

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

**DETERMINACIÓN DE LAS MICROESTRUCTURAS DEL ACERO AISI 1050
SOMETIDO AL PROCESO DE SOLDADURA SMAW**

Tesis en opción al título de Ingeniero Mecánico

Autor: Aliandris Aguirre Moracén

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

Moa - 2016



Declaración de autoridad

Yo: Aliandris Aguirre Moracén

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

Aliandris Aguirre Moracén

Dr. C. Tomás H. Fernández Columbié



TABLA DE CONTENIDOS

SÍNTESIS	Pág
INTRODUCCIÓN	1
CAPÍTULO 1. MARCO TEÓRICO. ANTECEDENTES INVESTIGATIVOS	
1.2. Recuperación de fallos por soldadura	4
1.3. Fatiga en uniones soldadas	5
1.3.1. Influencia del carbono en la soldabilidad	7
1.4. Proceso de difusión durante la soldadura	8
1.4.1. Baño fundido y continuidad en la soldadura y el metal base	9
1.4.2. Fenómeno de recristalización	11
1.4.3. Transformaciones alotrópicas	14
1.4.4. Transformaciones en la fase sólida durante el enfriamiento	15
1.5. Soldadura de producción	17
1.6. Transformaciones físico - químicas y estructurales en la unión soldada	18
1.6.1. Modificaciones estructurales de la zona fundida	18
1.6.2. Modificaciones estructurales y físico – química en el metal base	19
1.7. Manifestaciones del desgaste	20
1.8. Introducción al método de los Elementos Finitos en la soldadura	23
1.8. Conclusiones del capítulo 1	25
CAPÍTULO 2. MATERIALES Y MÉTODOS	
2.1. Introducción	26
2.2. Composición química del acero AISI 1050	26
2.2.1. Propiedades del acero AISI 1050	27
2.3. Caracterización de la zona averiada	28
2.3.1. Elaboración de la soldadura en el árbol	29
2.3.2. Material de aporte para la soldadura	30
2.3.3. Cálculo del carbono equivalente	31
2.4. Máquinas y equipos empleados en la experimentación	33
2.4.1. Pulidora metalográfica montasupal	34
2.4.2. Máquina de soldar empleada en la soldadura	34
2.4.3. Caracterización del torno 16 K 20	35
2.4.4. Herramienta de corte empleada	36
2.4.5. Microscopio óptico	36



2.5. Cálculo del ciclo térmico	36
2.5.1. Intensidad de corriente	37
2.5.2. Voltaje del arco eléctrico	37
2.5.3. Velocidad de soldadura	38
2.5.4. Energía lineal del proceso de soldadura	38
2.5.5. Cálculos numéricos para la soldadura	39
2.5.6. Velocidad de enfriamiento del cordón	40
2.6. Cálculo de costo del proceso de soldadura	40
2.7. Preparación metalográfica de la probeta	42
2.7.1. Desbaste y pulido	43
2.7.2. Limpieza y lavado de las superficies a investigar	43
2.7.4. Ensayo de microscopía óptica	44
2.7.5. Ensayo de microdureza	44
2.9. Conclusiones del capítulo 2	45

CAPÍTULO 3. ANÁLISIS DE LOS RESULTADOS

Introducción

3.1. Análisis de la susceptibilidad al agrietamiento	47
3.2. Análisis de los regímenes de soldadura	49
3.2.1. Análisis de los cálculos numéricos	51
3.2.2. Análisis de los cálculos de costo de la soldadura	54
3.3. Análisis del comportamiento microestructural	55
3.3.1. Análisis microestructural de la zona fundida	55
3.3.2. Análisis del comportamiento microestructural en la interfase	56
3.3.3. Análisis del comportamiento microestructural en la ZAT	57
3.4. Análisis de la microdureza	59
3.5. Análisis económico	59
3.6. Impacto ambiental	60
3.7. Conclusiones del capítulo 3	61

CONCLUSIONES GENERALES

RECOMENDACIONES

BIBLIOGRAFÍAS



Agradecimientos:

- *A Dios por darme las fuerzas necesarias para lograr que todo este trabajo cumpliera su fin.*
- *A mis familiares que me apoyaron en los momentos de mi vida en que más los necesitaba.*
- *A mi tutor por confiar en mí en la realización de este trabajo el Dr. C. Tomás Fernández Columbié .*
- *A mis amigos que siempre creyeron en mi, me apoyaron y convirtieron este aula en una familia con lazos muy fuertes.*
- *A todos mis profesores por los conocimientos transmitidos durante el desempeño de mi carrera.*
- *A los que de una forma u otra me apoyaron y ayudaron en la realización de este trabajo.*

A todos

Muchas gracias



Dedicatoria:

A mi mamá, por todo su amor, dedicación y cariño.

A mi papá por su apoyo, su amor y por estar a mi lado incondicionalmente.

A mi hermana menor por quererme tanto.

A mis amigos por darme fuerzas cuando las necesitaba por siempre decir presente en los momentos difíciles y ayudarme a superar las pruebas de la vida.

A mis familiares y amigos.



Pensamiento:

Sólo perdura y es para bien, la riqueza que se crea y la libertad que se conquista con las propias manos.

José Martí



Resumen

Este trabajo tiene como objetivo establecer el comportamiento microestructural del acero AISI 1050 del cual se fabrica el árbol de la bomba Warman luego de ser recuperado por el proceso de soldadura manual con electrodo revestido del tipo E 7018. A partir del desgaste presente en el extremo roscado del árbol, luego del proceso de maquinado se realizó de forma alterna el depósito de los cordones para evitar la distorsión en el material. El carbono equivalente determinado por el diagrama de Graville permite predecir que el acero AISI 1050 es susceptible al agrietamiento bajo condiciones de soldadura. Las microestructuras obtenidas en el depósito del segundo cordón consistente en ferrita columnar y austenita producen el efecto de tratamiento térmico de alivio de tensiones, lo cual se demostró en el análisis de la dureza desde 370 HV para el primer cordón hasta 345 HV luego del segundo cordón. Por último se realiza la valoración económica y el impacto medio ambiental del proceso de soldadura por arco eléctrico.



Abstract

This paper has as objective to establish the behaviour microstructure of the steel AISI 1050 of the one which the tree of the pump Warman is manufactured after being recovered by the process of manual welding with lined electrode of the type E 7018. Starting from the present waste in the threaded end of the tree, after the process of having schemed was carried out in an alternating way the deposit of the cords to avoid the distortion in the material. The equivalent carbon determined by the diagram of Graville allows predicting that the steel AISI 1050 are susceptible to the cracking low welding conditions. The microstructures obtained in the deposit of the second consistent cord in columnar ferrite and austenita produces the effect of thermal treatment of relief of tensions, that which was demonstrated in the analysis of the hardness from 370 HV for the first cord up to 345 HV after the second cord. Lastly he is carried out the economic valuation and the half environmental impact of the welding process for electric arch.



INTRODUCCIÓN

La soldadura de mantenimiento es el tipo de soldadura donde generalmente se “trabaja a ciegas”, ya que, no se conoce con exactitud el metal base a soldar, generalmente son piezas contaminadas por corrosión y fracturadas y ningún caso es repetitivo, entonces el soldador de mantenimiento se convierte en un “artista”, que debe tener un claro conocimiento de los diferentes materiales de aporte, y las recomendaciones técnicas de las casas fabricantes de dichos materiales, esto no es un gran problema, pues el principio básico de la soldadura indica que al momento de realizarla, se debe buscar la homogeneidad, es decir, que tanto el material base como el material de aporte deben tener la misma composición y propiedades, por lo que es necesario una permanente capacitación y actualización en sus conocimientos.

Una de las dificultades en la soldadura de mantenimiento se presenta cuando se desconoce la naturaleza del material base, para lo cual se debe recurrir a los análisis químicos y espectrométricos. Otra sería la diversidad de tipos y mecanismos de desgaste a que están expuestos los materiales, lo cual deriva a la terología la necesidad de aplicar aleaciones especiales y combinación de procesos de superiores calidades para preservar e incluso mejorar las propiedades de material base.

Al ser la terología, la ciencia que tiene como objetivo, el de minimizar los costos de mantenimiento, a través de la prolongación de la vida útil de las partes y piezas, esto lleva a encontrar la causa de deterioro de una determinada pieza y esto obliga a obtener la mayor información posible sobre el tipo de trabajo y condiciones de servicio de esta. Actualmente la mayoría de los procesos de soldadura se llevan a cabo mediante la aplicación de calor a las piezas a unir. Este calor es, a menudo, de suficiente intensidad y cantidad como para producir la fusión de los materiales a unir.

El calor aplicado a los materiales metálicos produce un cambio en su estructura metalográfica, cuando la temperatura alcanzada supera un determinado valor característico para cada metal o aleación. La modificación de la estructura



conlleva a la variación de las propiedades de material. Respecto a la explicación científica de una unión soldada han llegado a la conclusión de que el concepto de continuidad es el que mejor explica el fenómeno.

Al iniciarse el enfriamiento en el metal de contacto, se establece un gradiente de temperatura en el interior del metal líquido y en la interfase sólido - líquido, debido a la transferencia de calor hacia el exterior a través de las paredes del molde. En el proceso de soldadura, el movimiento continuo del electrodo hace que el fenómeno de la solidificación sea esencialmente un proceso dinámico, siendo la velocidad del proceso de soldadura la variable que regula la solidificación.

Situación problémica

El acero AISI 1050, debido a su alto contenido de carbono, no es soldable por medios comunes sin comprometer su resistencia, el aumento de temperatura en la zona de la soldadura y su posterior enfriamiento templea el acero en las zonas próximas a la unión produciendo fragilidad y falla por el típico caso de rotura en la zona próxima a la soldadura. El árbol está fabricado de acero AISI 1050 ha sufrido desgaste, lo cual imposibilita el adecuado funcionamiento de la bomba centrífuga Warman y afectaciones a la economía, por lo que se ha recurrido al restablecimiento de sus parámetros por medio de soldadura manual por arco eléctrico.

El **problema** a investigar lo constituye: no se aprecia en las tecnologías propuestas, el estudio de la influencia del régimen térmico sobre el comportamiento microestructural del árbol de la bomba Warman expuesto a condiciones de soldadura por arco eléctrico con electrodos E 7018 por presentar desgaste en el elemento roscado.

Como **objeto de la investigación** se establece: soldadura del acero AISI 1050 empleado en la fabricación del árbol de la bomba Warman.

Campo de acción: microestructura interna, dureza del acero AISI 1050 luego del proceso de soldadura manual con electrodos revestido

Sobre la base del problema a resolver se establece la siguiente **hipótesis:** la relación con la cantidad de metal depositado y la preparación de bordes, con el fin



de reducir las tensiones residuales y evitar el agrietamiento, pueden minimizar la aparición de estructuras frágiles que puedan afectar la resistencia de la unión soldada con electrodo E 7018 en el acero AISI 1050.

A partir de la hipótesis, se define como **objetivo del trabajo**: determinar las características metalúrgicas de la zona fundida y la zona de influencia térmica del acero AISI 1050 luego de realizado su restablecimiento por el proceso de soldadura SMAW con electrodo E 7018.

Y se definen los siguientes **objetivos específicos**:

1. Determinar la soldabilidad de los aceros de medio contenido de carbono, así como la selección del material de aporte para realizar la unión soldada y evitar la fisuración en frío en la zona afectada térmicamente.
2. Caracterizar el comportamiento metalúrgico de la unión soldada en la zona fundida y la zona de influencia térmica impuesta por la influencia del ciclo térmico durante el proceso de soldadura SMAW y el empleo de electrodo consumible.
3. Analizar la influencia de los elementos de aleación del acero de medio contenido de carbono AISI 1050 cuando es sometido a proceso de soldadura, así como la formación de fase sigma durante la imposición del ciclo térmico de soldadura.

Se plantean las siguientes **tareas de trabajo**:

1. Establecimiento del estado del arte relacionado con el objeto de estudio.
2. Planificación, diseño y realización de experimentos.
3. Análisis de resultados y obtención de las microestructuras resultante del proceso de soldadura SMAW y electrodo consumible.
4. Fundamentación de las inestabilidades metalúrgicas que surgen en el proceso de soldadura cuando se somete a proceso de soldadura SMAW y electrodos consumibles.
5. Planteamiento de los efectos económicos, sociales y ambientales del proceso de soldadura.

CAPÍTULO 1

Marco teórico. Antecedentes investigativos



CAPÍTULO 1. MARCO TEÓRICO. ANTECEDENTES INVESTIGATIVOS

1.1. Introducción

La energía necesaria para formar la unión entre dos piezas de metal generalmente proviene de un arco eléctrico o también arco voltaico que es la descarga eléctrica que se forma entre dos electrodos sometidos a una diferencia de potencial y colocados en el seno de una atmósfera gaseosa enrarecida, normalmente a baja presión, o al aire libre. Aunque, cabe mencionar, que también se puede realizar la soldadura con gas, por fricción, por calor, presión.

En el presente capítulo se establece como objetivo realizar un análisis de la bibliografía existente que permita definir el estado del arte relacionada con el proceso de soldadura por recargue en pieza desgastada.

1.2. Recuperación de fallos por soldadura

La reparación por soldadura puede caer en una de las tres categorías generales: la reparación de los defectos de soldadura, reparación de piezas defectuosas y la reparación de piezas desgastadas.

Plantea Moya (2002) que para poder seleccionar el método de soldadura a emplear, conociendo el material base del elemento a reparar, es necesario, determinar el tipo de desgaste que predomina en el elemento. En segundo lugar, es importante tener en cuenta el material de aporte que se va utilizar, principalmente materiales metálicos féreos, materiales metálicos no féreos y materiales no metálicos, como carburos o cerámicos.

La selección del material vendrá condicionada por las características y propiedades finales deseadas en el elemento en cuestión, tales como: adherencia, dureza, permeabilidad, densidad, limitaciones de espesor, dificultades del mecanizado. La adherencia en soldadura se conoce como grado de soldabilidad (Gómez *et al.*, 1999).

La reconstrucción de piezas por medio de soldadura es uno de los procedimientos ingenieriles más completos y complejos, ya que este implica muchos factores que dependen de las características propias del material y de la aplicación del mismo.



La reconstrucción por soldadura, es una forma de solventar cualquier imprevisto o cuando la falta de repuestos amerita la reconstrucción de piezas desgastadas. Pero, para que el elemento reconstruido soporte las cargas y esfuerzos a los cuales está sometido, se debe realizar todo el procedimiento de reconstrucción de forma consistente y puntual.

Según Maroef *et al.* (2002) el proceso de recargue sirve como herramienta práctica para poder reacondicionar piezas o elementos que han sido dañados durante su uso y también permite funcionalizar superficies vírgenes con el fin de ampliar su rango de vida útil. Actualmente la ciencia de la soldadura ha cimentado en la terología su filosofía de optimizar el uso de los recursos no renovables, de esta forma se viene motivando la tecnología del reprocesamiento y reconstrucción para enfrentar el presente drama industrial de escasez y alto costo de los materiales.

1.3. Fatiga en uniones soldadas

Existe un número de factores que pueden contribuir a una reducción de la resistencia a la fatiga en una unión soldada. El más importante es la presencia de concentradores de esfuerzo en las discontinuidades geométricas de la superficie de la unión, pero además si el metal soldado se encuentra en estado de colada o parcialmente deformado, entonces puede ser inherentemente más débil que el material sin tratamiento, en particular si contiene defectos internos (Sonsino, 2004).

Ramos (2004) y Saya (2004), desarrollaron un trabajo donde se verifica la influencia que presenta el radio de curvatura en uniones soldadas del acero inoxidable 316L, constatándose que al disminuir este se incrementa el factor de concentrador de esfuerzo el cual produce una reducción en el número de ciclos a falla.

El problema de la predicción de vida por fatiga en estructuras soldadas continúa siendo un reto para la ingeniería. En la mayoría de los casos las razones son más que nada atribuidas a la complejidad del diseño de los miembros soldados y a la variedad de las cargas de servicio a las que estas estructuras se encuentran sometidas.

Kihl (1995) determinó el efecto que producen las cargas aleatorias en probetas con forma cruciforme (simulando estructuras de geometrías complicadas con presencia



de cuatro cordones de soldadura). Debido a la presencia de estos concentradores de esfuerzo y a los esfuerzos residuales en el talón de las soldaduras, las grietas por fatiga comienzan en el talón de la misma hacia el centro del espécimen propagándose luego hacia los bordes filosos. El metal adyacente a la soldadura puede quedar afectado por el proceso de soldadura presentándose esfuerzos residuales.

La resistencia estática de una unión soldada es a menudo grande como la del metal sin soldadura debido a que el refuerzo de la soldadura aumenta la sección. La resistencia a la fatiga, por otro lado, no puede aumentarse al incrementar el tamaño de la soldadura ni por la adición de bandas reforzantes, porque el fallo ocurrirá luego en la transición entre la unión y el metal base como consecuencia de la concentración de los esfuerzos introducidos.

La resistencia máxima a la fatiga se consigue reduciendo la discontinuidad en la unión. La rigidez mucho mayor de las uniones soldadas da lugar también a una amortiguación estructural menor y esto puede conducir en algunas condiciones a fallo como consecuencia de las vibraciones resonantes. No obstante existen ejemplos de que las grietas producidas por la fatiga ordinariamente se extienden lentamente en las estructuras soldadas (Sánchez-Marín, 1974).

Li *et al.* (2005) plantea que en cuanto a la determinación de la dureza en los aceros tratados térmicamente y soldados es complicada, porque depende de la composición química, velocidad de enfriamiento. La dureza en revestimientos duros obtenidos por soldadura eléctrica sobre una base de aceros de alta aleación es aún más complicada, porque depende de las variables como: composición química, profundidad del revestimiento, microestructura, temperatura alcanzada durante el proceso de soldadura, profundidad del depósito, calor aportado, velocidad de enfriamiento, tiempo de enfriamiento.

