad de depósito; kg/h



Efe - eficacia de la fuente de energía; %

La eficiencia de la fuente a considerar será del 95 %.

El peso del material depositado se basa por la unión de un metro de longitud, y el consumo de metal (Fe) de soldadura está en un kilogramo por metro lineal de soldadura, este se calcula por la ecuación siguiente.

$$Pmsd = F \cdot \rho \cdot 100 \tag{2.16}$$

Dónde:

Pmsd - peso del metal de soldadura depositado; kg/m

F - área de la sección transversal; cm²

 ρ - peso específico del material; kg/cm³

El peso del electrodo se determina como:

$$Pe = \frac{\pi \cdot d^2}{4} \rho \tag{2.17}$$

Donde

d - diámetro del electrodo; mm

La velocidad de depósito tiene un gran efecto sobre los costos de soldadura. A mayor velocidad de depósito generalmente se necesita menos tiempo para completar una soldadura. La relación entre la velocidad de fusión y el peso del material de aporte fundido se puede determinar mediante la ecuación

$$Vd = \left(\frac{Vf \cdot 60}{LepRmr}\right)$$
(2.18)

Siendo:

- Vd velocidad de depósito; kg/h
- Vf velocidad de fusión; m/min
- Lep longitud del electrodo por peso; m/kg
- *Rmr*-rendimiento del metal del relleno; %

2.6.3. Cálculo total por kilogramo de metal depositado

Para el cálculo de costo definimos una fórmula de cálculo que contemple las variables principales, así como la incidencia de cada proceso de soldadura a través



de los distintos consumibles que participan y los rendimientos que afectan a cada uno de ellos (AWS, 1996).

$$Ct_{kgmetaldepsitado} = \frac{M}{\eta} + \frac{C}{Vd \cdot Fo} + \frac{G \cdot Q}{Vd} + \frac{E \cdot U_a \cdot I_s}{1000 \cdot Vd} + \frac{A}{Vd \cdot Fo} + F \cdot R$$
(2.19)

Dónde:

Ct_{kgmetaldepositado}- costo total por kg de material depositado; \$/kg

- M costo del material de aporte; \$/kg
- C costo de la MO directa; \$/h
- A costos indirectos (MO indirecta, seguro, flete, mecanizado); \$
- G costo del gas de protección; \$/m3
- E costo de la energía eléctrica; \$/kWh
- R relación fundente/alambre.

2.7. 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.

Para un espesor de grieta de 12 mm la temperatura va ser homogénea y el calor se propaga a lo largo de la superficie (debido al espesor).

Primeramente: se calcula 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.

2.7.1. Cálculo de la potencia térmica efectiva

Potencia que se introduce al material base por la fuente sin considerar las pérdidas.

$$Q_{ef} = 0.24 \cdot I_s \cdot U_a \cdot \eta \tag{2.20}$$

Donde:

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

Tesis en opción al título de Ingeniero Mecánico



2.7.2. Coeficiente de conductividad de temperatura

Una alta conductividad térmica de la columna de plasma constreñirá el arco, disminuyendo su tamaño, mientras que una baja conductividad térmica lo expandirá, transmitiendo igual cantidad de calor.

$$a = \left(\frac{\lambda}{C \cdot \rho}\right) \tag{2.21}$$

Donde

a - conductividad de temperatura; m²/s

2.7.3. Cálculo del coeficiente que considera la dimensión de temperatura

Para determinar este parámetro se tiene en cuenta las pérdidas de calor por las superficies laterales.

$$b = 2\left(\frac{\alpha}{C \cdot \rho \cdot \delta}\right) \tag{2.22}$$

Donde:

b - pérdida de calor por las superficies laterales; s⁻¹

Para determinar la temperatura en los distintos puntos de las isotermas se tiene en cuenta que cuando se comienza a soldar existe un proceso térmico inestable, en el cual la cantidad de calor procedente de la fuente de calor (proceso de soldadura) es mayor que la cantidad de calor que se evacua mediante la conductividad térmica. Por ello el área que ocupan las isotermas de determinadas temperaturas aumenta.

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

$$T = \left(\frac{Q_{efec}}{2\pi \cdot \lambda \cdot R}\right)$$
(2.23)

Donde:

T - temperatura; ${}^{0}C$

- Q_{efec}- potencia térmica efectiva; cal/s
- λ coeficiente de transferencia de calor: cal/cms°C



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

Con el objetivo de 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).

$$T = \left(\frac{Q_{efec}}{2\pi \cdot \lambda \cdot R}\right) \cdot e^{\frac{-Vs}{2a}(x+R)}$$
(2.24)

$$R = \sqrt{X^2 + Y^2} \tag{2.25}$$

2.7.4. 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 acurdo con:

- Magnitud respecto a la distancia

$$\rho = \left(\frac{V_{sol} \cdot R}{2 \cdot a}\right) \tag{2.26}$$

- Magnitud respecto a la temperatura

$$\theta = \left(\frac{4\pi \cdot \lambda \cdot a \cdot T}{Q_{efec} \cdot V_{sol}}\right)$$
(2.27)

- Variación de temperatura en un determinado tiempo

$$t = \left(\frac{\Delta x}{V_{sol}}\right) \tag{2.28}$$

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 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.

2.8. 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:

$$%C = %C + \left(\frac{\%Si + \%P}{3}\right)$$
(2.29)

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

$$C_{eq} = \% C + 0.3(\% Si) + 0.33(\% P) - 0.27(\% Mn) + 0.4(\% S)$$
(2.30)

El contenido de C y Si de una fundición solidificada metaestablemente puede calcularse el función de los valores temperatura de transformación eutéctica (CET) y temperatura de arresto de líquidus (TAL), en base a las fórmulas siguientes.

$$Si(\%) = \left(\frac{2\ 085, 4 - C_{eqT}}{22, 7}\right) \tag{2.31}$$

$$C(\%) = \left(\frac{2\,994 - T_{AL} - 53,07 \cdot \% Si}{212,3}\right) \tag{2.32}$$

Donde:

C_{ET} -es el carbono equivalente total en %

Para la determinación de las composiciones de equilibrio de las distintas fases en las zonas de interfase se tiene en cuenta la influencia del silicio, considerando el diagrama de equilibrio ternario Fe - C - Si. Esto se logra usando un diagrama de equilibrio en dos dimensiones, pero cuyas líneas de líquidus, sólidus y temperatura de equilibrio eutéctica están definidas por funciones que dependen de los contenidos de silicio (Si) y de carbono (C) en la fundición que solidifica.

$$T_{AL} = 1569 - 97,3 \left(C \frac{1}{4} Si \right)$$
(2.33)

Donde:

T_{AL}- es la temperatura de líquidus de la austenita

Tesis en opción al título de Ingeniero Mecánico

Tania Meléndez Tort



El contenido de manganeso varía en función de la matriz deseada, típicamente, puede ser tan baja como 0,1 % para hierros ferríticos y tan alta como 1,2 % para hierros perlíticos, ya que el manganeso es un fuerte promotor de la perlita.