A pesar de que diversos autores han realizado muchos estudios, no es posible todavía predecir la dureza para las diferentes capas que se forman desde el núcleo hacia la superficie en un cordón de soldadura formado sobre un acero de alta aleación considerando la influencia de todos los parámetros.

1.3.1. Influencia del carbono en la soldabilidad

Es el elemento base para fijar la soldabilidad y generalmente es considerado como el elemento aleante más importante en los aceros (Mathew, 2001). A medida que aumenta la cantidad de carbono, incrementa la dureza, la resistencia a la tracción, así como la respuesta a los tratamientos térmicos de endurecimiento. Por otro lado, si se eleva el porcentaje de carbono, se reduce la soldabilidad, también interviene para aumentar la capacidad de templabilidad proporcionando una unión frágil o para formar precipitados de carburos complejos con los elementos aleantes del metal base. El carbono puede existir disuelto en el hierro o en formas combinadas como la cementita (Fe_3C).

En la figura 1.1, se comparan las transformaciones experimentadas por los aceros al carbono en el momento de la soldadura por arco, caracterizadas por la dureza.

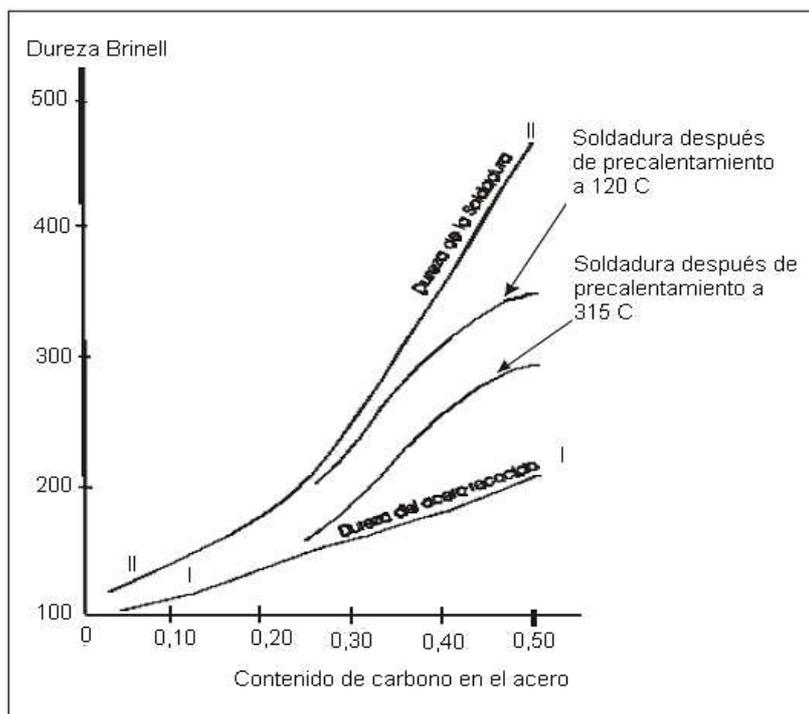


Figura. 1.1. Variación de las características mecánicas de la soldadura por arco en función del contenido de carbono. Fuente: Séférian (1981).

En la figura se observa que, el aumento a la concentración de carbono incrementa la diferencia de dureza entre el acero recocido (curva I) y el acero soldado (curva II). Esta es de:

- 30 a 40 Brinell, para el acero extradulce.
- 50 Brinell para el acero con 0,25 % C. Esta concentración es un punto de inflexión.
- 80 a 100 Brinell para el acero con 0,30 % C.
- Más de 250 Brinell para el de 0,50 % C.

La curva de soldabilidad decrece en sentido inverso de la concentración de carbono del acero base, parece pues que la soldabilidad es menor a medida que la diferencia de dureza entre el acero recocido y el acero soldado es mayor. El precalentamiento se aplica a los aceros carburados y a los aceros especiales porque reduce notablemente la diferencia de durezas, aumentando notablemente su soldabilidad.

Esta mejora es más sensible a medida que la temperatura de precalentamiento sea mayor. La figura 1.1 muestra el desplazamiento de las curvas de dureza en función del desplazamiento del acero base, para 120 y 315 °C. Un acero con alto porcentaje de carbono tenderá a generar mayor cantidad de sopladuras.

El silicio como elemento alfégeno, reductor energético del acero, en los aceros laminados se usa como desoxidante en cantidades de 0,2 %. El núcleo de la soldadura generalmente contiene 0,5 % de silicio como desoxidante. Algunos metales de aporte pueden contener hasta 1 % para efectuar la limpieza y la desoxidación. La soldadura con contenido de silicio tiende a incrementar sustancialmente su resistencia mecánica pero su ductilidad disminuye, pudiendo ocasionar problemas de fisuras (Lord *et al.*, 2003).

1.4. Proceso de difusión durante la soldadura

La difusión en los metales es el desplazamiento de los átomos en un cuerpo cristalino a distancias que superan las medidas interatómicas de la sustancia dada (Lajtín y Arzamásov, 1985). Si estos desplazamientos no están vinculados con el cambio en la concentración en volúmenes aislados, entonces dicho proceso se denomina autodifusión. La autodifusión es el desplazamiento de los átomos en un metal puro.

La difusión que va acompañada de un cambio de concentración que se da en las aleaciones y en los tratamientos termoquímicos, recibe el nombre de heterodifusión. La difusión que provoca una recristalización fásica (formando nuevas fases), con



frecuencia se denomina reactiva o de reacción. Este tipo de difusión ocurre al saturar el acero con nitrógeno (Calderón, 1984), cromo, silicio, carbono.

Como base de la difusión en los metales sirve el proceso atómico en el cual todo átomo efectúa movimientos al azar, es decir, una serie de saltos entre las diferentes posiciones de equilibrio en la red cristalina. La noción de difusión no se aplica a los átomos aislados, sino que a un flujo macroscópico de la sustancia. Las traslaciones macroscópicas de la sustancia son el resultado de un enorme número de traslaciones pequeñas de átomos aislados.

La fuerza motriz de la difusión es el gradiente del potencial químico, el cual puede ser causado por diferentes motivos. Con respecto a los tratamientos termoquímicos el gradiente del potencial químico está predeterminado por el gradiente de concentración, el movimiento térmico de los átomos se hace orientado hacia la igualación de las concentraciones (durante la autodifusión los átomos de la misma clase se trasladan igual que los de la composición inicial). En el sistema de dos o más componentes la difusión es posible únicamente si uno de los componentes es soluble en el otro.

Por consiguiente, para que sea posible la difusión hace falta una fluctuación de la energía. El átomo recibe de sus vecinos energía excesiva debido a que los átomos intercambian continuamente energía cinética. Independiente de los valores medios de la energía cinética de los átomos, en el metal siempre existe cierto número de átomos que poseen energía elevada o reducida.

1.4.1. Baño fundido y continuidad en la soldadura y el metal base

Actualmente la mayoría de los procesos de soldadura se llevan a cabo mediante la aplicación de calor a las piezas a unir. Este calor es, a menudo, de suficiente intensidad y cantidad como para producir la fusión de los materiales a unir. El calor aplicado a los materiales metálicos produce un cambio en su estructura metalográfica, cuando la temperatura alcanzada supera un determinado valor característico para cada metal o aleación. La modificación de la estructura conlleva a la variación de las propiedades de material. De acuerdo a estudios realizados (AESTU, 2002), respecto a la explicación científica de una unión soldada han llegado

a la conclusión de que el concepto de continuidad es el que mejor explica el fenómeno.

Al iniciarse el enfriamiento en el metal de contacto, se establece un gradiente de temperatura en el interior del metal líquido y en la interfase sólido - líquido, debido a la transferencia de calor hacia el exterior a través de las paredes del molde. En el proceso de soldadura, el movimiento continuo del electrodo hace que el fenómeno de la solidificación sea esencialmente un proceso dinámico, siendo la velocidad del proceso de soldadura la variable que regula la solidificación.

El baño fundido está limitado hacia delante por la superficie isoterma de fusión del metal base y hacia atrás por el metal procedente del baño recién solidificado. En la figura 1.2 se puede observar que el área superior del baño está cubierta por un gas protector y una escoria líquida.

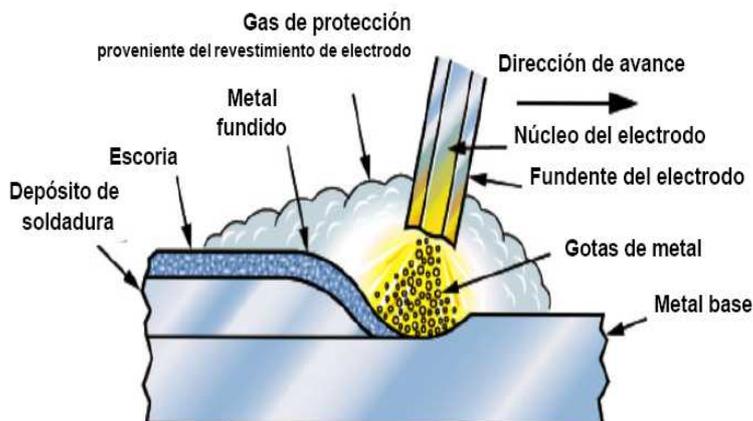


Figura 1.2. Características del baño fundido de una soldadura. Fuente: Easterling (1992).

Esta superficie sufre el impacto de la fuente de calor, dando lugar a una turbulencia en el interior del baño debido a que del electrodo se van cayendo gotas de metal fundido, que se forman en el extremo del electrodo, cortocircuitan el arco y se ponen en contacto con el metal en fusión del cráter. En ese instante interviene la tensión superficial del metal fundido del cráter para provocar el paso de la gota hacia la pieza a soldar.

El paso de cada gota del electrodo a la pieza, da lugar a un verdadero cortocircuito, con un fuerte descenso de la tensión, acompañado de un importante aumento de la

intensidad. El tiempo invertido en el paso de la gota es del orden de 1/100 de segundo (Séférian, 1962).

Depositada la gota, el arco se receba dando lugar a una punta de tensión y seguidamente vuelve a sus características normales. Este mismo fenómeno se produce en el paso de cada gota. Cuando la intensidad de cada cortocircuito alcanza un valor muy elevado, el arco chisporrotea y las gotas de metal estallan ruidosamente, debido, precisamente, a ese valor elevado que adquiere la intensidad de corriente (Nemchinsky, 1996 y Haidar, 1998).

1.4.2. Fenómeno de recristalización

Cuando se realiza un proceso de soldadura en aleaciones que han sido trabajadas en frío, el calentamiento del ciclo térmico conduce a una recristalización del metal base, debido a que sufre un tratamiento térmico localizado. La importancia de estas transformaciones se debe al ciclo y a la naturaleza de la aleación (AESTU, 2002).

Las aleaciones que han sido deformadas en frío, se encuentran en un estado inestable, caracterizado por un incremento en su resistencia a la tracción y su límite elástico. Este estado tiende a cambiar cuando se calienta por encima de su temperatura de recristalización, dando lugar a las siguientes etapas:

- ✚ **Recristalización primaria:** Se lleva a cabo a la temperatura θ_R , en donde se realiza la reorganización de la estructura cristalina de la aleación.
- ✚ **Recristalización secundaria:** Es la que ocurre cuando la aleación es sometida a temperatura mayores (θ_S) que la recristalización primaria, la cual genera un gran crecimiento de grano dando lugar a una disminución en la resistencia a la tracción y dureza de la aleación.

La figura 1.3 muestra la variación de la dureza en una unión soldada de una aleación deformada por trabajo mecánico en función a la temperatura máxima alcanzada durante el enfriamiento.

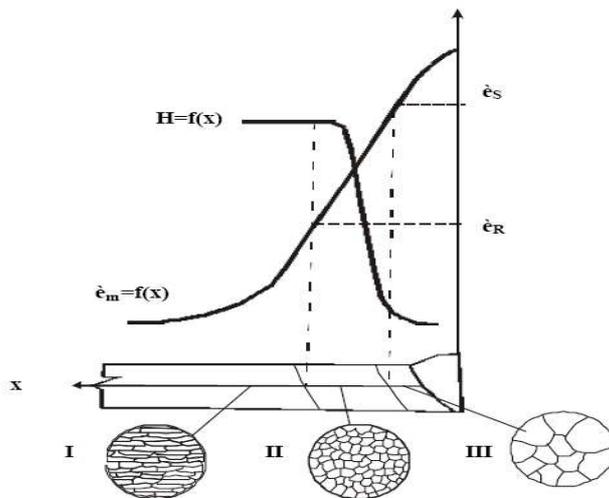


Figura 1.3. Variación de la dureza en función de la temperatura máxima alcanzada en el calentamiento.

En el proceso de soldadura de aceros al carbono deformados por trabajo mecánico, la disminución de su dureza por efecto de la recrystalización se observará principalmente en la región calentada entre la temperatura de recrystalización de la ferrita $e_{R\alpha}$ y el punto de transformación alotrópica A_3 , la transformación $\alpha \rightarrow \gamma$ produce el efecto de un tratamiento térmico de normalizado, es decir la disminución del tamaño de grano y un ligero endurecimiento, como se muestra en la figura 1.4.

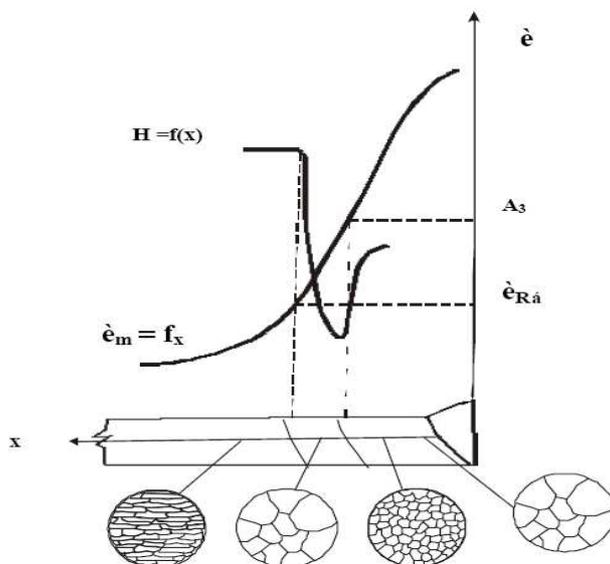


Figura 1.4. Disminución del tamaño de grano debido a la temperatura de recrystalización de la ferrita ($e_{R\alpha}$).

El efecto del calentamiento tiene influencias inmediatas durante el ciclo térmico del proceso de soldadura, generalmente aumenta el tamaño de grano de la zona afectada por el calor (ZAC) y también en la zona fundida. Este crecimiento de grano tiene como consecuencia alterar las propiedades mecánicas finales.

Cuando se calienta lentamente un acero desde la temperatura ambiente hasta la temperatura A3, no se observa ningún cambio en la estructura hasta que se alcanza una temperatura ϵ_i , (figura 1.5); en ese instante los granos comienzan a aumentar de tamaño, dando lugar a la formación de una estructura mixta con granos grandes y pequeños.

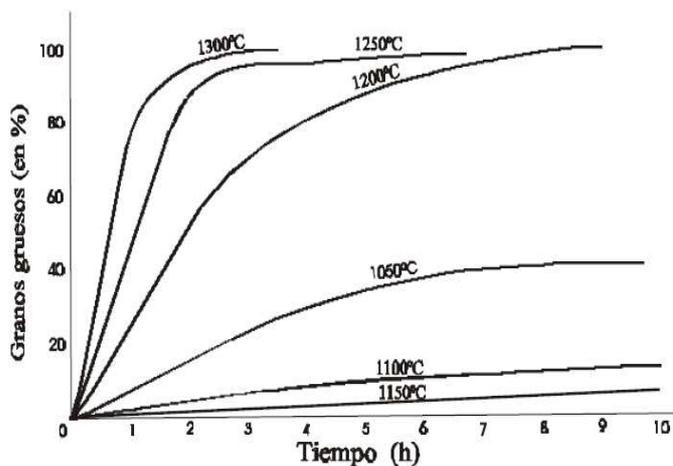


Figura 1.5. Influencia de la temperatura y el tiempo en el crecimiento de los granos.

Desde este momento, al aumentar la temperatura, los granos grandes absorben a los pequeños y la proporción de los grandes aumenta. La temperatura es, a la cual se obtiene un 100 % de granos gruesos, es la temperatura de sobrecalentamiento.

La temperatura no es el único factor que influye en el aumento del tamaño de los granos, también influye el tiempo. A partir de ϵ_i , manteniendo la temperatura constante, el tamaño de grano aumenta con el tiempo y este aumento es mayor cuanto más cerca está la temperatura de sobrecalentamiento.

Este efecto se puede apreciar en la figura 1.5 que representa la combinación de estos factores en un acero. El sobrecalentamiento total a 1 200 °C se logra al cabo de 8 horas, mientras que para llegar a 1 300 °C se consigue en 2 horas. A temperaturas inferiores a 1 200 °C se producirán solamente estructuras mixtas,

cualquiera sea el tiempo de calentamiento. El crecimiento del tamaño de grano en la ZAC es mayor a medida que las temperaturas y tiempos de permanencia alcanzados sean mayores.

1.4.3. Transformaciones alotrópicas

Las velocidades de calentamiento son afectadas por las temperaturas de transformación en estado sólido, en los procesos de soldadura por arco están entre 200 – 300 °C/seg (AESTU, 2002). En los aceros la transformación $\alpha \rightarrow \gamma$, tiene lugar a temperaturas muy superiores a las indica el diagrama Fe–C y estas son mayores en la medida que el tiempo de calentamiento es menor como se muestra en la figura 1.6.