La relación óptima entre el manganeso y azufre para una estructura libre de sulfuro de azufre y máxima cantidad de ferrita es:

$$\% Mn = 1,7 \cdot (\% Si) + 0,15 \tag{2.34}$$

Según el diagrama Fe-Fe₃C generalmente, una aleación de hierro dúctil con un Ceq = 4,3 solidifica de manera eutéctica (directamente de líquido a sólido). Las fundiciones de hierro hipereutécticas tienen un valor de Ceq > 4,3, mientras que en las hipoeutécticas es menor a 4,3.

Determinación del índice de saturación:

$$IS = \left(\frac{\%C}{4,3 - \frac{\%Si + \%P}{3}}\right)$$
(2.35)

Donde:

IS - índice de saturación; %

De acuerdo con estos métodos de control y conociendo el valor de algunos de estos índices, se puede determinar con bastante aproximación el posible comportamiento de las fundiciones en piezas de diferentes espesores.

El carbono eutectico y el carbono eutectoide de la fundición se determina como:

$$C_{eut} = 4,3 - \left(\frac{\%Si}{3}\right) \tag{2.36}$$

$$C_{eutect} = 0.9 - \left(\frac{\% Si}{9}\right) \tag{2.37}$$

Los contenidos en carbono de las aleaciones eutécticas y eutectoides del diagrama estable varían con el contenido en silicio de las fundiciones y son inferiores a los que corresponden al diagrama metaestable.

2.9. 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 2.3 del epígrafe 2.4 que consiste en dos placas



de dimensiones de 50 x 50 x 100 mm, de hierro fundido, 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"*.

En la figura 2.4 se muestra las consideraciones para el proceso de simulación del hierro fundido gris.





2.9.1. Procesos de mallado del elemento

La eficiencia (η) del proceso de soldadura SMAW oscila entre 0,70 a 0,85. A los efectos de los cálculos realizados, se asumió eficiencia de 0,8. 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 (SOLIWORK), 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). En la figura 2.5 se muestran las peculiaridades del modelo mallado.



Figura 2.5. Peculiaridades del mallado y condiciones de carga en el modelo creado.

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 tal y como muestra la figura 2.5. 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 es de 1 639,8 W (representa el 50 % del calor total transferido a la pieza por el arco de soldadura, en base a la consideración de simetría).



2.10. 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.
- 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.
- Siempre que se disponga de datos confiables de termodependencia de las propiedades físicas, estos se deben emplear en la modelación con elementos finitos (incluyendo la dependencia respecto a la temperatura de ambas propiedades físicas: calor específico y conductividad térmica), independientemente del aumento en el consumo de tiempo computacional que esto implica.





CAPÍTULO 3. ANÁLISIS DE LOS RESULTADOS

3.1. Introducción

Las piezas coladas de hierro gris pueden ser difíciles de conseguir. La solución más rápida es reparar la pieza mediante soldadura. Sin embargo por el tamaño de las piezas y sobre todo, por la baja soldabilidad del hierro gris, una soldadura de reparación descuidada puede dar lugar a la fractura posterior de la pieza. Es necesario desarrollar cuidadosos procedimientos de soldadura de reparación para asegurar una reparación exitosa de la fundición gris.

El objetivo del capítulo es fundamentar el procedimiento del ciclo térmico de soldadura del hierro fundido gris a partir de las variaciones en las diferentes isotermas durante el proceso.

3.2. Análisis del ciclo térmico de soldadura

En la mayoría de procesos de soldadura por fusión, una fuente de calor concentrado de alta intensidad es aplicada entre los elementos a unir de la junta y movida a lo largo de esta. El calor generado por esa fuente se disipa principalmente por conducción a través de las piezas y produce la variación de la temperatura a lo largo de ellas. Por la ecuación 2.1 se determinó la intensidad de corriente, donde para un diámetro de electrodo de 3,2 milímetro, la intensidad es de 120 Ampere.

El soldeo con corriente alterna de 120 Ampere está entre los parámetros que se establecen para la soldadura del hierro fundido gris, porque mejora el cebado y se pueden tener cordones lisos y sin agrietamiento, además una intensidad como la calculada, evita la zona blanca en la zona de influencia térmica.

La fuente de energía para el proceso SMAW debe presentar una característica descendente, es decir de intensidad constante, para que la corriente de soldeo se vea afectada en lo mínimo por las variaciones de longitud de arco. Debe ser capaz de suministrar la intensidad requerida por el material y el espesor a soldar.

El voltaje del arco eléctrico determinado por la ecuación 2.2 para una intensidad de 120 A es de 16 V. Con el voltaje calculado se puede realizar la unión metalúrgica y de esta forma evitar deformaciones y tensiones internas,



El incremento en el voltaje del arco tiende a incrementar la fluidez, haciendo las soldaduras mas rasas, afectando la penetración de los bordes y generando más salpicaduras, Los voltajes mas altos reducen considerablemente la penetración y podrían causar la perdida de elementos que forman parte de la aleación.

Para un espesor de 12 mm, una altura del bisel (CS) de 9 mm, un ángulo de 60°, que es la forma de preparación de la unión y una abertura de raíz (AR) de 1 mm, se determinó el área de la sección transversal del cordón es de 4,58 mm².

El área de la sección transversal calculada es para una unión con junta biselada (que es transitoria entre la unión a tope y con solapa), se seleccionó porque este tipo de unión se usa principalmente en los casos cuando se necesita aumentar la resistencia mecánica de la costura en la junta; esta es más resistente que la unión a tope, debido a una superficie mayor de la costura. En correspondencia con este tipo de junta, debe existir una relación entre el área de la sección transversal del cordón y la velocidad de enfriamiento a 540 y 705 °C.

La velocidad de soldadura para realizar la unión se calculó por la ecuación 2.4, en la cual se tuvo en cuenta los parámetros siguientes:

 α_d = 12 g/Ah; I_s = 120 A; F = 4,58 mm²; ρ = 7,2 kg/dm³, con los mismos se determinó que se requiere de 12 mm/s para ejecutar la unión.