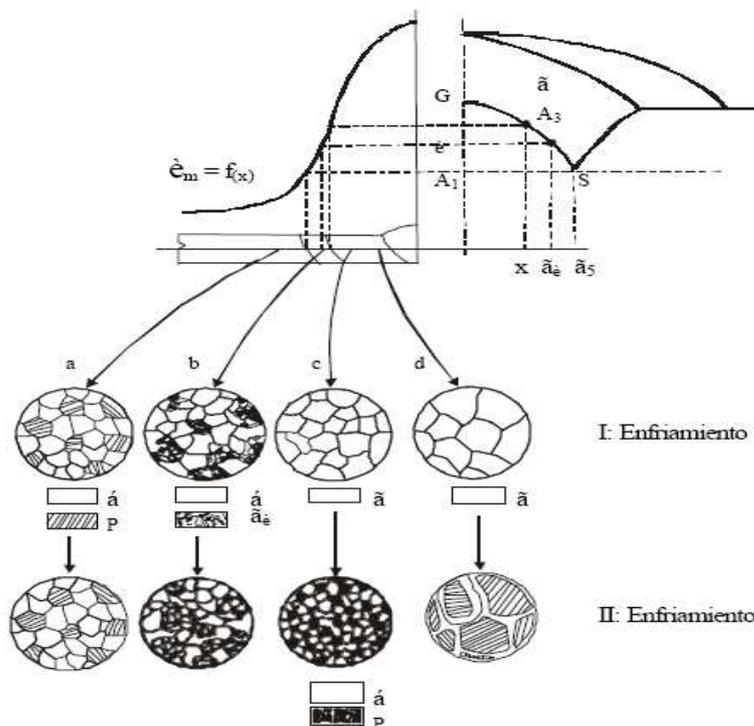


Figura 1.6. Estructuras generadas en el calentamiento del ciclo térmico del proceso de soldadura de un acero al carbono.

Del análisis de un acero al carbono con estructura ferrita y perlita, su microestructura no se alteraría si la temperatura máxima de calentamiento no pasa del punto A_1 , que corresponde a la transformación perlítica (estructura a). Cuando la temperatura máxima esta entre A_1 y A_3 , la perlita se transforma en austenita con un menor contenido de carbono a medida que la temperatura alcanzada sea mayor. A una

temperatura intermedia è, coexiste austenita con un contenido de carbono igual a γ_θ y ferrita (estructura b). Cuando se alcanza la temperatura A3, la transformación austenítica es total (estructura c) y todo calentamiento adicional ya no supone un cambio estructural, sino solo un crecimiento del grano austenítico (estructura d).

Es necesario mencionar que la aparición de una zona de grano fino (a partir de la estructura c), similar a una estructura regenerada por normalizado y de otra zona de grano grueso (estructura d), se debe al crecimiento del grano de la austenita que se llevó a cabo durante el calentamiento.

1.4.4. Transformaciones en la fase sólida durante el enfriamiento

En un proceso de soldadura, se producen transformaciones en estado sólido en la zona fundida y en la zona afectada por el calor. Frecuentemente estas transformaciones en un acero al carbono, tienen lugar durante el enfriamiento continuo que se producen en un intervalo de temperaturas, que genera en cada enfriamiento estructuras en condiciones próximas al equilibrio. Sin embargo, las condiciones de los enfriamientos normales en un proceso de soldadura suelen estar alejadas de las de equilibrio (enfriamiento infinitamente lento), lo que afecta en las proporciones de los constituyentes del acero (ferrita y perlita) y a la naturaleza de fases metaestables (Muruganath, 2002).

Debido a la influencia de la velocidad de enfriamiento desde el estado austenítico del acero de composición conocida, se utilizan curvas de transformación en enfriamiento continuo (TEC), que expresen los productos de transformación obtenidos en enfriamientos realizados a diferentes velocidades, junto con los tiempos de inicio y fin de aquellas transformaciones. Estos diagramas, son de gran utilidad a la hora de realizar tratamientos térmicos de aceros pero, tienen una aplicación restringida en los procesos de soldadura, debido a las altas temperaturas de austenización producidas y los tiempos cortos de permanencia a esas temperaturas.

Durante un proceso de soldadura, la velocidad de enfriamiento de la austenita ocasiona las siguientes transformaciones (AESTU, 2002).

- **Transformación perlítica:** en la ZAC de grano fino, la transformación de la austenita en ferrita (Svensson *et al.*, 1983) y perlita (si la velocidad de

enfriamiento es suficientemente lenta) ocurre por nucleación y crecimiento, resultando una estructura final más fina a la del metal base y cuando la velocidad de enfriamiento en un proceso de soldadura es rápida, la distancia interlaminar de la perlita es menor.

En la región sobrecalentada de grano grueso, la ferrita proeutectoide se nuclea en las juntas del grano austenítico y forma también agujas dirigidas hacia el interior de los granos grandes existentes (estructura de Widmanstaetten) (Sree-Harsha, 2000). Estructuras similares aparecerán también en el enfriamiento del metal fundido si, su composición química coincide con la del acero base.

Las propiedades mecánicas de la ZAC (Hyde *et al.*, 1999), varían con respecto al acero base y se notará un ligero aumento en la dureza, límite elástico y resistencia a la tracción, mientras que la estructura basta de la zona recalentada (estructura Widmanstátten) suponen una disminución de la resiliencia y como consecuencia un aumento en la fragilización, que en algunos casos se recomienda un posterior tratamiento térmico con la finalidad de regenerar el grano.

- **Transformación martensítica:** en los aceros con % C < 0.4, la transformación de la martensita está gobernada por su templabilidad y en la soldadura: si la velocidad del proceso de soldadura es 457 mm/min (Ferraresi *et al.*, 2000) influirá directamente sobre la velocidad de enfriamiento formando martensita tan dura que podría generar fragilidad (Bhadeshia, 1979).

Las curvas de comienzo y fin de transformación sufren desplazamientos hacia tiempos más grandes por efecto de los elementos manganeso, níquel, cromo, molibdeno y por el contenido de carbono hasta 0,8 %. También se produce retraso cuando se emplean temperaturas de temple demasiado elevadas, a las que muchos de los gérmenes se disuelven.

Solamente con la presencia de elementos como el vanadio formador de carburos estables, que producen gérmenes aún a la temperatura de temple, se pueden disminuir el retraso de la descomposición de la austenita.

La temperatura de formación de la martensita, también llamada punto de la martensita, desciende al aumentar los contenidos de los elementos carbono,

manganeso, cromo, níquel, molibdeno y vanadio. De manera parecida actúa una temperatura de temple demasiado alta. Este efecto solo puede disminuirse por la acción de los elementos cobalto y aluminio (Apraiz, 1971 y Sánchez-Marin, 1974).

1.5. Soldadura de producción

Según Park *et al.* (2002) el campo de la soldadura de producción comprende desde el diseño hasta la fabricación del producto, por tanto se deben definir absolutamente todas las características y propiedades de los materiales, procesos y procedimientos para el desarrollo del mismo. La soldadura es una de las ciencias más documentadas a nivel de la soldadura de producción, basta con referirse a los diferentes códigos, especificaciones y estándares, para determinar estas características y propiedades (llamadas variables esenciales, complementarias y suplementarias), por tanto todas las variables en la elaboración del producto, son conocidas previamente.

Una de las dificultades en la soldadura de mantenimiento se presenta cuando se desconoce la naturaleza del material base, para lo cual se debe recurrir a los análisis químicos y espectrométricos Otra sería la diversidad de tipos y mecanismos de desgaste a que están expuestos los materiales, lo cual deriva a la terología la necesidad de aplicar aleaciones especiales y combinación de procesos de superiores calidades para preservar e incluso mejorar las propiedades de material base.

Sin embargo, existen antecedentes (Niebles, 2007; SENA, 2006) que demuestran que en las empresas del sector metalmecánico afines con la soldadura existe desconocimiento y poca evaluación e investigación de las tecnologías de soldadura, ingenieros con poco conocimiento del área de la soldadura que ocupen los cargos de supervisor e inspectores de control de calidad en esta área, y metodologías que faciliten el desarrollo y aseguramiento de calidad de sus productos soldados por tanto es responsabilidad de la instituciones de nivel tecnológico y superior en las áreas de ingeniería afines con la tecnología de soldadura enseñarlas, facilitando la integración de la teoría y la práctica de la soldadura en el contexto integrador.

1.6. Transformaciones físico - químicas y estructurales en la unión soldada

Plantean Mathar (1934); James y Buck (1980); Easterling (1992), que las pérdidas por oxidación de los elementos útiles como el carbono en los aceros, el silicio en las fundiciones, modifican las características mecánicas. Así mismo, la fijación de un tanto por ciento exagerado de carbono, de fósforo o de azufre, así como la absorción de oxígeno y nitrógeno, producen una pérdida en las cualidades de la unión. Por el contrario, el aporte voluntario por micro metalurgia de ciertos elementos especiales conduce a una mejora de las características mecánicas o químicas.

La pérdida de elementos por oxidación (Stout y Doty, 1971), son fenómenos bien conocidos por los metalúrgicos; en soldadura, se complican por la presencia de una atmósfera que rodea al metal fundido y cuya naturaleza depende del tipo de protección del arco y del baño fundido (tipo de gas de protección, fundentes o de la composición del revestimiento del electrodo). En el caso de los aceros, estas pérdidas son en general consecuencia de la reducción del óxido de hierro por los elementos componentes del acero.

1.6.1. Modificaciones estructurales de la zona fundida

Las modificaciones estructurales pueden agruparse en dos grupos según Rodríguez (1983); Guliar (1978) y Bailey (1995); las que afectan el grano del metal y a su arquitectura interna. El estudio de esta estructura determina la forma, el tamaño y la orientación de los granos en la zona fundida y también en el metal de base hasta una cierta distancia.

Las que intervienen en el cambio de estado físico - químico de los constituyentes del metal. Estas modificaciones, para un acero de composición química dada, son función directa del ciclo térmico impuesto por la fusión, que determina el poder de templado en soldadura. El tamaño, la forma y la orientación del grano de solidificación, van a depender entonces de la temperatura a la que se ha llevado el metal, del tiempo que se hayan mantenido a esta temperatura y de la velocidad de enfriamiento al atravesar las líneas de transformación.

En la soldadura eléctrica por arco, se procede en general con depósitos sucesivos de metal fundido de volumen muy pequeño con solidificación casi instantánea; como consecuencia, la estructura del metal fundido es más fina, alineada y acicular. Si la operación lleva varias pasadas, la influencia térmica de las pasadas producirá un refinamiento de grano en las estructuras (Ramírez, 2006).

1.6.2. Modificaciones estructurales y físico – química en el metal base

El crecimiento de los granos en el metal base, está ligado invariablemente al ciclo térmico de la soldadura, temperatura y velocidad de enfriamiento.

En la soldadura por arco (Lippold y Kotecki, 2005), la zona de crecimiento de los granos, está más localizada y sus dimensiones pasan por un máximo, en una zona muy próxima a los bordes, disminuyendo bruscamente en las capas próximas al bisel. Este aspecto de la curva se debe al normalizado que provoca en el metal base las sucesivas pasadas del depósito por arco.

Los autores Glizmanenko (1965); Rodríguez (1983) coinciden en afirmar que a partir de las modificaciones estructurales y físico - química en el metal base, se realizan una clasificación de las diferentes zonas del cordón de soldadura, lo que permite poder determinar los cambios en la estructura en la zona de influencia térmica.

a) En la zona fusión incompleta, la temperatura alcanzada es la de fusión con velocidades de enfriamiento del orden de 350 a 400 °C/min, es la región de máximo temple; se caracteriza porque en ella ocurren la mayoría de los procesos difusivos de la soldadura, sin embargo el problema se complica por la superposición de una transformación química, en particular por la pérdida de elementos útiles: carbono, manganeso y silicio. Por esta razón, esta zona, a veces, se templea menos que otras zonas próximas del metal de base.

b) En la zona de recalentamiento del metal base, que se produce a algunos milímetros del borde de la soldadura, se alcanza una temperatura muy elevada (1 100 y 1 500 °C) y la velocidad de enfriamiento también es relativamente grande: 240 a 300 °C/min. Necesariamente tiene que haber crecimiento de los granos y una transformación estructural de importancia con un temple cuya naturaleza

depende del tipo de acero. En esta región no existen transformaciones de tipo químico y por tanto, únicamente interviene el ciclo térmico de soldadura sobre la constitución de la estructura final.

c) En la zona de recocido es calentada ligeramente por debajo de los 900 °C, el metal tiende hacia una estructura normalizada con afinamiento del grano, pero esta transformación no puede ser total a causa de la velocidad de enfriamiento que aún es grande: 170 a 200 °C/ min.

d) En la zona de primera transformación que se extiende entre los puntos de transformación Ac_1 , y Ac_2 , (720 a 900 °C), las modificaciones pueden adoptar distintos aspectos; en particular puede haber globulación del agregado laminar con tendencia a la coalescencia sin modificación sensible del grano de ferrita. Esta última zona de transformación puede extenderse en dependencia del espesor del metal soldado.

e) Zona de metal base no afectado: en esta zona el ciclo térmico que genera el proceso, no afecta la estructura del metal originalmente empleada.

Si el metal base hubiese sido modificado preliminarmente por algún tratamiento térmico (temple, revenido) o mecánico (laminado en frío), las transformaciones de la zona de recalentamiento o de la zona de recocido, prácticamente quedan como se ha dicho anteriormente, pero la zona de la primera transformación y una parte del metal de base no afectado, son asiento de nuevas transformaciones difíciles de prever.

1.7. Manifestaciones del desgaste

Plantea Caubet (1971) que el desgaste es un proceso complejo que se produce en las superficies de los cuerpos debido a la fricción de otro cuerpo o medio, trayendo por consecuencia la variación de la micro y macro geometría superficial; de la estructura y de las propiedades mecánica - físicas del material con o sin pérdida de material.

Considera Verdeja (1996) que lo anterior puede provocar el efecto de endurecimiento debido a las tensiones normales y tangenciales que se crean, esto se traduce como un aumento de la acritud en las subcapas del material. Cuando la

deformación alcanza un valor crítico por encima del límite de acritud, el material se rompe por fractura frágil. Durante este proceso las tensiones de cizalladura, producen deslizamiento en el interior de los granos cristalinos o ruptura de los mismos, y crean tensiones de cizalladura que alcanzan un valor máximo en algún punto, apareciendo deformaciones permanentes o fracturas, punto a partir del cual se inicia el fallo del material.

El desprendimiento de material en un componente mecánico (Verdeja, 1996) puede variar notablemente, de muy intenso a despreciable. En cualquier caso, ello puede significar una pérdida de eficiencia y la inutilidad completa del sistema. Es muy importante dejar establecida la necesidad de emplear la máxima rigurosidad en el análisis y diagnóstico de los mecanismos de desgaste.

El desgaste y la corrosión como fenómenos complejos de degradación de los materiales, están directamente relacionados con factores hidrodinámicos, mecánicos, metalúrgicos y químicos.

Al actuar de manera combinada, son responsables de los enormes gastos de materias primas, materiales, consumo de energía, baja productividad y la contaminación del medio ambiente. Estos fenómenos impactan sobre el equipamiento en todos los sectores industriales, tales como la industria naval, equipos de molienda y perforación en el sector minero, la industria del petróleo y la industria química en sentido general, acortando notablemente la vida útil de los materiales convencionales empleados.

Constituye el efecto combinado del desgaste y la corrosión (sinergismo desgaste corrosión o desgaste mecánico corrosivo o simplemente desgaste corrosivo) el 5 % de las causas de fallos de los elementos de máquinas en el sector industrial, todo lo cual lo sitúa en el quinto puesto de los mecanismos de degradación más importantes en los términos del coste por fallo prematuro (Bermúdez, 2003). El incremento de la durabilidad de los elementos de máquinas está íntimamente relacionado con la velocidad del desgaste y por ende con la característica dinámica del desgaste.

La primera etapa (I) es de asentamiento y se caracteriza por un área de contacto real muy pequeña lo que representa altas presiones reales; esto es debido a que solo entran en contacto los picos más altos de la rugosidad superficial. El desgaste durante este período es muy intenso y puede tener una influencia apreciable en la durabilidad

Durante el período de desgaste establecido (II), el área de contacto aumenta debido a la eliminación de los "picos" de la rugosidad superficial. Con el tiempo el desgaste va aumentando hasta llegar a un valor crítico o permisible (III). Cuando se llega a este valor del desgaste se inicia el período de avería de la pieza o unión tribotécnica, el cual se caracteriza por un incremento de la temperatura, un aumento del nivel de ruido, la presencia de cargas dinámicas (vibraciones), todo lo cual lleva si no se realiza el cambio de la pieza a un desgaste catastrófico.

Kragelsky (1978) al estudiar el fenómeno de la fatiga superficial y partiendo de la doble naturaleza de la fricción, demostró la influencia de la presión sobre la intensidad del desgaste, concluye que si las superficies no están asentadas (superficies nuevas), la intensidad del desgaste es una función no lineal de la presión.

La influencia de la presión de contacto sobre la intensidad del desgaste también fue considerada por Fleischer (1980) quien considera que a partir de la fricción o el estado al que esté sometido la superficie, se diagnostica el tipo de desgaste predominante.

Consideran Verdeja y González (1996), que este es uno de los efectos más destructivos a que están sometidos los aceros, el cual se puede definir como el deterioro a que están sometidos los mismos como consecuencia del uso o del medio ambiente y puede considerarse como un fenómeno superficial donde los esfuerzos tangenciales aunque producen ruptura de los enlaces atómicos no ocasionan, en general, la ruptura del cristal metálico, pues la sencillez y regularidad de la distribución atómica da lugar a que la red se restablezca a cada avance de un espacio interatómico, con lo que la cohesión se restablece y el efecto de los sucesivos deslizamientos produce una deformación plástica, estos



esfuerzos normales al vencer la cohesión producen la ruptura total de la red cristalina, ya que ningún restablecimiento de la cohesión es posible.

Consideran Wang (1998); Kragelski (1982) que el desgaste abrasivo en la industria minera se clasifica en tres categorías de acuerdo al esfuerzo de trabajo al que son sometidas las superficies en contacto; la primera se conoce como abrasión de bajo esfuerzo, donde las partículas básicamente se deslizan sobre una superficie, sin sufrir grandes impactos; en tanto que la siguiente categoría, la abrasión de alto esfuerzo, resulta cuando el material de gran dureza es retenido entre dos superficies con el fin de triturarlo y la tercera es la abrasión severa, que se considera dentro del grupo de alto esfuerzo, en la cual se puede observar a simple vista las ranuras o surcos, así como desplazamiento del material que se produce por la intensidad del proceso.

1.8. Introducción al método de los elementos finitos en la soldadura

La historia de las simulaciones numéricas por medio de los métodos numéricos para predecir el comportamiento térmico y mecánico que genera el proceso de soldadura por fusión se remonta a la década de 1970. Los métodos numéricos están diseñados para proporcionar soluciones aproximadas a ecuaciones que no admiten resultados analíticos. De aquí proviene el interés del usuario en conocer la eficacia del método numérico empleado en la resolución de un determinado problema físico. Por ello, numerosos autores han llevado a cabo estudios sobre la precisión de diferentes métodos numéricos en una gran variedad de problemas de transferencia del calor.

En relación a la simulación de procesos de soldadura por el método de los elementos finitos se encuentra el realizado por Suárez (1990) donde se ha modelizado el ciclo térmico que experimenta cada punto de la ZAT. Se han empleado las ecuaciones de Rosenthal que dan la temperatura T en un punto situado a la distancia r , de la línea de soldadura en función del tiempo y para un aporte térmico dado. Las ecuaciones se resuelven en dos situaciones límite: chapa gruesa y chapa fina.

Las soldaduras reales se sitúan entre estos dos límites y pueden presentar una geometría diferente a la supuesta por Rosenthal, lo cual requería otros métodos para determinar el aporte calorífico (Suarez, 1990).



Para nuestros propósitos, es suficiente con la aproximación que nos proporcionan estas ecuaciones obtenidas analíticamente, sobre todo para describir de forma adecuada la zona superior del pico del ciclo térmico de soldadura, que es precisamente la que tiene importancia en el desarrollo de los procesos activados térmicamente. La solución de las ecuaciones para el caso de chapa gruesa es más realista, sobre todo en las isothermas 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.

Jeong (1997) introducen una solución analítica para el cálculo del campo de temperaturas en una soldadura a filete, con una distribución de calor tipo Gaussiana pero con los diferentes parámetros de distribución en las direcciones de “x” e “y”. Usando esta técnica, han transformado con éxito la solución del campo de temperaturas en una chapa de espesor uniforme para realizar una unión soldada a filete. Sin embargo las soluciones disponibles que usan una fuente de distribución de calor de Gauss podrían predecir la temperatura en zonas cercanas al origen del calor. Todavía está limitada la fuente de calor en dos dimensiones por el efecto de la penetración del cordón. Este defecto puede ser superado en el caso de implementar fuentes de calor generales en vez de puntuales.

También se emplean métodos analíticos para resolver la fisuración de las uniones por soldeo que trabajan a elevadas temperaturas y presiones. La eficacia de estas uniones, tanto durante el proceso de soldeo como durante su operación, depende de manera estricta de la microestructura de la zona afectada por el calor del metal base, la cual para una composición química dada del material es una función de los parámetros de soldeo y la geometría de la unión (Painter, 1996).

Cuando se realiza un modelo, se debe recurrir al análisis de la convergencia para seleccionar el tamaño correcto de los elementos en el mallado y de este modo obtener el mínimo de error en los resultados. La convergencia define que al refinar progresivamente la malla, la solución numérica se aproxima, tanto como se desee, a la solución exacta; este es un factor que debe garantizar, que los resultados del cálculo no dependan de la densidad del mallado (Goldak, 1999).



1.8. Conclusiones del capítulo 1

- ❖ Queda establecida que una técnica para el restablecimiento de los parámetros geométricos de las piezas desgastadas es el proceso de soldadura por arco eléctrico, pero tiene como característica fundamental determinar adecuadamente la composición química del material base que se suelda.
- ❖ Según las fuentes bibliográficas consultadas se determinó que la soldadura ocurre por un proceso de difusión ya que existe un desplazamiento de los átomos del material de aporte en el material base a una distancia intercrystalina donde da lugar a la formación de nueva fases.
- ❖ El proceso de soldadura está precedido por transformaciones de fase sólida durante el calentamiento y el enfriamiento dando origen a diferentes zonas como son la zona fundida, la zona de influencia térmica y el metal base no afectado térmicamente, donde existen transformaciones de fases que pueden ser o no favorables según el ciclo térmico impuesto.

CAPÍTULO 2

Materiales y métodos

CAPÍTULO 2. MATERIALES Y MÉTODOS

2.1. Introducción

Existen numerosos métodos propuestos para determinar o estimar la necesidad de restablecer parámetros de piezas con el empleo de la soldadura de aceros. Estos métodos consideran algunos o todos los factores que influyen en la fisuración en frío: composición química del acero, difusión de hidrógeno, calor aportado, espesor del metal base, tensiones residuales en la soldadura y restricción de la junta. Sin embargo, hay una considerable diferencia en la valoración de la importancia de estos factores ente los distintos métodos. El efecto de la composición química difiere de un método a otro en la evaluación de la importancia de cada elemento de aleación y por lo tanto se obtienen distintos carbonos equivalentes (CE), relación que permite analizar la soldabilidad del acero en función de su composición química.

El objetivo del capítulo es establecer el procedimiento metodológico para el depósito de cordones de soldadura que permitan el restablecimiento de los parámetros geométricos del árbol de la bomba Warman, así como su comportamiento metalúrgico.

2.2. Composición química del acero AISI 1050

El análisis químico del acero, como se observa en la tabla 2.1, se realizó en 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.

Tabla 2.1. Composición química del acero AISI 1050, en %

C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Al	Cu	Fe
0,51	0,24	0,77	0,017	0,040	0,06	0,011	0,036	0,042	0,085	98,13

Como se observa en la tabla 2.1 y según la composición química, se trata de un acero de medio contenido de carbono que presenta una microestructura ferrita/perlita.

Aunque el contenido del carbono no es el único factor que afecta la soldabilidad de los aceros, cuando se incrementa el por ciento de este elemento, aumentan los

problemas de agrietamiento de los mismos. Cuando los niveles de carbono alcanzan el rango de 0,30 a 0,35 %, normalmente se requiere tomar precauciones especiales, como son el precalentamiento, el control de la entrada de calor y el tratamiento térmico post soldadura. Se recomienda el uso de materiales y procesos que introduzcan bajos niveles de hidrógeno para lograr una soldadura exitosa, aspecto éste de gran importancia, lo que ha sido expuesto por Hart y Twi (2000).

2.2.1. Propiedades del acero AISI 1050

En general la resistencia de los materiales disminuye con el aumento de la temperatura debido a que la movilidad de los átomos se incrementa con la temperatura, los procesos de deformación son controlados por la difusión de la materia, lo que tiene un efecto significativo sobre las propiedades mecánicas a altas temperaturas. En la tabla 2.2 se muestran las propiedades generales del acero AISI 1050.

Tabla 2.2. Propiedades generales del acero AISI 1050

Propiedades mecánicas	Unidad	Observaciones
Densidad (kg/dm ³)	7,85	
Dureza Brinell (HB)	179	
Tensión última (MPa)	525	
Tensión de fluencia (MPa)	440	
Elongación (%)	12	En 50 mm
Reducción del área (%)	35	
Módulo de elasticidad (GPa)	205	Típico para aceros
Coefficiente de Poisson	0,29	Típico para aceros
Propiedades eléctricas		
Resistencia eléctrica (Ohm - cm)	1,66 e-0,05	a 20 °C
Propiedades térmicas		
CTE, línea 20 °C (µm/m-°C)	11,7	
Capacidad térmica (J/g-°C)	0,486	
Conductividad térmica (W/m °C)	52	

Independientemente de las propiedades expuestas en la tabla 2.1 relacionada con el acero AISI 1050, hay que exponer que todos los metales son soldables siempre que se aplique el procedimiento y la técnica adecuados, en ocasiones fracasa el intento de soldar metales porque se ha pasado por alto uno de estos dos factores. Si se comprenden la composición, la estructura y las propiedades de un metal, se estará en la posibilidad de diseñar y hacer mejores soldaduras. Esto pone de relieve la

estrecha relación que existe entre la metalurgia de un metal y su soldabilidad o habilidad para dejarse soldar.

2.3. Caracterización de la zona averiada

Para el proceso de recuperación se tuvo en cuenta la función de elemento mecánico en la máquina. En la figura 2.1 se muestra la zona dañada del árbol de la bomba Warman fabricado de acero AISI 1050.

Zona desgastada



Figura 2.1 Zona desgastada del árbol de la bomba.

La zona que se muestra en la figura 2.1, es la zona afectada en el árbol de la bomba, de 2 ¼ pulgada (52 milímetros) con paso de cuatro hilos por pulgadas (4 HP) (102 milímetros) de 55°, denominada rosca corriente “Whitworth” B.S.W, aceptada por la British Engineering Standard Association. En la figura 2.2 se muestra la ubicación del árbol en la bomba Warman.



Figura 2.2. Ubicación del árbol en la bomba.

Por el grado de responsabilidad del árbol de la bomba durante su funcionamiento, un procedimiento de soldadura para la reparación que no tengan bien definido los factores tecnológicos y metalúrgicos, que determinen la calidad de la unión soldada desde el punto de vista de la resistencia al agrietamiento, es inadecuado y pueden ser fatales.

2.3.1. Elaboración de la soldadura en el árbol

Esta se realizó de forma manual sobre la sección del material del árbol y preparado para la soldadura como se observa en la figura 2.3, se realizaron los depósitos de forma alterna (figura 2.3a) para evitar calentamiento excesivo y fragilizar la estructura interna del material.

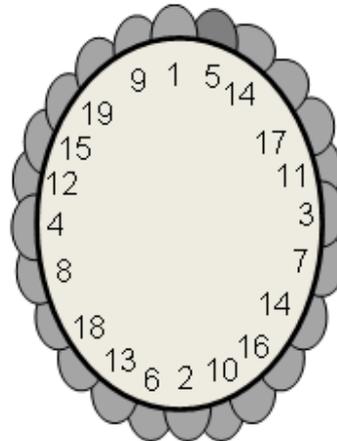


Figura 2.3. Preparación y soldadura. Figura 2.3a. Deposición de cordones.

La recuperación de piezas cilíndricas desgastadas es una práctica habitual, sin embargo cuando este desgaste se origina en la parte roscada, entonces hay que eliminar las roscas en toda su longitud (figura 2.3), ya que las crestas se convierten en cantos agudos donde no se garantiza una continuidad metalúrgica del cordón depositado.

La preparación de la zona desgastada y la eliminación de las roscas se realizaron a una longitud de 56 milímetros, donde se incluyó también la ranura de salida a un diámetro de 47 milímetros, para ello se empleó el torno 16 K 20, por la longitud del árbol de 925 milímetros, el montaje fue entre plato y punto.

La deposición de la soldadura, como se observa en la figura 2.3a, fue en

multipasadas. La soldadura de múltiples pases es más propensa a las inclusiones de escoria que la soldadura de un solo pase. El atrape de la escoria puede ocurrir cuando la misma se mezcla con el baño de fusión o cuando la escoria presente en la superficie no es completamente removida, cubriéndose los pases sucesivos.

2.3.2. Material de aporte para la soldadura

La selección de material aporte requerido se hace conforme al proceso o procesos de soldadura seleccionado, especificaciones de la AWS para materiales de aporte, designación por proceso y material, almacenamiento, cuidados especiales y por ultimo recomendaciones técnicas del fabricante y proveedor a través de sus asesores o catálogos. El electrodo empleado en la unión de las piezas es el E 7018, según AWS se clasifica en: INFRA 718, electrodo básico de bajo hidrogeno.

También presenta otras denominaciones como:

ASME SFA 5,1 E 7018

AWS A 5,1 E 7018

En la tabla 2.3 se muestra la composición química del depósito, la cual permitirá determinar el carbono equivalente y evaluar la soldabilidad y la dureza del depósito de los cordones de soldadura en el acero AISI 1050.

Tabla 2.3. Composición química del depósito del electrodo E 7018, en %.

C	Mn	Si	S	P
0,05	1,03	0,60	0,020	0,020

Las características más sobresalientes del electrodo E 7018 (AWS A 5.1), se recomienda para la soldadura de los aceros de bajo y medio carbono hasta 0,45 %, aceros al carbono - manganeso, aceros de baja aleación con resistencia a la tracción hasta 70 000 Psi (490 MPa), aceros con alto contenido de azufre y fósforo considerados difíciles de soldar, soldadura de aceros fundidos o de granos finos.

Las aplicaciones específicas incluyen plantas de potencia, plantas petroquímicas, montajes de estructuras de acero, equipos de minería, soldadura en ambientes de baja temperatura donde las propiedades de impacto sean importantes, construcción de vagones de trenes, rieles, equipos pesados. Construcciones navales en aceros de

los grados A, B, D y E, erección de plataformas costa afuera, construcción de calderas, tanques, gaseoductos y oleoductos.

2.3.3. Cálculo del carbono equivalente

El espesor combinado se define como la suma de los espesores que concurren a la junta. El carbono equivalente es la forma de normalizar la composición química de un acero en un solo número, para indicar cómo influye en su templabilidad. Una de las fórmulas más usadas es:

$$C_{eq} = C\% + \frac{Mn\%}{6} + \frac{(Cr\% + Mo\% + V\%)}{5} + \frac{Ni\% + Cu\%}{15} \quad (2.1)$$

Donde:

C_{eq} - carbono equivalente; %

C - carbono

Mn - manganeso

Cr - cromo

Mo - molibdeno

V - vanadio

Ni - níquel

Cu - cobre

La composición química del acero determina su templabilidad, donde el contenido de carbono es el que más afecta esta propiedad, aunque otros elementos químicos ejercen también influencia, como el manganeso, el cromo, el vanadio, aunque en menor escala.

La influencia de los elementos químicos que componen el acero sobre la templabilidad se acostumbra cuantificar a partir de un parámetro conocido como carbono equivalente (C_{eq}), que reduce teóricamente el efecto que sobre esta propiedad tienen los elementos químicos del acero, a un efecto equivalente pero donde el único elemento de aleación además del hierro fuera el carbono.

Después de haberse determinado el carbono equivalente se determina la temperatura de precalentamiento por la ecuación 2.2.

$$T_{prec} = 350\sqrt{CT - 0,25} \quad (2.2)$$

El resultado que se obtiene con la ecuación anterior se debe tener en cuenta a la hora de seleccionar el electrodo.

Los aceros al carbono y de baja aleación de alta templabilidad presentan soldabilidad limitada, producto de su tendencia a la figuración en frío. Mientras que por el contrario los aceros con baja templabilidad presentan por lo general buena soldabilidad, sin ninguna tendencia a la figuración en frío.

La figura 2.4 muestra el diagrama de Graville, el cual resulta una herramienta útil para evaluar la necesidad de precalentamiento o tratamiento térmico post soldadura basada en conceptos de composición química (no considera espesor), en el mismo se grafica la relación entre Carbono y el C_{eq} del metal base y considera 3 zonas.

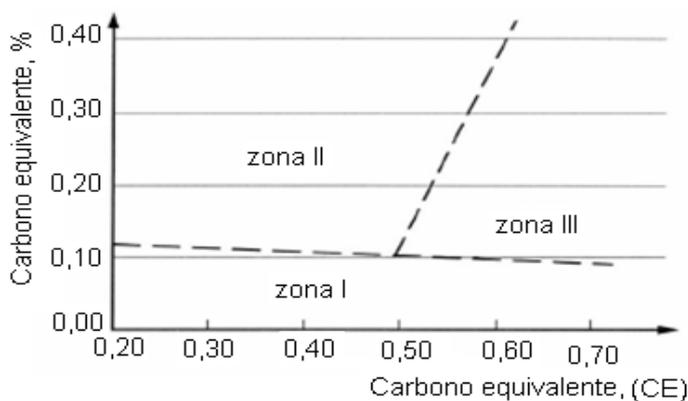


Figura 2.4. Diagrama de Graville

Zona I. La fisuración es improbable, pero puede ocurrir con alto hidrógeno o alto nivel de restricción. Usar el método de control del hidrógeno para determinar el precalentamiento de los aceros de esa zona.

Zona II. El método de control de dureza y la dureza seleccionada deberán ser utilizadas para determinar el mínimo calor aportado para soldaduras de filete de pasada única sin precalentamiento. Si el nivel de calor aportado no resulta práctico, usar el método de control de hidrógeno para determinar el precalentamiento. En aceros con alto carbono, puede requerirse un mínimo calor aportado para el control de dureza y un precalentamiento para el control del hidrógeno en soldaduras de filete como de bisel.