La velocidad de soldadura modifica la forma de la pileta, influyendo sobre la solidificación y propiedades de la soldadura. Durante la aplicación del cordón de soldadura, el calor aportado se disipa rápidamente alejándose de la fuente. Como el charco metálico lleva una velocidad de avance se forman isotermas de forma aproximadamente elípticas alrededor de la fuente de calor.

El intervalo de temperaturas por las que pasa cada punto puede dar lugar a transformaciones fases que afectan las características de la unión soldada, estas características depende de numerosos factores como la geometría de la unión soldada, temperatura de precalentamiento, espesor de la pieza, calor aportado por el proceso de soldadura, influyendo en la estructura metalúrgica, propiedades mecánicas y en la sanidad de la unión soldada.



El calor aportado se calculó por la ecuación 2.5, con una tensión de 16 V, una intensidad de 120 A y una velocidad de soldadura de 12 mm/s, el calor aportado por la fuente en la unión del hierro fundido es de 160 kJ/m.

Al soldar la fundición, el último cordón debe ser depositado de manera que el metal líquido producido por el arco no toque el metal base y la unión sea producida por el metal depositado previamente. Con esta técnica, la zona afectada térmicamente sufre un revenido y el material mejora su tenacidad. Por esta razón es importante controlar la cantidad de calor aportado a la soldadura, de tal manera que la penetración de la zona fundida sea la mínima, para conseguir la fusión del metal base, ya que todo exceso de calor producirá un aumento del ancho de la zona afectada térmicamente y con esto aumentan las transformaciones estructurales que pueden conllevar a la fragilización de la junta soldada.

Para garantizar cambios microestructurales en el hierro fundido y obtener una zona afectada por el calor libre de fisuración, por la ecuación 2.6 se determinó la energía lineal del proceso de soldadura, la cual considera las variables, tensión, intensidad, velocidad de soldadura y una eficiencia de la fuente de un 0,8. Al sustituir los valores se tiene que la energía que se introduce al material base es de 816 000 J/m.

Esta energía es independiente de las dimensiones de las planchas a soldar, pero con ella se logra que en la disolución de las fases las transformaciones no produzcan efectos indeseables.

Los cambios microestructurales que en esta región se producen, son debidos a la energía calorífica aportada por la soldadura y cuyo ciclo térmico genera productos de transformación, que dependen fundamentalmente de la temperatura alcanzada, velocidad de enfriamiento y composición química del metal base.

La temperatura alcanzada en el calentamiento es importante, desde un punto de vista de disolución y crecimiento de los precipitados y consecuentemente, sobre el tamaño de grano. Pero también, las temperaturas de recristalización y transformación son las que pueden afectar al cambio de microestructura, lo que ha sido reportado por García-Rodríguez 2008.



La longitud del charco de soldadura se determinó por la ecuación 2.7, se calculó por la ecuación 2.8 una energía entrante de 5 440 J y por la ecuación 2.9 la energía de calor de 136 000 J/m, lo que establece que en la fundición gris durante la soldadura de la grieta de la bomba DENVER se tiene una longitud de charco de soldadura de 0,017 m/s.

El charco de soldadura calculado es el que se crea abajo del arco eléctrico, hasta que el calor agregado al metal iguala al perdido debido a conducción, radiación, convección y vaporización; además, el fluido del charco es manejado por flotabilidad, electromagnetismo y fuerzas de tensión superficial, planteado por Cerjak (1998).

La determinación del parámetro es importante en el proceso de soldadura, porque afecta la anchura del charco de soldadura; ya que esta es proporcional a la longitud del arco. Por tanto, en casi todas las aplicaciones, con excepción de aquellas en las que se suelda lamina, la longitud de arco recomendada es la más corta posible.

Cuando el charco de soldadura se vuelve negativo, no podrá suministrar electrones, a menos que el voltaje se eleve lo suficiente para iniciar una emisión de cátodo frío. Sin este voltaje, el arco se vuelve inestable, criterios expuesto por Marulanda *et al.* (2007).

Por la ecuación 2.11 se obtuvo que la velocidad de enfriamiento del cordón es de 0,15 s, se establece que sea este tiempo ya que el mismo está en dependencia del espesor de la placa, que para un parámetro adimensional de espesor relativo de la placa de 1,87 calculado por la ecuación 2.10, se considera como placa gruesa.

La velocidad de calentamiento es mucho más rápida que la de enfriamiento. Las velocidades de enfriamiento en cada punto son siempre inferiores a las que experimenta el metal fundido y serán aun menores cuanto más alejado esté el punto del baño fundido (la velocidad de enfriamiento se puede determinar por la pendiente de las curvas de enfriamiento a cualquier temperatura). Se resalta el



hecho que el modo de solidificación depende de la composición para velocidades de enfriamiento.

En la figura 3.1 se muestra la determinación de la velocidad de enfriamiento en correspondencia con los parámetros establecidos para la soldadura del hierro fundido gris como intensidad, tensión, longitud del charco, calor aportado, energía entrante.



Figura 3.1. Velocidad de enfriamiento del hierro fundido gris.

En la figura 3.1 se muestra, a partir de los parámetros calculados, la velocidad de enfriamiento del hierro fundido gris, para una temperatura de fusión de 1 420 °C, se tiene que luego del proceso de soldadura a partir de los 0,15 segundos, luego de un pico de temperatura, existe una tendencia a ir enfriando el material base. Tanto la velocidad de enfriamiento como la velocidad de calentamiento en un punto disminuyen con el aumento de la distancia del punto al centro del cordón.

Después que un punto en el metal fundido o en sus proximidades ha alcanzado su máximo de temperatura, la velocidad a la cual se enfría puede tener un significativo efecto sobre la estructura metalúrgica y las propiedades mecánicas de la zona afectada por el calor (ZAC), no se puede plantear sobre una velocidad de enfriamiento sino de varias velocidades de enfriamiento según sea la temperatura



a la cual se encuentra el acero durante su enfriamiento, planteado por Gómez (2003).

La geometría de la soldadura incluye el espesor de la pieza, la forma y dimensión del depósito de soldadura, además del ángulo entre las piezas a unir. Generalmente, las piezas soldadas de mayor espesor son más propensas a la fragilidad por formación de estructura blanca, que las piezas de menor espesor, debido a que se necesita un mayor aporte de calor durante la soldadura, reportado por Vitek (2001).

La cantidad de electrodos necesarios para la recuperación de la grieta se calculó por la ecuación 2.12, donde para un tiempo de soldadura de 5,4 minutos, calculado por la ecuación 2.13 se necesitan 0,0045 kg.