Zona III. Deberá usarse el método de control del hidrógeno. Donde el calor aportado deberá ser restringido para preservar las propiedades mecánicas de la ZAC (por ejemplo en algunos aceros templados y revenidos) deberá usarse el método de control del hidrógeno para determinación del precalentamiento.

Para evaluar si los aceros al carbono y aceros de baja aleación son propensos al agrietamiento en caliente se determina el factor HSC:

$$HSC = \frac{C \left(S + P + \frac{Si}{25} + \frac{Ni}{100} \right) \cdot 10^3}{3Mn + Cr + Mo + V} \quad (2.3)$$

Si $HSC < 4$; el acero no es propenso al agrietamiento en caliente (para espesores menores o iguales a 20 mm).

Si $HSC < 1,6$; el acero no es propenso al agrietamiento en caliente (para espesores mayores de 20 mm).

Los elementos que ensanchan el intervalo entre las líneas de líquido y de sólido elevan la sensibilidad a las grietas en caliente. El carbono ejerce influencia desfavorable, ya que ensancha el intervalo de cristalización y por lo tanto, facilita la formación de grietas en caliente. El fenómeno ocurre en la unión soldada, durante el enfriamiento del sólido a una temperatura alrededor de 850 °C.

La selección de la dureza crítica dependerá en un número de factores tales como tipo de acero, nivel de hidrógeno, restricción y condiciones de servicio. Si la dureza en la ZAC presenta una dureza Vickers (HV) menor que 350 HV, las fisuras no ocurren, incluso con electrodos de alto hidrógeno.

2.4. Máquinas y equipos empleados en la experimentación

Dentro de los procesos de diseños, el corte de las muestras debe realizarse meticulosamente, tratando en lo posible de la selección adecuada de cada máquina, para ensayos microestructurales, la no alteración de las propiedades de los materiales es de vital importancia, ya que el cambio de la misma refleja una imagen distorsionada de lo que queremos obtener. Dentro de las máquinas empleadas en la experimentación tenemos: la máquina para soldar Miller, la pulidora metalográfica

montasupal y para el corte de la muestra el torno 16 K 20, como equipo se empleó el microscopio NOVEL modelo NIM – 100.

2.4.1. Pulidora metalográfica montasupal

Ubicada en el laboratorio de Ciencia de los Materiales del ISMM, se utilizó para lograr una superficie lisa y pulida libre de impregnación de impurezas o ralladuras, las muestras se desbastaron con lijas del tipo 100, 120, 150, 180, 220, 280, las características de la máquina son:

Voltaje (V);	250
Corriente (A);	2,5
Número de revoluciones (rev/min);	300 - 1 000
Potencia del motor (kW);	3,72

2.4.2. Máquina de soldar empleada en la soldadura

La soldadura manual con electrodo revestido se puede hacer tanto como corriente alterna (CA) como con corriente directa (CD) y esta última se puede aplicar con el electrodo como negativo. El tipo de corriente está condicionado con el tipo de máquina que la genera. La máquina de soldar empleada fue un inversor, el cual presenta un bobinado monofásico, Sin embargo como desventaja, al igual que los controles de estado sólido, requiere un nivel de preparación para darle mantenimiento y reparar la fuente. En la tabla 2.4 se muestran las características de la máquina del tipo Miller.

Tabla 2.4. Características de la máquina Miller

Alimentación primaria	230 V monofásica - 50/60 Hz	
Consumo primario de intensidad máxima	19 A (TIG) – 29 A (ARCO)	
Voltaje en vacío (V)	82	
Gama de ajuste (A)	5 a 150	
Factor de marcha (a 40 °C)	a 100 %	100
	a 60 %	120
	a 35 %	150
Diámetro de electrodo máximo (mm)	4	
Índice de protección	IP23	
Normas	EN 60974-1	
Dimensiones (L x a x A) (mm)	420 x 175 x 300	

Los rangos de amperaje para los que son diseñadas es hasta 315 Ampere, la cual limita los tipos de materiales en los que se puede utilizar, el arco que produce es muy

estable y alcanza un rendimiento de 85 a 90 %. La ventaja fundamental de este tipo de máquina es su gran economía en el consumo energético.

2.4.3. Caracterización del torno 16 K 20

Los trabajos de torneado se realizaron en el torno 16 K 20 (figura 2.5), en el mismo se puede realizar las operaciones que se requieren para la recuperación del árbol de la bomba Warman ya que es la máquina más versátil empleada en las pequeñas industrias mecánicas y talleres de reparaciones, además permite un cambio rápido de las herramientas de corte.



Figura 2.5. Torno paralelo 16 K 20.

Las principales características que presenta la máquina se muestra en la tabla 2.5.

Tabla 2.5. Características del torno 16 K 20

Características	
Potencia del motor eléctrico (kW)	10
Frecuencia de rotación del husillo (rev/min)	12,5 – 1 600
Avances	
Longitudinal (mm/rev)	0,05... 2,8
Transversal (mm/rev)	0,025...1,4
Fuerza máxima sobre el mecanismo de avance (MPa)	4 000
Tensión (V)	400

A partir de las características relacionadas anteriormente, para las operaciones de preparación del árbol se seleccionó una frecuencia de de rotación del husillo de 250 rev/min y un avance longitudinal de 0,2 mm/rev.

La selección de estos regímenes está fundamentada por las condiciones de elaboración, el árbol tiene un tratamiento térmico de termomejorado de 34 HRC,

rosclas que se convierten en elementos difíciles de maquinar por la altura y provocan golpes en las aristas cortantes de la cuchilla y puede incidir en la rotura de la misma.

2.4.4. Herramienta de corte empleada

Se empleó una cuchilla de torneado con ángulo de posición principal $\phi = 45^\circ$, ángulo de incidencia principal $\alpha = 18^\circ$ y ángulo de ataque $\gamma = 0,15^\circ$, con sujeción mecánica Sandvik, código del vástago PSSN R 25 25 M 12, una plaquita SNMG 12 04 08 – PM de calidad 4025 (Coromant Corokey, 1996). Se cilindraron entre plato y punto, se tuvo en cuenta los siguientes regímenes de elaboración: número de revoluciones por minuto, avance de la herramienta y la profundidad de corte (Casillas, 1987).

El corte de las piezas luego de torneadas, se realizó con una cuchilla Sandvik con vástago CNGA R 25 25 M 12, plaquita T – MAX – CUT 12 04 12 de calidad T 025 20 (Coromant Corokey, 1996).

2.4.5. Microscopio óptico

Para la observación de las microestructuras se empleó un microscopio óptico binocular marca NOVEL modelo NIM - 100 ubicado en el laboratorio de Ciencia de los Materiales del ISMM de Moa, está dotado de una cámara instalada mediante el hardware IMI.VIDEOCAPTURE.exe, que refleja la fotografía en el computador. Para colocar las probetas en el microscopio se montan en un dispositivo con plastilina que permite una nivelación adecuada de estas.

2.5. Cálculo del ciclo térmico

El régimen de soldadura depende de diversos factores: tipo de material base, tipo de alambre, fundente, tipo de unión. Este proceso ocurre en tiempos muy cortos y con una variación de temperaturas extremas que van desde la fusión hasta aquellas que no afectan la estructura del metal base. 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.

Los parámetros más aceptados para la soldadura del acero de medio contenido de carbono el AISI 1050, empleado en la fabricación del árbol de la bomba Warman por el método de soldadura con electrodo revestido se muestran en la tabla 2.6.

Tabla 2.6. Parámetros para el proceso de soldadura

Diámetro del electrodo (mm)	4
Longitud del arco (mm)	3
Temperatura de fusión (°C)	1 539
Temperatura de ignición (°C)	30
Rendimiento (%)	0,75
Conductividad térmica (W/m °C)	52

Entre los principales parámetros tenemos al electrodo, esto determina la intensidad de soldeo. Si empleamos una intensidad baja para un diámetro de electrodo dado se ocasionara inestabilidad del arco. Si por el contrario usamos una intensidad excesiva podremos originar erosión y fusión de la punta del electrodo, así como inclusiones en el metal soldado.

Con corriente directa los electrodos tienen su máxima capacidad de conducción de corriente. Con corriente inversa solo se puede un 10 %, de la cantidad que podría conducir en las condiciones anteriores. En el caso de corriente alterna podríamos obtener un 50 % de la capacidad máxima de conducción de corriente.

2.5.1. Intensidad de corriente

La intensidad de la corriente de soldadura depende del diámetro del electrodo, el cual se selecciona atendiendo: al espesor del metal base, al tipo de construcción soldada, además el tipo de revestimiento y de la posición del cordón en el espacio influyen en la magnitud de la intensidad y según Quintero *et al.* (2006), se determina como:

$$I_s = 2,5d_e^2 + 35,5d_e - 18 \quad (2.4)$$

Donde:

I_s - intensidad de corriente de soldadura; A

d_e - diámetro del electrodo; mm

2.5.2. Voltaje del arco eléctrico

Las funciones principales de la tensión (voltaje) es estabilizar el arco y proporcionar un cordón liso, sin salpicados; además, la tensión es dependiente del gas usado para la soldadura. La tensión de arco no influye significativamente en el ancho del cordón;

influye notablemente en el refuerzo (forma cóncava o convexa del mismo), teniéndose soldaduras planas (con tensiones altas) y abultadas (con tensiones bajas), pero siempre en el rango de tener un arco estable y según Rodríguez (1987) se determina como:

$$U_a = 0,05 \cdot I_s + 10 \quad (2.5)$$

Donde:

U_a - tensión del arco; V

2.5.3. Velocidad de soldadura

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

$$V_s = \frac{\alpha_d \cdot I_s}{F \cdot \rho} \quad (2.6)$$

Donde:

V_s - velocidad de soldadura; mm/s

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

F - área de la sección del cordón, cm^2

ρ - densidad del metal fundido; g/cm^3

2.5.4. Energía lineal del proceso de soldadura

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

$$E_L = 60 \cdot \eta \frac{U_a \cdot I_s}{v_s} \quad (2.7)$$

Donde:

E_L - energía lineal; J/cm

η - eficiencia de la fuente de calor; %

La eficiencia (η) del proceso de soldadura GTAW oscila entre 0,6 a 0,8 (Cary, 1998). A los efectos de los cálculos realizados, se asumió eficiencia de 0,7.

2.5.5. Cálculos numéricos para la soldadura

El cálculo de la longitud del charco de soldadura (Cerjak, 1998), mostrará el radio efectivo de la distribución del calor y de su influencia en la zona afectada por el calor.

$$L_l = \frac{Q}{2\pi\lambda(T_s - T_0)} \quad (2.8)$$

Donde:

L_l - longitud del charco de soldadura; mm

Q - energía entrante; W

λ - conductividad; W/mm K

T_s - temperatura de fusión; °C

T_0 - temperatura inicial; °C

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

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

$$Q = q \cdot l \quad (2.9)$$

Donde:

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

l - longitud a soldar; m

El calor, que se genera en un arco movable (Howard, 1992) o la energía entrante, puede calcularse como:

$$q = \frac{I_s \cdot U_a}{V_s} \eta \quad (2.10)$$

Donde:

V_s - velocidad de desplazamiento; m/s

η - rendimiento del proceso

2.5.6. 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 metal pasa a través de una temperatura de interés T_c . Si esta temperatura es inferior a la de fusión, la velocidad de enfriamiento en la soldadura y en la zona afectada por calor inmediata es sustancialmente independiente de la posición. Weman (2003) propone determinar la velocidad de enfriamiento del cordón a partir del parámetro adimensional "espesor relativo de la placa" el cual permite determinar cuándo considerar un flujo en dos o tres dimensiones y tipo de placa, su expresión matemática es:

$$\tau = d \sqrt{\frac{\rho C_e (T_c - T_0)}{q}} \quad (2.11)$$

Donde:

τ - parámetro adimensional de espesor relativo de la placa

d - espesor de la placa: mm

ρ - densidad del material; g/cm³

C_e - calor específico; J/m °C

T_c - temperatura de fusión; °C

T_0 - temperatura inicial; °C

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

$$R = \frac{2\pi\lambda(T_c - T_0)^2}{q} \quad (2.12)$$

El tiempo de enfriamiento del cordón se determina por la ecuación 2.13.

$$t = \eta \frac{I_s^{(1,24+0,0005T_c-0,005v_s)} \cdot U_a^{0,59}}{108 \cdot v_s^{(0,78-0,0005T_c)}} \quad (2.13)$$

2.6. Cálculo de costo del proceso de soldadura

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 metal 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, según Burgos (1987) se determina como:

$$t_0 = \frac{\rho (F)L}{kH \cdot I_s} \quad (2.14)$$

Donde:

- t_0 - tiempo principal de soldadura; min
- ρ - peso específico del material; kg/dm³
- F - área de la sección transversal del cordón; cm²
- L - longitud a soldar; mm
- kH - coeficiente de depósito; ($kH \approx 8,9 - 9,5$)
- I_s - intensidad de corriente; A

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

$$C_E = \frac{S \cdot L_c \rho}{10^6} \cdot 1,2 \quad (2.15)$$

Donde:

- C_E - cantidad de electrodos; kg
- S - área de la sección transversal de la pieza; mm²
- 10^6 - factor de conversión
- 1,2 - pérdidas por salpicaduras, calentamiento, aprovechamiento del electrodo

Para el cálculo de costo se contemplan las variables principales, así como la incidencia del proceso de soldadura a través de los distintos consumibles que participan y los rendimientos que afectan a cada uno de ellos (AWS, 1996).

$$C_{t_{\text{kgmetaldepositado}}} = \frac{M}{E_{ef}} + \frac{C_{mo}}{V_d \cdot B} + \frac{C_g \cdot Q}{V_d} + \frac{C_{ee} \cdot U \cdot I}{1000 \cdot V_d} + \frac{A}{V_d \cdot B} + F \cdot R \quad (2.16)$$

Donde:

- $C_{t_{\text{kgmetaldepositado}}}$ - costo total por kg de metal depositado; \$/kg

- M - costo del material de aporte; \$/kg
 C_{mo} - costo de la MO directa; \$/h
A - costos indirectos (MO indirecta, seguro, flete, mecanizado); \$
 C_g - costo del gas de protección; \$/m³
 C_{ee} - costo de la energía eléctrica; \$/kWh
 V_d - velocidad de deposición; kg/h
 E_{ef} - rendimiento del material o eficiencia del proceso; %
R - relación fundente/alambre
B - factor de marcha u operatividad; %

2.7. Preparación metalográfica de la probeta

El examen microscópico proporciona información sobre la constitución del metal o aleación, pudiéndose determinar características tales como la forma, el tamaño y la distribución del grano, inclusiones y microestructura metalográfica en general. La microestructura puede reflejar la historia completa del tratamiento mecánico que ha sufrido el metal. Las operaciones se resumen en el siguiente orden:

- Corte, desbaste, pulido, desengrasado, lavado y ataque químico.

Como las muestras eran de grandes dimensiones, para el proceso de pulido y desbaste, así como para la observación metalográfica se cortaron con diámetro de 52 milímetros y longitud de 15 mm, se empleó abundante refrigeración que permite realizar el corte sin alterar la microestructura del material de acuerdo con la norma ASTM E 3. Las muestras obtenidas luego del corte aparecen en la figura 2.6. Estas muestras son la que se emplearon posteriormente para el análisis metalográfico y el ensayo de dureza.



Figura 2.6. Muestras obtenidas luego del corte.

Se aprecia en las probetas, que las mismas han sido cortadas de forma transversal, en toda la longitud del cordón, se realizó de esta forma para poder realizar el análisis químico en la zona fundida y en la zona de influencia térmica luego de ejecutado el proceso de soldadura.

2.7.1. Desbaste y pulido

El pulido se hizo siguiendo las normas (ISO 9001) con los papeles abrasivos (tipo 100, 180 y 400). Se realizó variando la granulometría del mismo al ser aplicadas a la pieza de trabajo, desde la más gruesa a la más fina. En el pulido fino se empleó pasta abrasiva (Pasta GOI), añadida sobre discos provistos de paños o motas.

Este pulido se llevó a cabo con la lija montada sobre una placa de vidrio, cambiando el sentido del lijado 90° al pasar de un pliegue a otro de manera que se elimine la capa de metal distorsionado y deslizado dejado por el anterior. Para obtener una superficie lisa y pulida libre de impregnación de impurezas o ralladuras, las muestras se pasaron por la pulidora metalográfica. Con el objetivo de lograr el acabado final, se utilizó un paño de fieltro grueso usando como sustancia abrasiva el óxido de cromo.

2.7.2. Limpieza y lavado de las superficies a investigar

Para eliminar los residuos de partículas, grasas y suciedades se lavó la superficie con agua. Una vez pulida las probetas se lavan con agua destilada, se secan con papel de filtro y finalmente se vuelven a lavar con tetracloruro de carbono para evitar cualquier vestigio de grasa y pastas de pulir.

2.7.3. Ataque químico

Antes de atacar, la probeta se le realizó un desengrasado. En este caso, para atacar el material se empleó nital al 2 %. En la tabla 2.7 aparece el modo de preparación del reactivo químico empleado.

Tabla 2.7. Reactivo químico empleado

Reactivo	Composición/uso
Acero 1050	Mezcla de 2 mL de ácido nítrico (HNO ₃) y 100 mL de alcohol etanol de 3 a 5 seg.
Nital al 2%	

Preparado el reactivo, se vierte en una cápsula en la que se introduce la probeta unos instantes, mojando la superficie pulida. Se detiene el ataque con agua y se observa la superficie. La operación se repite hasta que la superficie a examinar esté bien atacada. Después del ataque se lavó la probeta de nuevo con abundante agua corriente y se secó con alcohol (absoluto) y secada al aire.