El tiempo empleado en el relleno de una junta depende del diámetro del electrodo empleado, este tiempo es para electrodo de 3,2 milímetros. Completar la unión con el mínimo número de pasadas posible y con el diámetro de electrodo, varilla o alambre máximo posible, soldaduras hechas con una sola pasada tienen menores niveles de distorsión o de energía elástica almacenada (es decir, tensiones residuales) que la misma unión realizada en múltiples pasadas.

3.3. Análisis de los cálculos de costo del proceso de soldadura

Los diversos tiempos en el lugar de trabajo incluyen muchos tiempos no repetitivos y no periódicos que no pueden ser fácilmente medidos pero que deben ser costeados. Estos pueden incluir elementos tales como estampado de piezas, aplicación de compuestos antisalpicaduras, reposicionamiento de la pieza entre los pases de la soldadura y algunos incrementos de tiempo no directamente involucrados en hacer soldadura.

Puede ser económico establecer un soldador con un ayudante para preparar el trabajo para la soldadura. Toda operación que un soldador tiene que realizar, además de la soldadura propiamente dicha, aumentan el tiempo total de soldadura y de este modo reducen el factor operador.

Los costos asociados a los cálculos de soldadura se muestran en la tabla 3.1, en estos cálculos se tuvo en cuenta las ecuaciones desde la 2.15 hasta la 2.19.



Costo de la mano de obra	2	\$/m
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
Peso del material de soldadura depositado	0,32	kg/m
Peso del electrodo	0,05	kg/m
Velocidad de deposición	0,15	kg/s
Costo total por kg depositado	37,90	\$

Tabla 3.1. Costos del pr	roceso de soldadura
--------------------------	---------------------

En la tabla 3.1 aparecen parámetros como: peso del material de soldadura depositado, el peso del electrodo y la velocidad de deposición, que aunque no son costos, ellos influyen notablemente en el valor final de la unión soldada. El material depositado influye en peso total del elemento, a mayor peso, mayor costo, esto 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.

El peso total por kilogramo depositado, lleva implícito los otros costos calculados anteriormente, por lo que para realizar la unión del hierro fundido gris, se incurre en un costo total de 37,90 CUP.

3.4. Análisis de las isotermas en la soldadura

El objetivo del análisis de las isotermas en los procesos de soldadura, es obtener un modelo analítico simplificado pero que considere las distintas microestructuras que se generan en la zona afectada por calor en función de isotermas características.

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.
- 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.

Para determinar la potencia térmica efectiva a introducir por la fuente y establecer el proceso de soldadura se calculó por la ecuación 2.20, donde se determinó que se requiere de 1 639,88 J/s. En la determinación de las isotermas influye la intensidad de corriente y la tensión del arco.

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 gruesa, como el establecido en el trabajo, en este caso, la solución de las ecuaciones para el caso de chapa gruesa es más realista, sobre todo 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.

El coeficiente de conductividad de temperatura de 12 x 10⁻⁵ m²/s se calculó por la ecuación 2.21, con un calor específico de 0,452 kJ/kg °C, una conductividad térmica de 41J/s m °C y una densidad del material fundido de 7 200 g/cm³.

El tiempo en el que este calor es disipado, entre la lámina en placa gruesa, es proporcional a la conductividad térmica (λ) y el calor específico por unidad de



volumen del metal base (ρC). Sobre esta base para un punto dado el ciclo térmico en el metal base se puede representar por un diagrama simple temperaturatiempo.

Las pérdidas de calor por las superficies laterales calculado por la ecuación 2.22 permiten establecer que las mismas son de 9,53 x 10^{-4} 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 termomecánico 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 del plano de la plancha.

Para construir las isotermas en la soldadura del hierro fundido gris se consideró la ecuación 2.23, para diferentes magnitudes inmensurables, en la figura 3.2 se muestran los resultados, las mediciones aparecen en el anexo 1.





En correspondencia con los resultados mostrados en la figura 3.2 se puede plantear 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.

Sin embargo, 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 por Carrión (2005).

Para calcular la distribución de temperatura a lo largo de la costura de enfriamiento como se muestra en la figura 3.3 se tuvo en cuenta la ecuación 2.24 y 2.25. En esta figura se muestra el comportamiento para diferentes valores en el eje X, que es la rama delantera.





En la figura 3.3 se muestra el gráfico de distribución de temperatura a lo largo de la costura, donde se observa como, en la rama de calentamiento las curvas son más abruptas, o sea, tienen mayor pendiente que en las ramas de enfriamiento.



A 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.

Además se puede apreciar 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.

La figura 3.4 muestra la distribución de temperatura a lo largo de la costura en la rama de calentamiento. En esta figura se muestra el comportamiento para diferentes valores en el eje X, que es la rama trasera.





Como se observa en la rama de calentamiento, la curva tiene menor pendiente que la rama de enfriamiento, por lo que la distribución de las temperaturas por la superficie o volumen del cuerpo, caracteriza los llamados campos de temperaturas, los que representan al conjunto de todos los puntos de temperatura en un momento dado.

El aporte de calor se define por separado en dos regiones. Una región se encuentra en frente del centro del arco, z > 0 (figura 3.3). La otra región es definida detrás del centro del arco (figura 3.4). El modelo se define para un inicio de arco en t = 0 y movimiento a lo largo del eje z positivo, asociado con las



regiones sobre las que el aporte de calor ocurre, para Q como la tasa de aporte de energía [W], Vs es la velocidad de soldadura y X distribuye el calor a las regiones por delante y por detrás del centro del arco. En el anexo 1 se muestran los resultados de las mediciones para la costura de enfriamiento y calentamiento.

3.4.1. Análisis de las magnitudes inmensurables

Al igual que en el modelo térmico, se divide el proceso en dos etapas, una primera etapa en la que se considera la magnitud con respecto a la distancia y la otra con respecto a la temperatura, que permite determinar un incremento internamente para cada paso de la solución a fin de mejorar las probabilidades de convergencia, se deben ingresar como datos el incremento de tiempo inicial. La figura 3.5 se corresponde con la magnitud respecto a la distancia calculada por la ecuación 2.26.





Como se observa en la figura 3.5 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 aceros al carbono y otros. Se piensa que este fenómeno provoque el proceso de envejecimiento, el cual ocurre durante el enfriamiento.

La figura 3.6 es la isoterma con respecto a la temperatura (ecuación 2.27).



Figura 3.6. Isoterma con respecto a la temperatura.

Como se muestra en la figura 3.6 se obtienen isotermas para diferentes temperaturas, pero en la medida que se aleja de la fuente de calor, la tendencia es obtener puntos más alejado 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.

Por la ecuación 2.28 se determinó el comportamiento de las isotermas con relación a la variación de la temperatura en un determinado tiempo. En la figura 3.7 se muestra el comportamiento.



Figura 3.7. Variación de la temperatura en el tiempo.

Al establecer el comportamiento de la variación de la temperatura en el tiempo, se puede observar que existen fluctuaciones en las variaciones térmicas y su distribución por el material base (hierro fundido). Estas variaciones se producen por que la velocidad del arco a lo largo de la pieza de trabajo es mucho mayor que la velocidad de difusividad térmica. En otras palabras, el flujo de calor en la dirección del trabajo es pequeño comparado con el de la dirección perpendicular de avance. Esto implica que una lámina del metal base experimeta un ciclo térmico más corto con un intenso pulso de calor de potencia lineal.

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. En el anexo 2 se muestran los resultados de las mediciones.

Las isotermas determinadas para la soldadura del hierro fundido gris, para diferentes temperaturas se muestran en la figura 3.8, para ellos se consideró diferentes distancias desde la fuente móvil.





Las isotermas determinadas en el hierro fundido gris son para temperaturas de 1 350, 800, 600 y 200 °C. En estas isotermas se ha caracterizado la fusión del hierro a partir de las dimensiones obtenidas en las diferentes zonas.

1era Zona (Zona de fusión incompleta)

Posee un ancho de 0,1 - 0,4 mm. En muchos casos esta zona provoca cambios bruscos en las propiedades de la unión soldada ocurren varios fenómenos difusivos debido a la alta temperatura de dicha región bifásica (líquido- vapor).

2da Zona (Zona de recalentamiento o de grano grueso)

Esta zona comprende la parte del metal base calentado desde 1 200 °C hasta la temperatura de fusión del mismo. El ancho de esta zona es del orden de 1 - 3 mm. El carácter de la estructura depende del ciclo térmico de soldadura y la



composición del metal. Frecuentemente la zona de recalentamiento posee una menor plasticidad y resistencia que el metal base.

3era Zona (Zona de normalización)

Se incluye la zona del metal que se calentó desde una temperatura de 1 100 - 1 500 °C y el ancho es de 1,2 - 4 mm. El tamaño del grano en esta zona al igual que la anterior depende del ciclo térmico y de la composición química.

4ta Zona (Zona de recristalización incompleta).

Comprende la zona del metal que se calentó desde Ac1 hasta Ac3. La estructura de esta zona, en la zona de influencia térmica depende de la estructura inicial antes de la soldadura. Los cambios de esta zona influyen significativamente menos en la calidad de la unión soldada que los cambios estructurales en las tres zonas analizadas anteriormente.

5ta Zona (Zona de recristalización incompleta)

Incluye el metal que se ha calentado desde 500 °C hasta una temperatura menor que Ac1. En esta zona puede aparecer en el hierro fundido, la estructura de recristalización luego de haberlo hasta una temperatura superior a 500 – 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.

Se piensa que este fenómeno provoque el proceso de envejecimiento, el cual ocurre durante el enfriamiento.

6ta Zona (Zona de fragilidad en azul)

Se incluye el metal que se calentó en el intervalo de temperatura de 100 – 300 °C. En el proceso de soldadura esta zona no presenta cambios estructurales.

Dimensiones de la zona de influencia térmica.

Para el hierro fundido

Zona de fusión incompleta 0,1mm Zona de recalentamiento 1,5mm Zona de normalización 0,9mm´ Zona de recristalización incompleta 1,1mm

Tesis en opción al título de Ingeniero Mecánico

Tania Meléndez Tort



Zona de recristalización 6,8mm

El ancho total de la Zona Influencia Térmica es de 10,4 mm

3.5. Análisis por el método de los elementos finitos

El modelo mecánico obtenido por el MEF proporciona como resultados los valores de los esfuerzos residuales y deformaciones en cada elemento de la malla y en cada instante de tiempo, esto permitió determinar la distribución y magnitud de los esfuerzos residuales una vez enfriada la pieza soldada y la variación de los mismos a lo largo del proceso. De igual forma proporcionó las deformaciones que sufre la pieza, tanto al final del proceso como a lo largo de éste.

En la figura 3.9 se muestra el comportamiento de los desplazamientos obtenidos.



Figura 3.9. Comportamiento de los desplazamientos.

Se representa la modelación de la soldadura mediante MEF, como un proceso transitorio-no lineal al lograr como resultado campos térmicos distribuidos a todo lo largo de la plancha, dichos campos están asociados al sistema de embridamiento o rigidez de la juntas.

Los campos de temperaturas generados en la junta soldada se mantienen termodependiente a lo largo de todo el proceso de simulación. El área de las



isotermas se estrecha en dirección perpendicular al eje de la costura, esto se justifica debido a las pérdidas ocurridas por la convección y radiación al medio externo.

Los resultados experimentales muestran que la temperatura se distribuye a lo largo de toda la plancha, desde los valores máximos (color rojo), hasta valores mínimos (color azul). El material presenta un comportamiento elastoplástico y sus propiedades son dependientes de la temperatura, siendo la dimensión de la zona de influencia térmica de 0,1 - 0,4 mm. Esta evolución de la temperatura puede conducir a la refusión del material y en todo caso, se induce un cambio continuo en la microestructura durante el proceso completo.

Las tensiones de von Mises establecidas por el MEF durante la soldadura del hierro fundido gris se muestra en la figura 3.10. Se considera el ciclo térmico, pero la condición de plasticidad del hierro que es nula.



Figura 3.10. Tensiones de Von Mises.

El valor máximo de esfuerzo alcanzado durante el proceso es 690 MPa, que viene a ser el valor máximo de esfuerzo transitorio, el valor máximo de esfuerzo residual en sentido transversal al cordón de soldadura es 112 MPa y en sentido

59



longitudinal es de 52 MPa. Si se comparan estos valores con el límite elástico, el valor máximo de esfuerzo transitorio alcanza el 69 % del valor del límite elástico y el máximo valor de esfuerzo residual alcanza el 11 % del valor del límite elástico.

La temperatura máxima alcanzada es la temperatura prescrita sobre el cordón, 1 420 °C y a medida que la distancia respecto al cordón aumenta la temperatura máxima alcanzada en cada punto disminuye y se alcanza en un período mayor de tiempo.