2.7.4. Ensayo de microscopía óptica

El análisis microestructural consistió en la observación de una muestra patrón del acero AISI 1050, se seleccionó la zona del metal base, es decir lo más alejado de donde pudiera tener influencia el ciclo térmico de soldadura. La figura 2.7 se corresponden con la estructura metalográfica del acero 1050.

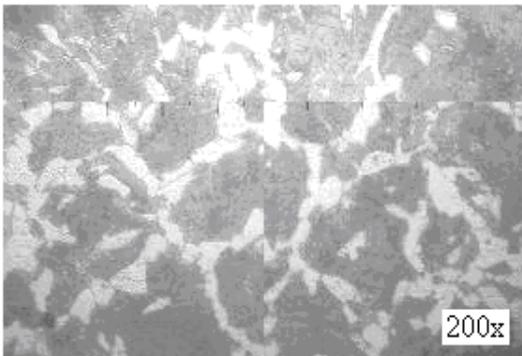


Figura 2.7. Estructura metalográfica ferrita - perlítica del acero AISI 1050.

La muestra se corresponde con la de un acero en estado de entrega laminado, con enfriamiento al aire. Se trata de un acero hipoeutectoide, que por tratarse de un acero con un contenido menor de 0,8 % C, tiene como constituyente matriz la ferrita y como constituyente disperso la perlita.

El objetivo de este análisis fue obtener una muestra sin afectación en su estructura cristalina que nos permitiera determinar luego de la soldadura, posibles cambios ocurridos en la zona fundida (ZF), en la zona de influencia térmica (ZIT) y en la interfase del cordón.

2.7.5. Ensayo de microdureza

En la medición de la microdureza se siguieron los procedimientos de la norma NC 10 – 56: 86, por lo que se utilizó un microdurómetro modelo PMT – 3 No 168, que tiene acoplado un objetivo acromático con compensación libre trinocular de tubo

inclinado a 30°. Las superficies de las probetas se prepararon de la misma manera que para el análisis microestructural, desbaste y pulido, se efectuaron tres mediciones a las muestras en diferentes lugares, las que se promediaron, la carga aplicada fue de 0,49 N, en un tiempo de 15 s. El indentador empleado fue el de pirámide de diamante, con un ángulo de 136° según la ASTM E 92 – 82.

La tabla 2.8 se especifican las pruebas de dureza HV realizadas de acuerdo a la norma ASTM E-18 para cada una de las zonas de estudio. Se reportan el promedio de cinco mediciones para cada zona de estudio.

Tabla 2.8. Zonas consideradas para la medición de dureza

Zona	Dureza HV					Promedio HV
MB	HV1	HV2	HV3	HV4	HV5	HVP
MD	HV1	HV2	HV3	HV4	HV5	HVP
ZAC	HV1	HV2	HV3	HV4	HV5	HVP

* MB – Metal Base, MD – Metal Depositado, ZAC – Zona Afectada por el Calor

La dureza realizada a las probetas fue según la deposición de los cordones, considerando que aunque se depositaron los cordones de forma alterna, esto pudiera provocar alteraciones en la estructura interna del material base, además se tiene en cuenta que la recuperación se realiza sobre un material con tratamiento térmico y se parte de una dureza que se logra en estos tratamientos.

2.9. Conclusiones del capítulo 2

- ✚ La caracterización de los regímenes de soldadura y de maquinado, así como el procedimiento para la preparación metalográfica de las muestras, permitirán realizar el proceso de soldadura manual por arco eléctrico del acero AISI 1050 empleado en la bomba Warman.
- ✚ Los parámetros establecidos para determinar el ciclo térmico de soldadura están en correspondencia con las particularidades del proceso de soldadura por arco eléctrico con electrodo revestido y su condición de soldabilidad será evaluado a través del cálculo del carbono equivalente y el empleo del diagrama de Graville.
- ✚ Quedó caracterizado el barrido de dureza a realizar luego de efectuado el proceso de soldadura del acero AISI 1050, en consideración a las zonas fundamentales que se obtienen luego del ciclo térmico.

CAPÍTULO 3

Análisis de los resultados

3. ANÁLISIS DE LOS RESULTADOS

Introducción

Los diferentes procedimientos de reconstrucción involucran el uso de diversos tipos de materiales con el objetivo de generar en la superficie de la pieza un conjunto de propiedades que reduzcan el riesgo de desarrollo de fisuras. Tratar de definir, en el momento de la elección del acero para la fabricación de los elementos de máquina o partes de herramientas, es un conjunto de características, tales como las expuestas, presupone un conocimiento del acero en cuestión, obligando en muchos casos a un previo estudio del mismo para fijar las limitaciones de su aceptación.

En el presente capítulo se establece como objetivo analizar el comportamiento microestructural del acero AISI 1050 luego de ser expuesto a condiciones del ciclo térmico de soldadura con electrodo E 7018.

3.1. Análisis de la susceptibilidad al agrietamiento

Para determinar las condiciones de soldabilidad del acero AISI 1050 por medio del proceso de soldadura por arco eléctrico y electrodos revestidos, se tuvo en cuenta diferentes procedimientos, los cuales se seleccionaron a partir del contenido de carbono presente en el acero, como primera consideración se calculó el carbono equivalente por la ecuación 2.1, que interrelaciona la composición química de los elementos presente, donde para un contenido de carbono de 0,51 %, manganeso de 0,77 %, cromo de 0,06 %, níquel de 0,036 % y cobre de 0,085, el carbono equivalente total es de 0,68 %.

El resultado del carbono equivalente calculado clasifica entre el contenido que puede presentar un acero de este tipo para que se clasifique como de soldabilidad regular o limitada, por lo que requiere de técnicas especiales para lograr la unión metalúrgica.

Con el carbono equivalente obtenido de 0,68 % se requiere de aplicación de un tratamiento térmico de soldadura que consiste en una temperatura de calentamiento, la cual fue calculada por la ecuación 2.2 donde se determinó que antes de proceder a ejecutar la operación de soldeo hay que precalentar a 231 °C.

Este calentamiento se logra con el empleo de un equipo de soldadura oxiacetilénica y tendrá como objetivo evitar la formación de estructura dura y frágil como carburos y nitruros, es un tratamiento térmico de recocido de homogenización.

Se utilizó el diagrama de Graville para ubicar el carbono equivalente y el contenido de carbono del acero AISI 1050 y así determinar la zona de ubicación. En la figura 3.1 se muestra el resultado obtenido.

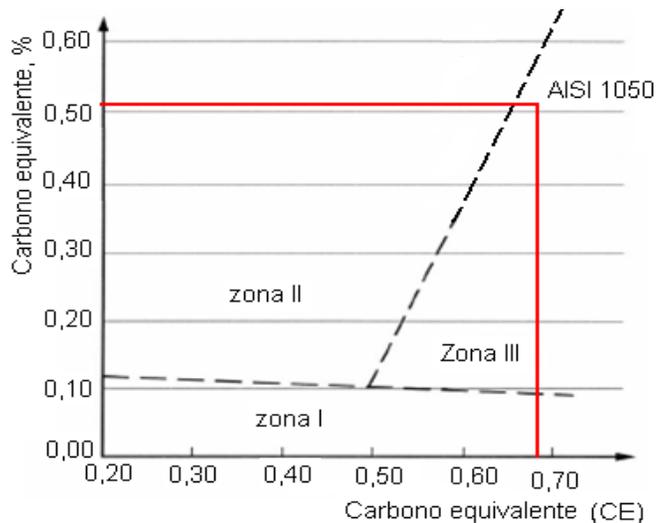


Figura 3.1. Ubicación del acero AISI 1050 en el diagrama de Graville.

La ubicación del acero AISI 1050 en el diagrama se encuentra en la zona tres, por lo que se hace necesario determinar la influencia del hidrógeno en la soldadura, se calcula por la ecuación 2.3, donde la susceptibilidad al agrietamiento por hidrógeno es de 13, es decir no se encuentra entre los rangos que garantizan la fisuración que son $HSC < 4$; el acero no es propenso al agrietamiento en caliente (para espesores menores o iguales a 20 mm) y $HSC < 1,6$; el acero no es propenso al agrietamiento en caliente (para espesores mayores de 20 mm).

Considerándose una soldadura con la utilización de un electrodo consumible que garantice una composición en el cordón similar al acero AISI 1050, el resultado obtenido a partir de la ecuación 2.3, indica que existe sensibilidad al agrietamiento en caliente. No obstante, normalmente en los procesos de soldadura se seleccionan materiales de aporte, los cuales garantizan en el cordón determinados elementos de aleación, para disminuir el riesgo de fisuración en caliente.

Las diferencias significativas en los valores de temperaturas de precalentamiento calculadas anteriormente indican que es imprescindible evaluar, en el caso de la soldadura de reparación del árbol, el comportamiento de los ciclos térmicos en la zona afectada por el calor ZAC, según el aporte térmico que introduce el proceso, la geometría de la pieza, la temperatura de precalentamiento y el tipo de acero (propiedades termo físicas).

A partir de los ciclos térmicos obtenidos en la ZAC, puede determinarse el $t_{8/5}$ correspondiente (tiempo de permanencia entre 800 - 500 °C) en cada caso y evaluar los niveles de temperaturas de precalentamiento necesarios, en función del aporte térmico que introduce el proceso, para los cuales se garantiza la no sensibilidad al agrietamiento en frío (dureza en la ZAC menor de 350 Vickers), que ha sido reportado por Zúñiga *et al.* (2005).

3.2. Análisis de los regímenes de soldadura

El proceso de soldadura con electrodos revestidos se rige por normas establecidas y deben cumplir requisitos técnicos impuestos por la AWS (American Welding Society). El diámetro del electrodo seleccionado fue de 4 mm para el recubrimiento del desgaste en el árbol de la bomba Warman, la selección del mismo se justifica por el contenido de carbono presente en el material base, para evitar los esfuerzos térmicos y de contracción, estos esfuerzos originan cargas residuales y distorsiones longitudinales y transversales.

Para establecer el circuito eléctrico formado por los electrodos y el arco se determinó la intensidad de corriente por la ecuación 2.4, que para un diámetro de electrodo de 4 mm, la intensidad de corriente a emplear es de 160 A, corriente continua y polaridad directa. Cuando todas las otras variables se mantienen constantes, el amperaje de soldadura varía con la velocidad de alimentación del electrodo o la rata de fusión, en una relación no lineal. Cuando la velocidad de alimentación del electrodo se varíe, el amperaje de soldadura variará en forma similar si se está utilizando una fuente de potencia de voltaje constante.

La relación entre la velocidad de alimentación del electrodo y la corriente de soldadura se ve afectada por la composición química del electrodo.

La tensión del arco fue calculada por la ecuación 2.5 donde se consideró la intensidad de la corriente, se determinó que la tensión necesaria para realizar el proceso de soldadura es de 18 V, siendo esta magnitud permisible dentro de los parámetros de la soldadura SMAW que es de 5 a 30 V (Maratray, 2000).

A partir de un valor específico del voltaje del arco, un aumento en el voltaje tiende a aplanar el cordón de soldadura e incrementa el ancho de la zona de fusión. Un voltaje excesivamente alto puede causar porosidad, salpicaduras y socavado. La reducción en el voltaje resulta en un cordón de soldadura más angosto con una corona más alta y una penetración más profunda. Un voltaje excesivamente bajo puede causar que el electrodo se embote reportado por Susmel (2012).

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, planteado por Gaul (2011).

La velocidad de soldadura determinada por la ecuación 2.6, donde se tuvo en cuenta el coeficiente de aporte (α_d) de 16 g/A·min, un área de sección transversal del cordón F_t de 0,077 cm² y una densidad del material fundido de 785 g/cm³, se obtuvo una velocidad de soldadura de 0,003 m/s.

En la medida en que se aumenta la velocidad de avance, la cantidad de energía térmica por unidad de longitud de soldadura transferida desde el arco hacia el metal base al principio se aumenta, ya que el arco actúa más directamente sobre el metal base. Con un aumento adicional en la velocidad de avance, se transferirá hacia el metal base menos energía térmica por unidad de longitud de soldadura. Por lo tanto, la fusión del metal base primero se aumenta y luego se disminuye cuando se incrementa la velocidad de avance.

Si se aumenta la velocidad de avance, habrá una tendencia a producir socavado a lo largo de los bordes del cordón de soldadura, debido a que hay insuficiente deposición de metal de aporte para llenar el trayecto fundido por el arco Barsoum y Lundbäck (2009).

La ecuación 2.7 permitió determinar la energía lineal del proceso de soldadura, en la misma se tuvo en cuenta la tensión del arco de 18 V, la intensidad de la corriente de soldadura de 160 A, la velocidad de soldadura de 0,003 m/s y el rendimiento del proceso de soldadura, que para la soldadura SMAW es de 0,75. El valor obtenido para la energía lineal es de 46 637, 5 J/mm.

El valor de la energía lineal alcanzado en cada punto está relacionado con varios factores, como por ejemplo 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, según la literatura consultada (Radhakrishnan, 2000) plantea que la temperatura lograda en un punto determinado guarda una relación inversa con la separación desde la línea de aplicación del calor.

Los efectos más graves, en el material base serán en las zonas cercanas al cordón, debido a la disipación del calor. Esta zona alcanza temperaturas mayores a la de fusión del propio material y por lo comentado anteriormente, la estructura del acero AISI 1050 varía proporcionalmente a la zona afectada por el calor.

3.2.1. Análisis de los cálculos numéricos

El cálculo de la longitud del charco de soldadura se determinó por la ecuación 2.8, la cual tuvo en cuenta una energía entrante, una temperatura de fusión de 1 539 °C, una temperatura ambiente de 34 °C, una conductividad térmica de 18 W/m °C, la energía entrante calculada por la ecuación 2.9 que tiene en cuenta una longitud de unión de 0,0203 m, luego se sustituyó en la ecuación 2.10 que considera la intensidad de corriente, la tensión del arco, la velocidad de recorrido y el rendimiento del proceso. El resultado de la energía entrante es de 3 677 W. Los valores sustituidos en las ecuaciones 2.8; 2.9 y 2.10 establecen que la longitud del charco es de 20 mm.

Esta ecuación se usó para estimar la longitud del charco de soldadura, la cual al combinarse con la velocidad del recorrido de soldadura permitirá determinar el tiempo 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, según plantea Cerjak (1998).

La longitud del charco puede ajustarse para transferir material fundido desde el electrodo hasta la pieza de trabajo, para remover películas superficiales que pudieran existir sobre la pieza de trabajo y promover reacciones complejas entre la escoria, el material base y el gas protector de tal forma que se puedan crear cambios metalúrgicos significativos en la junta, ha sido reportado en los trabajos de Villa *et al.* (1999); Fosca (2003).

En el caso de una soldadura, el flujo de calor desde la fuente depende del espesor de la placa a soldar. En adecuación a la fórmula 2.11 se determinó el parámetro espesor relativo de la placa, que considera la densidad del material ($7,85\text{kg/dm}^3$), la temperatura de fusión ($1\ 539\ ^\circ\text{C}$), la temperatura ambiente ($34\ ^\circ\text{C}$), el calor específico ($490\ \text{J/kg } ^\circ\text{K}$) y la energía entrante ($799\ 500\ \text{J}$), el valor de τ es de 0,21; el mismo permite establecer que la unión a realizar se considera como espesor de placa fina.

El flujo de calor que se extiende en el metal base es extremadamente importante para analizar la soldadura. Pero existe una diferencia entre el calor efectivo ocupado y el calor suministrado y a esto se le va a conocer como eficiencia térmica, es decir el calor expresado por voltaje contra corriente no es el total utilizado en el desarrollo del proceso de soldadura; ya que se presentan pérdidas debido a los cambios de fase y pérdidas debido a la convección y radiación. El calor total suministrado a la pieza se puede considerar como la suma del calor de fusión, el calor de almacenamiento y el calor perdido por convección y radiación, lo que ha sido reportado por Goncalves (2006).

Los parámetros establecidos para considerar placas finas están entre 0,6 y 0,9; de aquí en adelante se considerará placa gruesa. La distinción entre chapa gruesa y fina se refiere al flujo de calor, cuando el flujo es fundamentalmente lateral y por la diferencia de temperaturas entre la superficie y la base que sean pequeña en comparación con la temperatura de fusión, reportado por Dutra y De Paola (1996).

La ecuación 2.12 permitió evaluar la velocidad de enfriamiento del cordón, para lo cual se consideró la temperatura de fusión ($1\ 539\ ^\circ\text{C}$), la temperatura ambiente (34

°C), la conductividad térmica (52 W/m· °C) y la energía entrante (799 500 J). La velocidad de enfriamiento a la cual solidifica el acero AISI 1050 es de 0,220 °C/s.

La velocidad de enfriamiento suele utilizarse para evaluar el riesgo de fisuración en la soldadura. Debido a que la velocidad de enfriamiento varía con la posición y el tiempo, considerando lo anterior se determinó que la velocidad de enfriamiento sobre la línea central de soldadura del acero AISI 1050 pasa a través de una temperatura de interés de (850 °C) que ocurre la transformación a martensita, según lo reportado por Muñoz (2009).

Sin embargo, las planchas de mayores espesores producen más alto grado de enfriamiento de sus zonas afectadas durante la soldadura. Por lo tanto, las chapas de mayor espesor requieren una composición de mayor templabilidad principalmente por la razón de tratamiento térmico, previo a la soldadura.

La ecuación 2.11 permitió determinar el tiempo de enfriamiento del cordón, se consideró el rendimiento del proceso, la intensidad de corriente, la temperatura de fusión, la velocidad de soldadura y la tensión del arco. El tiempo será de 23 min.