La influencia que ejerce el campo de esfuerzos y deformaciones sobre el campo de temperaturas no es significativa. Esto se debe a que el aumento de temperatura, a causa de la variación de esfuerzos y deformaciones, es irrelevante en comparación a los gradientes de temperatura alcanzados durante el proceso.

3.6. Análisis del carbono equivalente (carbono, silicio y fósforo)

El carbono equivalente para determinar la condición de soldabilidad de la fundición gris en función del carbono, el silicio y el fósforo se calculó por la ecuación 2.29, donde se obtuvo como resultado un carbono de 0,4 porciento y el carbono equivalente total por la ecuación 2.30 que para la fundición es de 4,3 %, un contenido de silicio de 0,91; el manganeso de 1,2, un carbono eutéctico de 3,6 y el eutéctoide de 0,7.

La solidificación que establece el carbono calculado en función de estos tres elementos permite predecir que es del tipo hipoeutéctico, además tiene en cuenta la temperatura de líquidus de la austenita donde la misma es de 1 216 °C.

La aparición del grafito en vez de carburo de hierro (Fe3C) en las aleaciones hierro carbono, se debe a la inestabilidad del carburo o cementita en determinadas circunstancias y condiciones que hacen imposible su existencia y favorecen, en cambio, la formación de grafito; tales como los elevados porcentajes de silicio, los enfriamientos relativamente lentos, formación mayoritaria de fase eutéctica y la presencia de puntos de nucleación en la fase líquida.

En general el grafito se forma preferentemente a elevadas temperaturas, en algunos casos se forma directamente, en otros se forma al desdoblarse la cementita en grafito y hierro.


El contenido de silicio en las fundiciones es de 2 a 5 %, un contenido aún mayor podría evitar la formación de las zonas con carburos de hierro que fragilizan la pieza producida, ya que el silicio aumenta la fluidez del líquido y afecta el proceso de solidificación promoviendo la grafitización; sin embargo, cuando el contenido es menor al 1 no es suficiente para ello. Por cada 1 % de silicio, la composición eutéctica se desplaza hacia la izquierda del diagrama aproximadamente 0,3 % de carbono, lo cual abate la temperatura a la cual la aleación empieza a solidificar.

Normalmente las composiciones empleadas en la producción son cercanas a la eutéctica, de manera que durante el enfriamiento del material, desde la temperatura de colada hasta la temperatura ambiente, se producen dos cambios de fase fundamentales: la solidificación del eutéctico y la transformación eutectoide (sólido-sólido).

Las propiedades mecánicas del material se relacionan directamente con la microestructura final del mismo que se obtiene después de la última transformación de fase, cuando la pieza ya alcanzó la temperatura ambiente.

Los contenidos en carbono de las aleaciones eutécticas y eutectoides del diagrama estable varían con el contenido en silicio de las fundiciones y son inferiores a los que corresponden al diagrama metaestable. En las transformaciones del diagrama estable, para una temperatura determinada, la austenita es capaz de disolver menor cantidad de carbono que el que disuelve, a la misma temperatura, la austenita cuando las transformaciones se hacen de acuerdo con el diagrama metaestable.

3.7. Valoración económica

A partir de que la contabilidad de costos da una determinación histórica del costo de la producción basado en la materia prima, la mano de obra y los gastos indirectos de producción, los costos predeterminados de tipo estimado o de tipo estándar, mediante los cuales el costo de los artículos no se obtiene al finalizar el proceso productivo, si no se calcula de antemano y sirve de base de control y eficiencia.



Para la realización del análisis económico tomaremos como referencia el tiempo de ejecución obtenido durante cálculo de los parámetros de trabajo en la computadora para la simulación del proceso. En la tabla 3.2 se recoge el comportamiento de los costos.

Por concepto de tiempo			Por concepto de consumo					
	Tarifa (\$/h)	Tiempo (h)	Costo⊤i (\$)	Cantidad de equipos	Consumo (kW/h)	Tarifa (\$/kW)	Tiempo (h)	Costo _{Co} (\$)
Técnico	2,34	2	4,68	2 - lámparas 2 - Aire acondicionado	0,8 0,25 1,12	0,09	2	0,19
Costo total para la $C_T = C_T$ realización de la simulación. $C_T = $			$C_T = Cos$ $C_T = 4	sto _{Ti} + Costo _{Co} ,87				

Como se aprecia en la tabla 3.2, el gasto en el que se incurre al trabajar con el software SOLIWORS para la simulación del proceso de soldadura del hiero fundido gris donde se considera mano de obra, máquina y equipos se incurre en un costo de 4,87 CUP; por lo que se puede considerar un costo que permite predecir transformaciones de fases en este material, que por sus características, es susceptible al fenómeno del agretamiento.

3.8. Valoración del impacto medio ambiental

En la soldadura, de forma general, 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. Además pudiera añadirse que se cuenta con abundante literatura científica en estos campos.

Si se hace este análisis tomando como centro al soldador, se puede decir que a pesar de que se ha avanzado mucho en su calificación, lo que aumenta su cultura y profesionalismo, aún no se puede ser tan optimista en lo que a su salud y



seguridad se refiere. Esto se debe a que, por causas económicas o de desconocimiento, en muchas ocasiones no se tienen en cuenta los riesgos que impone la realización de los procesos de soldadura, ni se toman las medidas de seguridad para la protección de los soldadores y demás operarios.

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.

Algo que ilustra lo dicho anteriormente es que 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.

3.8.1. Riesgos en la industria

Entre los impactos permanentes causados por la industria en los años de explotación se encuentra la pulpa, que contaminan el entorno y en muchos casos contienen material o componentes tóxicos. Por otra parte, el volumen de pulpa continuará creciendo en el futuro. Por todo ello, una medida para este impacto consideramos que es el incremento de los estudios y aplicación de los procesos de tratamiento de este tipo de material.

En las plantas de procesamiento de minerales también se generan grandes cantidades de residuales líquidos que contaminan las aguas. Cuba por ser una isla



larga y estrecha hace que la contaminación que se produce en las cuencas hidrográficas se traslade rápidamente a la zona costera y por tanto estos también deben ser incluidos.

Además en las tareas de decisión y solución de los problemas generados por la contaminación se requiere emplear técnicas participativas de la comunidad y de las entidades implicadas en su generación y de ello, aparece la recomendación de la preparación de profesionales y el desarrollo de acciones para aplicar el manejo integrado de las zonas costeras, las cuencas hidrográficas y las zonas protegidas, en las zonas susceptibles de ser impactadas por el desecho de este material.

En la actividad extractiva como en otras actividades económicas deben tomar parte cada vez más la comunidad, la cual tiene que encontrarse informada de las actividades y riesgos que implican para ellos las decisiones que le conciernen.

3.9. Conclusiones del capítulo

- Se establece a partir del cálculo del ciclo térmico, el comportamiento de las isotermas que inciden en las posibles transformaciones de fases del hierro fundido gris.
- Al establecer el comportamiento de las isotermas, se determinó que durante el proceso de soldadura, existen velocidades de calentamiento y de enfriamiento, donde las primeras presentan variaciones mucho más rápida que las segunda.
- De acuerdo al carbono equivalente calculado para la fundición gris, por el diagrama Fe - C, se pudo establecer que el tipo de solidificación presente en la misma es del tipo hipoeutéctica.

Conclusiones generales

- Con temperaturas de 1 350, 800, 600 y 200 °C respectivamente se establecieron las isotermas que caracterizan el proceso de unión del hierro gris con el empleo del proceso de soldadura con electrodos revestidos.
- Con una energía lineal de 816 000 J/m en una temperatura de fusión de 1 420 °C en el hierro fundido gris, se pudo establecer que para un tiempo de 0,15 segundos, luego de un pico de temperatura, existe una tendencia a ir enfriando el material base.
- El valor máximo de esfuerzo alcanzado durante el MEF es de 690 MPa, con un valor máximo de esfuerzo residual en sentido transversal al cordón de soldadura de 12 MPa en un ancho de la Zona Influencia Térmica de 10,4 mm.
- Las emanaciones de humos gases y vapores producto de la soldadura afectan la salud del hombre y el medio ambiente, de igual manera lo hacen los procesos extractivos de la industrias al contaminar las aguas y los suelos.



Recomendaciones

- A partir del procedimiento establecido en el presente trabajo en relación con las diferentes isotermas, caracterizar microestructuralmente la fundición gris del cual se fabrica el cuerpo de la bomba DENVER.
- Evaluar según las distancias obtenidas en el presente trabajo, el comportamiento de la dureza en la fundición gris, en las diferentes zonas que se forman en la unión soldada.

BIBLIOGRAFÍAS



Bibliografía

- 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.
- Arora P., Singh P.K., Bhasin V., Vaze K.K., Ghosh A.K., Pukazhendhi D.M., Gandhi P. and Raghava G.. "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.
- Balasubramanian, V. and Guha B.. "Influence of weld size on fatigue crack growth characteristics of flux cored arc welded cruciform joints". Materials Science and Engineering. A265(101), 7-17, 1999.
- Bao R. and Zhang X.. "An inverse method for evaluating weld residual stresses via fatigue crack growth test data". Engineering Fracture Mechanics. 77(65), 3143-3156. 2010.
- Baohua, C., Yaow S. and Shijie D.. "Studies on a computational model and the stress weld characteristics of weld-bonded joints for a car body steel sheet". Journal of Materials Processing Technology. 100(89), 171-178, 2000.
- Barsoum Z, Lundbäck A. Simplified FE welding simulation of fillet welds 3D effects on the formation residual stresses. Engineering Failure Analysis; 16(16), 2281-9, ISSN 1350-6307, 2009.
- Bott I.S., Souza, L.F.G., Teixeira J.C.G., Rios, P.R. High-strength steel development for pipelines: a Brazilian perspective, Metallurgical and Materials Transaction, 36(2), 443-454, 2005.
- 8. Carrión, V. Análisis Térmico-Mecánico de Soldadura mediante el Método de los Elementos Finitos. Tesis para optar por el título de ingeniero mecánico. 2005.
- 9. Carslaw, H. S., and Jaeger, J. C. "Conduction of Heat in Solids", Oxford University Press, Cambridge, U.K., 255, 1967.



- 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.
- 11. Cerjak H. Mathematical. Modelling of Weld Phenomena 4. Materials Modelling Series. Primera edición, 1998.
- 12. Changheui, J., Pyung-Yeon C., Minu K., Seung-Jin O. and Jun-Seog Y. "Effects of microstructure and residual stress on fatigue crack growth of stainless steel narrow gap welds". Materials and Design. 31(28), 1862-1870, 2010.
- 13. Christensen, N., Davies, V., and Gjermundsen, K. "The distribution of temperature in arc welding". British Welding Journal 12(2), 54–75, 1965.
- 14. 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.
- 15. EUTECTIC CASTOLIN, Manual de soldadura, Eutectic Castolin, Bogotá 2002.
- 16. Ferrer, C., Salas, F. Maita, P.A., Orozco, J. y Pascual, M. "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. 2, 533-536, 2007.
- 17. García Rodríguez, Y. y Burgos Sola, J. "Procedure for the obtaining by means of MEF of the thermal fields, deformations and residual tensions in welded unions". Rev. Téc. Ing. Univ. Zulia, abr., 30(1),13-22, ISSN 0254-0770, 2007.
- 18. García-Rodríguez, A. Criterios sobre algunas Metodologías de Caracterización Operativa de Electrodos Revestidos en la Soldadura en Modo de Transferencia Metálica por Cortocircuitos. Soldadura & Inspeçao, Junio 2008.
- Gómez, L. "Modelamiento y simulación del efecto de la entrada de calor en la penetración de una junta soldada". DYNA, 27-34, ISSN-0012-7353, Medellín, Marzo 2003.
- 20. Gómez, O., Soldadura de Metales. Universidad Industrial de Santander, 1993.



- 21.Guirao, J., Rodríguez E., Bayón A., Bouyer F., Pistono J. and Jones L "Determination through the distortions analysis of the best welding sequence in longitudinal welds VATS electron beam welding FE simulation". Fusion Engineering and Design. 85(78), 766-779, 2010.
- 22. Heinze, C., Schwenk C., Rethmerier M. Numerical calculation of residual stress development of multi-pass gas metal arc welding, JCSR-03385,1-8, 2011.
- 23. Hyde T.H., Sun W., Becker A.A. and Williams J.A. "Life prediction of repaired welds in a pressurised CrMoV pipe with incorporation of initial damage Original". Research Article International Journal of Pressure Vessels and Piping. 81(1), 1-12, 2004.
- 24. Jacovkis P.Computadoras, Modelización Matemática y Ciencia Experimental, Mecánica Computacional, XXIII (15), 747-2758, 2004.
- 25. Janowak, J.; Gundlach, R., Fundiciones Grises Aleadas (y2) Fundición XXXIII (22), 1987.
- 26. Ju Seok Kang. Characterization of bainitic microstructures in low carbon HSLA steels, International Journal of Moder Phisics B, 22(31) 5965-5970, 2008.
- 27.Kanvinde, A.M., B.V. Fell, I.R. Gomez and M. Roberts. "Predicting fracture in structural fillet welds using traditional and micromechanical fracture models". Engineering Structures. 30(11), 3325-3335, 2008.
- 28. Kirkhope, K.J., Bell R., Caron L., Basu R.I. and Ma K.T.. "Weld detail fatigue life improvement techniques Part 2". Application to ship structures. Marine Structures. Vol. 12, Fatigue Crack Initiation Life of Welds". Fatigue Testing of Weldments. ASTM STP 648. Ed. 477-496. 1999.
- 29.Lawrence F.V., Mattos R.J., Hoeppner D.W., Higashida Y. and Burk J.D. "Estimating the ASTM, 134-158, 1978.
- 30.Lei Y.P., Shi Y.W., Murakawa H. and Luo Y. "The effect of mechanical heterogeneity and limit load of a weld joint with longitudinal weld crack on the J- integral and failure assessment curve". International Journal of Pressure Vessels and Piping. 75(9), 625-632, 1998.