El tiempo de enfriamiento calculado de 23 min contribuye favorablemente en la relajación de tensiones y permite atenuar los centros de cristalización que se forman en el retículo cristalino como resultado del gradiente térmico y el grado de subenfriamiento durante el proceso de solidificación.

En la práctica actual es usual laminar en intervalos de temperatura de transformación, e incluso en el propio campo ferrítico; de esta forma, se obtienen finas estructuras de subgrano en la ferrita, que contribuyen en cierta medida al reforzamiento. Alternativamente, el laminado puede concluirse en la zona de transformación γ - α y alterarse mediante las velocidades de enfriamiento, más o menos rápidas. Si, por el contrario, se emplean velocidades de enfriamiento lentas, se obtienen menores resistencias que al enfriar rápidamente después de la operación de laminado (mediante duchas con agua). Con este último procedimiento se puede pasar de tener una ferrita equiaxial, a otra con estructura "Widmanstätten" con una densidad de dislocaciones más alta y como resultado, mejores propiedades mecánicas.

3.2.2. Análisis de los cálculos de costo de la soldadura

El procedimiento de soldadura es el punto de partida para estimar los costos del proceso. El procedimiento puede definir las variables de soldadura y proveer las bases para la reproducibilidad y la consistencia durante la reproducción. Muchas empresas tienen estandarizados los procedimientos que son usados para varios trabajos de similar naturaleza.

Por la ecuación 2.14 se calculó el tiempo principal de soldadura donde se tuvo en cuenta el peso específico de la aleación AISI 1050 que es de $7,85 \text{ g/cm}^3$, el área de la sección transversal del cordón calculada es de $0,0772 \text{ cm}^2$, la longitud del cordón de soldadura es de 46 mm, la intensidad de corriente es de 160 A y el coeficiente de depósito considerado fue 9, por lo que el tiempo de soldadura es de 0,18 min.

La cantidad de electrodos necesarios calculado por la ecuación 2.15 para un área de la sección transversal de la junta de $7,72 \text{ mm}^2$, la longitud a soldar, la densidad del material de aporte ($7,85 \text{ g/cm}^3$) se tendrá que será 0,003 kg de electrodos teniendo en cuenta las diferentes pasadas.

Para determinar el costo total por peso de kilogramo depositado, se empleó la ecuación 2.16, la cual tiene en cuenta el costo del material de aporte que es de \$ 6,80; el costo de la mano de obra (\$ 25,20); los costos indirectos (\$ 7,20); el costo de la energía eléctrica (\$ 0,13); la velocidad de deposición (25,2 kg/h), la eficiencia del proceso (0,75) y el factor de marcha u operatividad (24). En el proceso de soldadura se incurre en un costo en peso por kilogramo de 32,60 \$/kg, donde se han incluidos todos los elementos de costos para una unión soldada que aparece en el anexo 1).

Todas las empresas tienen algún sistema para manejar y determinar los costos por gastos generales. La asignación de los costos por gastos generales es usualmente una función del departamento de contabilidad. La distribución de los costos por gastos generales puede variar con el sistema en uso. Los sistemas comúnmente distribuyen los costos por gastos generales en concordancia con el costo de la mano de obra directa, los cuales deben ser exactos.

3.3. Análisis del comportamiento microestructural

Muchos de los cambios metalúrgicos, geométricos y superficiales, sucedidos en la soldadura, son producto de diversas causas como el aumento de la velocidad de depósito en la geometría del charco de soldadura, el efecto de la polaridad de la corriente, la extensión y diámetro del electrodo. Además, los factores anteriormente mencionados modifican la tasa de fusión, el tamaño de grano y la penetración de la soldadura por arco.

Para el análisis microestructural de los depósitos de soldadura en el árbol de la bomba Warman fabricado con el acero AISI 1050 y realizado por el proceso manual con electrodo E 7018 se analizaron las zonas donde existen transformaciones de fase como la zona fundida (ZF), la zona de influencia térmica (ZIT) y el metal base (MB).

3.3.1. Análisis microestructural de la zona fundida

Se realizó el análisis microestructural para la zona fundida del depósito de los cordones. En la figura 3.2a se muestra la zona fundida para el depósito del primer cordón y en la figura 3.2b el depósito del segundo cordón.

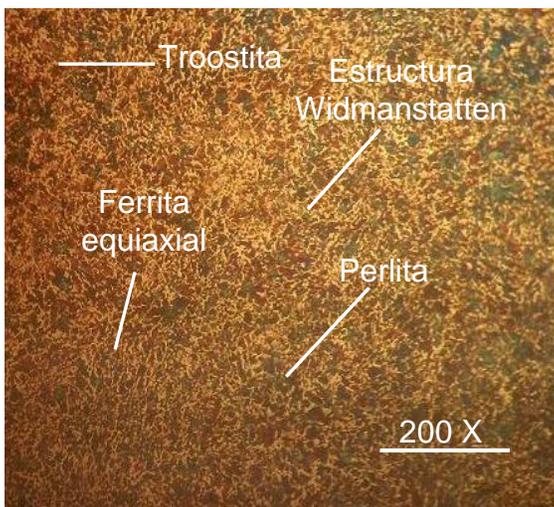


Figura 3.2a. Zona fundida del 1er cordón.

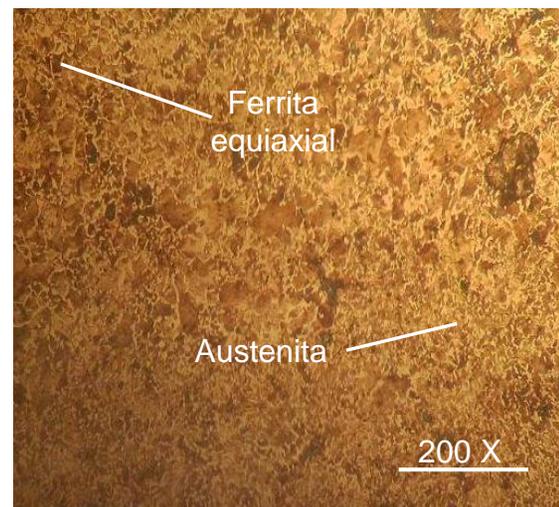


Figura 3.2b. Zona fundida del 2do cordón.

En la zona fundida para el primer cordón (figura 3.2a) puede observarse que los microconstituyentes presentes son perlita y ferrita, caracterizado por una zona de grano fino: ferrita (blanco) y perlita (negro), la estructura del metal depositado presenta un fondo de granos muy finos del tipo troostítico y grano grueso con red

de ferrita y la zona fundida del metal base (parte clara) presenta granos finos, alineados y aciculares (estructura Widmanstätten).

En la zona fundida (figura 3.2b) se observa granos de ferrita equiaxial y granos de ferrita columnar, además de la presencia de austenita metaestable alrededor de los granos de ferrita. Se observa que la red de austenita no está muy bien formada alrededor de los granos en algunas zonas posiblemente debido a la rápida velocidad de enfriamiento.

Se aprecia el efecto del tratamiento térmico que ejerce el pase de relleno sobre la raíz y entre pase; esto origina un reacomodo columnar típico de la solidificación del metal.

3.3.2. Análisis del comportamiento microestructural en la interfase

Las características en la soldabilidad en esta zona depende principalmente de los parámetros o variables que tienen mayor influencia sobre el proceso, tales como: la corriente de soldadura, la velocidad de avance y el equilibrio de fuerzas de presión del arco sobre el charco metálico. Las figuras 3.3a y 3.3b, muestran el comportamiento microestructural en esta zona.

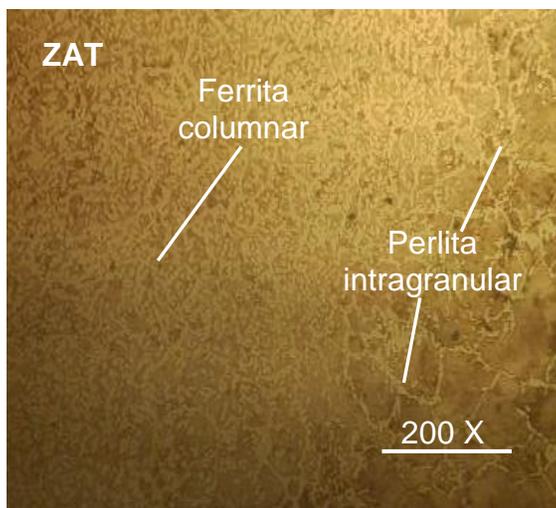


Figura 3.3a. Interfase del 1er cordón.

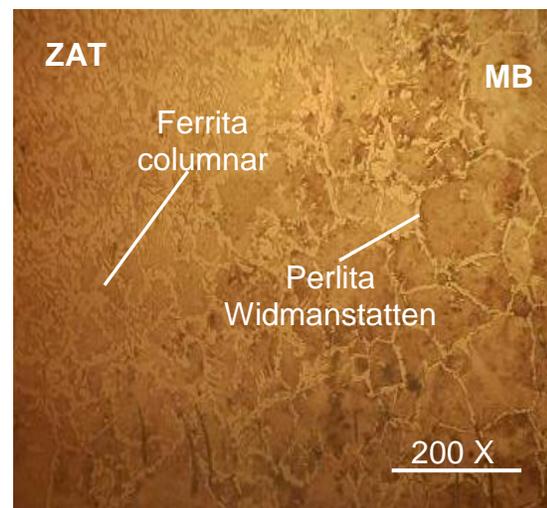


Figura 3.3b. Interfase del 2do cordón.

Los resultados que se muestran en la figura 3.3a, depósito del primer cordón, una estructura de forma de ferrita columnar dendrítica en la superficie del cordón, en la zona media se observa ferrita más ferrita acicular en regiones preferenciales, en la parte inferior del cordón se encontró ferrita. La estructura ferrita acicular se forma

a partir de un enfriamiento rápido. Mientras la perlita se encuentra en pequeñas cantidades de forma intergranular.

En la figura 3.3b se ha obtenido la transformación de ferrita a ferrita de granos más finos. Se aprecia una microestructura más fina en el metal base, lo cual se puede explicar en términos de un proceso de recristalización forzada por un incremento en la temperatura y el posterior enfriamiento brusco de las zonas cercanas a la zona de fusión, generándose una zona de grano más fina, trayendo como consecuencia una diferencia en cuanto a las propiedades mecánicas.

En la figura 3.3b, se puede apreciar pocos granos equiaxiales de ferrita al centro y granos alargados de ferrita en mayor proporción similar a la figura 3.3a. Se presenta también austenita primaria alrededor de los granos de ferrita con mayor crecimiento de perlita Widmanstätten que en las condiciones anteriores, la cual llega a atravesar los granos de ferrita aparentando una estructura más desordenada.

3.3.3. Análisis del comportamiento microestructural en la ZAT

Las transformaciones de fase pueden relacionarse con la transformación observada a 850 °C durante la aplicación de los ciclos térmicos en la ZAT, siendo esta la temperatura en la cual el acero inicia su proceso de austenitización, por lo que algunas fases son diluidas durante el calentamiento. El comportamiento microestructural de la ZAT se muestra en las figuras 3.4a y 3.4b.

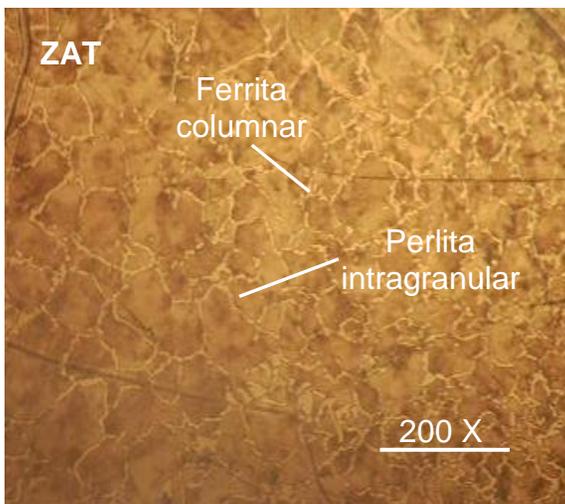


Figura 3.4a. ZAT del 1er cordón.

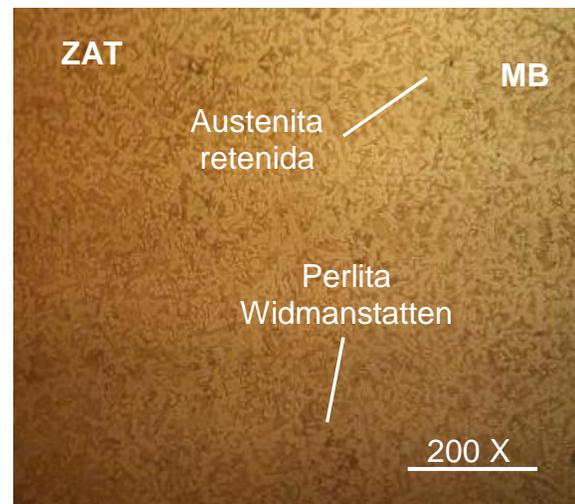


Figura 3.4b. ZAT del 2do cordón.

En el paso de raíz de la unión soldada (figura 3.4a), las transformaciones del acero AISI 1050 son más notables, observándose la transformación de la fase ferrita y la perlita, en ferrita de borde de grano, ferrita acicular y bainita inferior. Las transformaciones ocurren en la ZAT al no alcanzar la temperatura de austenitización y ser sometidas a velocidades de enfriamientos moderadas, lo que resulta en las microestructuras mencionadas anteriormente.

En la primera, se puede apreciar un tamaño de grano mayor y la presencia de porciones pequeñas de ferrita. Esta estructura implica un valor de dureza ligeramente superior al que se mide para el metal base después del proceso de soldadura, por tener una buena penetración, fusión de la soldadura y presentar una superficie más uniforme.

La trayectoria seguida en forma ascendente que se muestra en la figura 3.4b comienza con una macrofotografía que muestra el cordón en la zona fundida y en zona afectada por el calor y la sección tomada en la probeta para el análisis siguiente. Se muestra una sección de estructuras del tipo Widmanstätten, pero refinada y austenita retenida

Esto es debido a que el último cordón de soldadura, su microestructura ya no es refinada por pasadas subsiguientes, debido a que en los cordones subsiguientes su microestructura es afectada térmicamente.

3.4. Análisis de la microdureza

En la tabla 3.1 se reportan los resultados de dureza obtenidos para el material de acuerdo a cada condición de aporte térmico empleado. Se muestra un esquema de la secuencia de mediciones de durezas realizados en las secciones transversales y longitudinales del cordón de soldadura.

Tabla 3.1. Resultados de las mediciones de dureza

Condiciones de soldeo	Cordones	Corriente (I)	Voltaje (V)	Velocidad (m/s)	Temper precalent	Dureza (HV)
1(horizontal)	1er cordón	160	18	0,003	230 °C	370
2 (horizontal)	2do cordón	160	18	0,003	230 °C	345
3 (vertical)	1er cordón	160	18	0,003	230 °C	365
4 (vertical)	2do cordón	160	18	0,003	230 °C	350

Se realizó con el objetivo de determinar las variaciones asociadas a la geometría de la pileta ya que no se alcanza la misma deformación en todos los puntos de las zonas de soldadura. Como se observa en la tabla 3.1, entre el depósito del primer y el segundo cordón en la condición de soldadura horizontal existe un descenso de la dureza desde 370 hasta 345 HV.

Al realizar la medición de los perfiles de dureza en la condición de soldadura en la dirección vertical, se observa que ha disminuido desde 365 hasta 350 HV, pero también decrece desde 370 hasta 365 HV con respecto a las mediciones horizontal y vertical.

El incremento de las durezas en la posición vertical se asocia a la presencia de la estructura Widmanstätten, de la cual se apreció mayor formación en el depósito del primer cordón, lo que demuestra que a mayor introducción de calor en el material base, existen mayores transformaciones debido a los ciclos de calentamiento y enfriamiento. El menor tamaño de grano y la mayor densidad de dislocaciones hacen entonces que la fase widmanstätten tenga una dureza mayor.

3.5. Análisis económico

Los costos se definen como aquellos recursos que aplicamos en la fabricación de los bienes o servicios que la empresa ofrece, por el contrario los gastos serían aquellos recursos, aplicados en el período contable, en los que se incurrió para conseguir los ingresos de un determinado período o que fueron necesarios para que la empresa pudiera existir durante el mismo. En la tabla 3.3 se recogen los costos por conceptos de recuperación del árbol de la bomba Warman.

Tabla 3.14. Resumen de los costos de la reparación.

Descripción	Costos \$
Costo de la mano de obra	25,20
Costo de materiales	6,80
Costo de medios de trabajo	0,20
Otros costos	35,06
Total	67,26

Como se puede apreciar en la tabla anterior, al estimar los costos de reparación del árbol de la bomba Warman, durante el proceso de soldadura, este asciende a un costo total de 67,26CUP.

3.6. Impacto ambiental

En todos los tipos de soldadura es esencial que el soldador se proteja de las radiaciones ultravioletas e infrarrojas invisibles y de la poderosa luz azul visible. Estas radiaciones pueden causar distintas afectaciones a la vista y otros órganos. Las enfermedades oftálmicas más comunes debido a estas radiaciones son la queratitis, la conjuntivitis y las cataratas. La queratitis es una inflamación de la córnea caracterizada por infiltración con matidez de la superficie y disminución de la transparencia.

Sus síntomas son dolor, lagrimeo, fotofobia y disminución de la visión. Se distinguen tres variedades: superficial, profunda y úlcera de córnea. Se conoce que la radiación ultravioleta emitida por el arco de soldadura puede causar numerosas y pequeñas quemaduras en la cornea y también provocar conjuntivitis, la que se presenta cuando se inflama la conjuntiva, una delicada membrana que tapiza los párpados y cubre la porción anterior del globo ocular. Sus síntomas son el enrojecimiento por inyección vascular, molestias, secreciones diversas y fotofobia, que no es más que una sensación ocular desagradable que se experimenta bajo el efecto de la luz.