- 31. Lichun, B. "Crack growth prediction and non-linear analysis for an elasto-plastic solid". International Journal of Engineering Science. 47(35), 325-341, 2009.
- 32. 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.
- 33. Mammoli, A., Graham, L., Reimanis E. and Tullock L. "The effect of flaws on the propagation of cracks at bi-materials inferfaces". Great Britain. 43(3), 1149-1156, 1995.
- 34. Marulanda, J.; Zapata, A. y Mesa, D., Fundamentos de la soldadura de metales. Universidad Tecnológica de Pereira. 2007.
- 35. Maxunawa, A. Modelling of Heat and fluidflow in arc Weld. Proc Int. Trends in welding search ASM International, 1992.
- 36.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, 491(212) 297-303. ISSN 0921-5093, 2008.
- 37.Ouisse, M. and Cogan S.. "Robust design of spot Welds in automotive structures: A decision-making methodology". Mechanical Systems and Signal Processing. 24(18), 1172-1190, 2010.
- 38.Pakandam F, Varvani Farahani A. Fatigue damage assessment of various welded joints under uniaxial loading based on energy methods. International Journal of Fatigue; 33 (12), 519–28, ISSN 0142-1123, 2011.
- 39. Ramos, F.; Pozo, J.; Díaz, E.; Velásquez, E. Reparación por soldadura de tapas, agrietadas, de hierro fundido. Revista Facultad de Ingeniería Universidad de Antioquia, Colombia. 034, 35-41, 2005.
- 40. Rui-Jie W. and De-Guang S. "Low-cycle fatigue life prediction of spot welds based on hardness distribution and finite element analysis". International Journal of Fatigue. 31(23), 508-514, 2009.
- 41. SAGER S.A. Manual de soldadura, SAGER, Cali. 2004.

Tesis en opción al título de Ingeniero Mecánico



- 42. San Millán, F.J., I. Armendáriz, J. García Martínez, A. Salamanca y F. Martín de la Escalera. "Simulación por elementos finitos del comportamiento en tolerancia al daño de estructuras aeronáuticas". 8vo Congreso Iberoamericano de Ingeniería Mecánica. 2008.
- 43. Sleczka, L.. "Low cycle fatigue strength assessment of butt and fillet weld connections". Journal of Constructional Steel Research. 60(52), 701-712, 2004.
- 44. Stefanescu, D. M., Science and Engineering of Casting Solidification, 2nd Edition. Springer, 2009.
- 45. Susmel L, H A. Modified Wöhler Curve Method and multiaxial fatigue assessment of thin welded joints. International Journal of Fatigue.; 43:30-42. ISSN 0142-1123. DOI 10.1016/ j.ijfatigue.2012.01.026, 2012.
- 46. Tvergaard V. and Needleman A. "3D analyses of the effect of weld orientation in Charpy specimens". Engineering Fracture Mechanics. 71(68), 2179-2195, 2004.
- Van-Xuan, T. and P. Jwo. "Analytical stress intensity factor solutions for resistance and friction stir spot welds in lap-shear specimens of different materials and thicknesses". Engineering Fracture Mechanics. 77(31), 2611-2639. 2010.
- 48. Vitek, D. Recent advances in modelling and a characterisation in weld microstructure: Final Report. 2001, Sci. Tech. Weld. 7 (6), 362-365, 2001.
- 49. Wahab, M.A. and Alam, M.S. "The Effect of Torsional Interaction of a Circular Porosity and a Solidification Crack on Fatigue Crack Propagation Life of Butt Welded Joints". Proceeding of 10th International Conference of Composite Engineering, 753-754, 2003.
- 50.Zinn, W.; Scholtes, B., In Handbook of Residual Stresses and Deformation of Steel, Edited by G. Totten, M. Howes and T. Inoue, ASM International, 391 – 396, 2002.



ANEXO 1

Tabla 1. Magnitudes respecto a las temperaturas

θ	T(°C)
1,998	636
1,332	424
0,99	318
0,79	254
0,66	212
0,56	181
0,49	159
0,44	141
0,39	127
0,36	115
0,33	106
0,28	90
0,24	79
0,21	70
0,19	63
0,16	53
0,14	45
0,13	42
0,12	39
0,11	37

Tabla 2. Rama enfriamiento

Valores de X(m)	Temperaturas T(⁰ C)	
-0,02	318	
-0,04	159	
-0,06	106	
-0,08	79	
-1	6,36	
-1,4	4,5	
-1,6	3,9	
-1,8	3,5	
-2,2	2,8	
-2,4	2,6	

Tabla 3. Rama de calentamiento

Valores de X(m)	Temperaturas T(⁰ C)	
0,02	211	
0,04	158	
0,06	105	
0,08	78	
1	5,94	
1,4	4,49	
1,6	3,89	
1,8	3,49	
2,2	2,79	
2,4	2,59	



ANEXO 2

- (0.5)			
T (⁰ C)	- X (mm)	Y (mm)	X (mm)
1 350	-5,2	0	4,60
	-5	0,5	4,00
	-4,7	1,0	3,80
800	-9	0	5,50
	-8	1,0	5,30
	-8,1	3,0	5,00
600	12	0	6,70
	-11,5	3,0	6,00
	-7,6	7,0	3,30
200	-36	0	12,50
	-35,5	5,0	12,00
	-33,5	7,0	11,10
	-32	10,0	9,50
	-29,2	13,0	7,00
	-23	17,0	1,00

Tabla 4. Temperaturas de las isotermas