La exposición prolongada puede provocar la aparición de otra afección llamada catarata, que se caracteriza por la aparición de una opacidad blanca o grisácea y por la disminución de la vista o visión de puntos y manchas negras. Las cataratas se producen cuando el cristalino se vuelve opaco a causa de un proceso degenerativo de su tejido constitutivo. En casos extremos puede conducir a la pérdida completa de la visión. La radiación infrarroja puede causar daños térmicos permanentes y la intensa luz azul visible puede además causar daños en la retina.

3.7. Conclusiones del capítulo 3

- ✓ Al establecer el ciclo térmico de soldadura se determinó que para diferentes depósitos de cordones, existe una tendencia a la transformación de fases en la unión soldada, lo que a su vez incide en el comportamiento microestructural del material base.
- ✓ Se realizó el análisis microestructural de las diferentes zonas que constituyen el cordón de soldadura (zona fundida, zona de influencia térmica e interfase), para los diferentes depósitos de cordones, así como la microdureza que presenta el acero AISI 1050.
- ✓ Los procedimientos establecidos para determinar la susceptibilidad del agrietamiento en la soldadura del acero AISI 1050 permiten establecer que en caso de la no aplicación de tratamiento térmico, el mismo tiende a la fisuración en caliente.



Conclusiones generales

- Para un carbono de 0,51 % y un carbono equivalente total de 0,68 % determinado por el diagrama de Graville, el árbol de la bomba Warman fabricado de acero AISI 1050 es susceptible al agrietamiento durante el proceso de soldadura.
- En el proceso de recuperación del acero AISI 1050 en los depósitos del primer cordón se obtienen estructuras con tendencia a la formación de grietas como la perlita Widmanstätten, sin embargo el pase de relleno actúa como un tratamiento térmico y la transforma a ferrita equiaxial que mitiga el efecto de las grietas.
- En los perfiles de dureza realizados en los depósitos de los cordones de soldadura se determinó una dureza de 370 hasta 345 HV en la dirección horizontal y una dureza desde 365 hasta 350 en la dirección vertical, en ambas posiciones disminuyó debido a la soldadura multipasada.
- Al determinar los efectos económicos por afectaciones del desgaste del árbol de la bomba Warman, donde interviene mano de obra, materiales, equipos y máquinas, incurre en un costo de 67,26CUP.



Recomendaciones

- Proponer a la empresa "Comandante Ernesto Che Guevara" revisar mecanismo de sujeción y trabajo de la bomba ya que el mismo no debe sufrir desgaste por las condiciones de trabajo.
- Determinar en próxima investigación a través de la mecánica de los fluidos, si los regímenes de operaciones del sistema, están en correspondencia con lo establecidos por el fabricante.
- Efectuar un análisis estadístico para determinar las probabilidades de fallos de los árboles de las bombas Warman durante los períodos establecidos entre paradas por mantenimiento.

Referencias



Bibliografías

1. AESTU, Asociación Española de Soldadura y Tecnología de Unión, Curso de Formación de Ingenieros Europeos de Soldadura, Pontificia Universidad Católica, España. 2002.
2. Apraiz, J. Tratamientos Térmicos de los Aceros, Ed Dossat, Madrid, 1971.
3. AWS. The metallurgy, welding and qualification of microalloyed (HSLA) steel weldments, AWS international conference. Houston, Texas: s.n, 1996.
4. Bakker, F.; Horestreydt, A. Soldadura por arco, Madrid, 1968.
5. Barsoum, Z.; Lundbäck, A. Simplified FE welding simulation of fillet welds – 3D effects on the formation residual stresses. Engineering Failure Analysis. 2009;16 (16):2281 - 9. ISSN 1350-6307.
6. Bailey, N. Weldability of Ferritic Steels. The Welding Institute, 1995.
7. Bermúdez, M. Erosión - corrosión de tantalio y aceros inoxidable, Memorias del IX Congreso de Ciencia y Tecnología de Materiales, Madrid, España, 2003.
8. Bhadeshia, H. A direct analysis of twinning in a low alloy martensite, Department of Materials Science and Metallurgy, Cambridge. 1979.
9. Burgos, J., Tecnología de Soldadura. Editorial Pueblo y Educación. 1987.
10. Calderón, M. Nitruración en Baño de Sales, Universidad Nacional Mayor de San Marcos, Tesis, Lima, Perú. 1984.
11. Cary, H. Modern Welding Technology, 4th ed. Prentice Hall. Ohio. USA. 1998. pp. 107-2.
12. Caubet, J. Teoría y Práctica Industrial del rozamiento. España, 1971.
13. Cerjak, H. Mathematical Modelling of Weld Phenomena 4. Materials Modelling Series. Primera edición. 1998.
14. Casillas, A. Cálculo de talleres. 5^a ed., Madrid, España 1982. Pág 316-321.
15. Coromant Corokey., Guía de aplicación de herramientas. pp 38 – 43, 1996.
16. Dutra, J.; De Paola, O. Comparacao entre o proceso MIG/MAG convencional e pulsada. XXII ENTS- Blumeneau/ S.C, 1996, 239-243.
17. Easterling, k. Introduction to the physical metallurgy of welding, s.l. 2nd edition, Butterworth-Heinemann, Oxford, UK., 1992.



18. Ferraresi , V.; Modenesi, P.; Mastelari, N.; Trevisan, R. Utilization of acoustic emission to detect reheat cracks during post weld heat treatment, Brasil. 2000.
19. Fleischer, F. Tribología y Fiabilidad. Mandeburgo 1980.
20. Gaul, H.; Weber, G.; Rethmeier, M. Evaluation of fatigue crack propagation in spot welded joints by stiffness measurements. International Journal of Fatigue. 2011; 33:740 - 5. ISSN 0142-1123. DOI 10.1016/j.ijfatigue.2010.12.005.
21. Gómez, F.; Martínez, R. Calculo y estudio estructural de las uniones realizadas en Guijos fracturados. Propuesta Tecnológica. UCLV 1999.
22. Goncalves, C. Estimation of heat source and thermal efficiency in GTAW process by using inverse techniques. Journal of Materials Processing Technology 172, 42 - 51. 2006.
23. Guliar, A., Metalografía, Tomo 1 y 2, Edit MIR Moscú. 1978.
24. Glizmanenko, D., Soldadura y corte de metales. La Habana. Instituto Cubano del Libro. 1975.
25. Haidar, J. An analysis of the formation of metal droplets in arc welding, CSIRO Telecommunications and Industrial Physics, Australia, 1998.
26. Hart, P.; Twi, M. Hydrogen cracking-its causes, costs and future occurrence. London 2000.
27. Howard, B., Manual de Soldadura Moderna Tomo 3, Prentice Hall. Segunda edición. 1992.
28. Hyde, T.; Sun, W.; Williams, J. Creep behaviour of parent, weld and HAZ materials of new, service-aged and repaired 1/2Cr1/2Mo1/4V: 2 1/4Cr1Mo pipe welds at 640 °C, Nottingham, U.K, 1999.
29. James, M.; Buck, O. Quantitative Non - destructive Measurements of Residual, Stresses, CRC, Critical Reviews in Solid State and Materials Science, Vol. 9, Issue 1. 1980.
30. Kihl, D. Stochastic fatigue damage accumulation under broadband loadings, International Journal of Fatigue , Vol. 17, No. 5 pp. 321-329, (1995).
31. Kragelski, I., Friction and Wear. Butterworth, London 1978.



32. Kragelski, I.; Kombatov, V., Fundamentos de los cálculos de fricción y desgaste, Mashinoestroyeniye, Moscú. 1982.
33. Lajtín, Yu.; Arzamásov, B. Tratamiento termoquímicos de los metales, Editorial MIR, Moscú. 1985.
34. Li, C.; Zhu, Z.; Liu, T. Microhardness of pore walls in porous titanium prepared with novel powder metallurgy. Powder Metallurgy, 48 (3) 237 – 240, 2005.
35. Lippold, J.; Kotecki, D. Welding metallurgy and weldability of stainless steels, 1st edition. Jhon Wiley & Sons, New Jersey, USA. 2005.
36. Lord, M.; Svensson, L.; Bhadeshia, H. Silicon - Rich Bainitic Steel Welds, Department of Materials Science and Metallurgy, University of Cambridge. 2003.
37. Maratray, F., Recargues por soldaduras resistentes a la abrasión. Disponible en Web World Wide en www.soldadura.com. Consultado en marzo de 2000.
38. Maroef, I.; Olson; D.; Eberhart; M.; Edwards; G. Hidrógeno atrapado en la soldadura de un acero ferrítico. Revisión Internacional de materiales. 47(4), 191-223. 2002. Mathar J. Transaccions ASME, 56, (4), 249 - 254. 1934.
39. Mathar, J. Transaccions ASME, 56, (4), pp. 249 - 254. 1934.
40. Mathew, P. Neural network modelling of hot deformation of austenite, Wolfson College, University of Cambridge. 2001.
41. Moya, L. Algunas Consideraciones Sobre el Diseño, Recuperación y Explotación de los elementos de los Molinos de caña de azúcar. UCLV 2002
42. Muñoz, A. Tensiones residuales generadas en la ZAC y su influencia en la tenacidad a la fractura en los aceros HSLA, bajo un proceso de soldeo por arco sumergido. Tesis Doctoral. Tutor Prof. Tit. Rafael González Palma. Cádiz, 2009.
43. Muruganath, M. Design of welding alloys creep and toughness, University of Cambridge, 2002.
44. Nemchinsky, V. Heat transfer in a liquid droplet hanging at the tip of an electrode during arc welding, ESAB Welding and Cutting Products, USA. 1996.



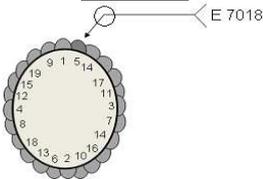
45. Niebles, E. Desarrollo de un modelo y de una base de conocimientos para el diseño de producto soldados, Tesis de maestría, Universidad del Norte Barranquilla, Colombia, 2007.
46. Park, Y.; Maroef; I.; Landau, A. y Olson, D. Retained Austenite as a Hydrogen Trap in Steel Welds, *Welding Journal*, February, 27s - 35s. 2002.
47. Radhakrishnan, V. Hot cracking in austenitic stainless steel weld metals. *Science and Technology of welding and Joined Magazine*. 5 (1) 25 – 32, 2000.
48. Ramírez, G. introducción a la técnica de ensayo no destructivos, Ed. Instituto Nacional de técnicas aeroespaciales, Madrid, 1980.
49. Ramos, A. Estudio del Daño Acumulado en el Comportamiento a la Fatiga del Acero SAE 4340 Templado y Revenido, Tesis, Escuela de Ingeniería Metalúrgica, Noviembre del 2004.
50. Rodríguez, H. Metalurgia de la soldadura de la Soldadura – 1 ed - Pueblo y Educación. La Habana. 1983. 613 p.
51. Rowe, R.; Jeffeus, L. Manual de Soldadura GMAW (MIG – MAG). Paraninfo Ediciones. España. 2008.
52. SAGER S.A. Manual de soldadura, SAGER, Cali. 2004.
53. Sánchez-Marin, L. Tecnología de los Materiales Industriales, Ed. Cedel, Barcelona. 1974.
54. Saya, R., Comportamiento a la Fatiga de Juntas Soldadas de un Acero inoxidable AISI 316 L, Tesis, Escuela de Ingeniería Metalúrgica, 2004.
55. Séférian, D. Las Soldaduras Técnica – Control, Ed Urmo, España. 1981.
56. Séférian, D. Metalurgia de la Soldadura , Ed Tecnos, España. 1962.
57. Sonsino, A. Damage accumulation under variable amplitude loading of welded medium- and high - strength steels, *International Journal of Fatigue*, 26, 2004.
58. Susmel, L. Modified Wöhler Curve Method and multiaxial fatigue assessment of thin welded joints. *International Journal of Fatigue*. 2012; 43:30 - 42. ISSN 0142-1123. DOI 10.1016/j.ijfatigue.2012.01.026.



59. Sree-Harsha Lalam, Modelling of mechanical proprieties of ferritic weld metals
Departament of Materials Science and Metallurgy, Cambridge. 2000.
60. Stout, R.; Doty, W. Weldability of Steels. Welding Research Council, 1971.
61. Svensson, L.; Bhadeshia, H.; Gretoft, B. The growth rate of allotriomorphic
ferrite in low-alloy steel welds deposits, University of Oulu, Finland. 1983.
62. Talero, J.; Muñoz, M., Introducción al cálculo de estructuras metálicas según
Eurocódigo 3. 1era Edición corregida. España. 2000.
63. Verdeja, L.; González, R., El desgaste de materiales en el crisol de horno alto:
conceptos generales. Revista de minas. Madrid: No 13 y 14, 1996.
64. Villa-Rabasa, Alla.; K., Hernández, G., Apuntes de metalurgia de soldadura.
SEPI-ESIME-IPN. 1999.
65. Wang, J. Effect of Martensite and Austenite on Grinding Media Wear, Wear
122, 1998, págs. 285 - 299.
66. Weman, K. Welding processes handbook. New York: CRC Press LLC. ISBN 0-
8493-1773-8.2003.
67. Zúñiga, C.; Valverde, Q.; Fosca, C Modelización del ciclo térmico de la
soldadura multipase por arco. Departamento de ingeniería: Universidad
Católica de Perú 2005.



ANEXO 1

No: <u>01</u> OT: _____ Proceso de Soldadura: <u>SMAW</u> Elaborado por: <u>Aliandris Aguirre Moracén</u> Fecha: _____		Denominación: _____ Destino: <u>Bomba Warman</u> Tipo: <u>Manual</u> Rev por: <u>Tomás Fernández</u> Fecha: _____	
Metal Base: Especificación SFA No: <u>AISI 1050</u> C: <u>0,51</u> ; Si: <u>0,24</u> ; Mn: <u>0,77</u> ; Cr: <u>0,06</u> ; Ni: <u>0,036</u> ; Cu: <u>0,085</u>		Croquis: 	
Clasificación AWS:	<u>E 7018</u>		
Dimensión del Electrodo:	<u>4 x 345</u>		
Espesor del depósito:	<u>58 mm</u>		
Preparación:	<u>Mecánica</u>		
Fundente del elect. (Clase)	<u>Básico</u>		
Posición: Posición de la ranura: _____ Progresión de soldadura: Ascend. <input type="checkbox"/> Descend. <input type="checkbox"/> Plana: <input checked="" type="checkbox"/>		Pre calentamiento: Temp. Mín. de Precal: <u>230 °C</u> Temp. Máx. de Interpasos: _____ °C Temp. de Post: _____ °C Otros TT: _____	
Tratamiento Térmico Post – Soldadura: Rango de Temp.: <u>800 - 500 °C</u> Tiempo de permanencia: <u>48 hrs</u> Enfriamiento: al aire <input checked="" type="checkbox"/> Medio: al aire _____		Gas: Gas: _____ Mezcla: _____ Flujo: _____ Protección: _____	

Características eléctricas: Corriente: <u>Alterna</u> Polaridad: <u>CCPN</u> Voltaje (Rango) <u>18</u> (Volts) Amperaje: <u>160</u> (Amp:) _____								
Técnica: Dimensiones de la boquilla: _____ Método de ranurado posterior de la raíz: <input checked="" type="checkbox"/> Mov del electrodo: Recto <input type="checkbox"/> Oscilatorio <input checked="" type="checkbox"/> Distancia boquilla superficie de trabajo: _____ Pases sencillos o múltiples (por lados): <u>sencillos</u> Electrodo: Sencillos <input checked="" type="checkbox"/> Múltiples _____ Velocidad de ejecución (Rango): h /m. Martillado: <u>No</u> Otros: _____					Valoración económica: Valor inicial: <u>18 000 CUC</u> Precio de recup.: \$ <u>45,26</u> Gasto de material: kg. <u>6,80</u> Gasto de mano de obra: hrs. <u>5</u> Otros gastos: <u>35,06</u> Peso de pieza: kg. <u>42</u> Costo de recuperación: \$ <u>67,26</u> Ahorro: _____			
No. cordón	Proc	Metal de aporte Clase	Diám	Corriente AC/CD	AMP	Voltaje Mín Max		Vel de ejec (mm/s)
1	SMAW	E 7018	4 mm	AC	160	18,2	25	0,003
2	SMAW	E 7018	4 mm	AC	160	18,2	25	0,003
n	SMAW	E 7018	4 mm	AC	160	18,2	25	0,003



Técnica de reparación o mantenimiento preventivo

1. Tipo de limpieza inicial y entre pases:

Cepillo solventes _____ abrasivos _____ Calor _____ otros _____

2. Preparación:

- Maquinar la superficie a recuperar.
- Eliminar toda grasa y suciedades del metal.
- Limpiar con acetona u otro líquido la superficie a soldar.

3. Factores del paro de trabajo

- Desgaste por:

Impacto _____ Presión/Fricción _____ Abrasión _____ Corrosión _____ Calor
 Cavitación _____ Erosión

- Rotura por:

_____ Accidente _____ Fatiga Choque _____ Sobrecarga _____ Temperatura

4. Otros

_____ Defectos de fundición _____ Defectos por maquinado

5. Técnicas de Aplicación

- Revisar el material que esté limpio de suciedad.
- Control de la temperatura de calentamiento y mantenerla durante el proceso.
- Evitar el derrame del depósito en los extremos.
- Limpiar cada cordón después del primer pase o al concluir el mismo.
- No depositar cordones de forma continua para evitar torceduras.