



MINISTERIO DE EDUCACIÓN SUPERIOR
INSTITUTO SUPERIOR MINERO METALÚRGICO
Dr. ANTONIO NÚÑEZ JIMÉNEZ
FACULTAD METALURGIA ELECTROMECAÁNICA
DEPARTAMENTO INGENIERÍA MECÁNICA

Tesis en opción al título de Ingeniero Mecánico

Tesis en opción al título de Ingeniero Mecánico

**Efecto del ciclo térmico de soldadura por arco
eléctrico en un acero bajo aleado**

Autora: Milena Almira Castillo

Moa - 2016

“Año 58 de la Revolución”



MINISTERIO DE EDUCACIÓN SUPERIOR
INSTITUTO SUPERIOR MINERO METALÚRGICO
Dr. ANTONIO NÚÑEZ JIMÉNEZ
FACULTAD METALURGIA ELECTROMECAÁNICA
DEPARTAMENTO INGENIERÍA MECÁNICA

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

**Efecto del ciclo térmico de soldadura por arco
eléctrico en un acero bajo aleado**

Autora: Milena Almira Castillo

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

Moa - 2016

“Año 58 de la Revolución”

Declaración de Autoridad

Yo: Milena Almira Castillo

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

Milena Almira Castillo

Dr. C. Tomás H. Fernández Columbié

Agradecimientos:

A Dios por darme vida y fuerzas para alcanzar mi sueño.

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

A mi tutor, el Dr. C. Tomás Fernández Columbié por confiar en mí en la realización de este trabajo.

A la Revolución, por darme la oportunidad de convertirme en profesional .

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

A mis amigos que siempre creyeron en mí.

A los que de una forma u otra me apoyaron y ayudaron.

A todos

Muchas Gracias.

Dedicatoria:

Quiero dedicar este trabajo a mis familiares.

A mi madre: Gladis E Castillo Espinosa,

A mi padre: Edian Almira Espinosa,

A mi esposo: José A Mendoza Matilla,

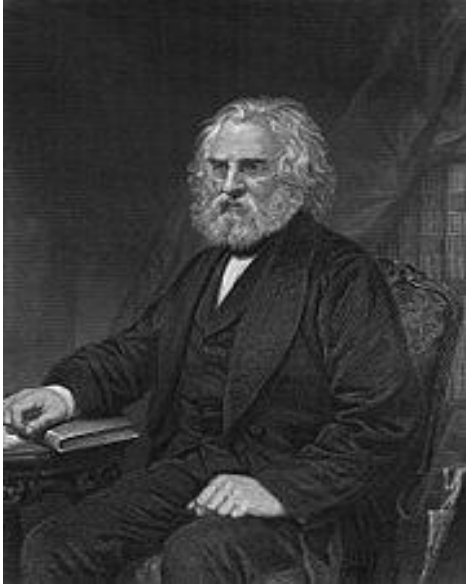
A mis abuelas y abuelos,

A mis tíos y primos,

A mis amistades.

Pensamiento

***La clave del éxito depende sólo de lo que
podamos hacer de la mejor manera posible.***



***Henry Wadsworth
Longfellow***

TABLA DE CONTENIDOS

SÍNTESIS	Pág
INTRODUCCIÓN	
CAPÍTULO 1. MARCO TEÓRICO. ANTECEDENTES INVESTIGATIVOS	
1.1. Introducción	5
1.2. Fatiga en uniones soldadas	5
1.3. Defectos en uniones soldadas	7
1.3.1. Detección de defectos en soldaduras	10
1.4. Aceros de baja aleación	12
1.5. Agrietamiento en uniones soldadas	14
1.6. Resistencia mecánica en estructuras soldadas	15
1.6.1. Modificaciones estructurales y físico – química en el metal base	18
1.7. Soldadura de juntas en las tuberías	18
1.8. Conclusiones del capítulo 1	20
CAPÍTULO 2. MATERIALES Y MÉTODOS	
2.1. Introducción	22
2.2. Composición química del metal base	22
2.3. Caracterización de la zona averiada	23
2.4. Elaboración de la soldadura	24
2.4.1. Material de aporte para la soldadura	25
2.4.2. Cálculo del carbono equivalente	25
2.5. Máquinas y equipos empleados en la experimentación	28
2.5.1. Pulidora metalográfica montasupal	28
2.5.2. Máquina de soldar empleada en la soldadura	29
2.5.3. Máquina fresadora	29
2.5.4. Microscopio óptico	30
2.6. Cálculo del ciclo térmico	30
2.6.1. Cálculo de la intensidad de corriente	30
2.6.2. Determinación del voltaje del arco eléctrico	31
2.6.3. Cálculo de la velocidad de soldadura	31

2.6.4. Cálculo de la energía lineal del proceso de soldadura	31
2.6.5. Cálculos numéricos para la soldadura por arco eléctrico	32
2.6.6. Cálculo de la velocidad de enfriamiento del cordón	33
2.7. Cálculo de costo del proceso de soldadura	34
2.8. Preparación metalográfica de la probeta	36
2.8.1. Desbaste y pulido	37
2.8.2. Limpieza y lavado de las superficies a investigar	37
2.8.3. Ataque químico	37
2.8.4. Ensayo de microscopia óptica	38
2.8.5. Ensayo de dureza	39
2.9. Conclusiones del capítulo 2	40
CAPÍTULO 3. ANÁLISIS DE LOS RESULTADOS	
3.1. Introducción	41
3.2. Análisis de la susceptibilidad al agrietamiento	41
3.3. Análisis de los regímenes de soldadura	43
3.3.1. Análisis de los cálculos numéricos	45
3.3.2. Análisis de los cálculos de costo de la soldadura	47
3.4. Análisis del comportamiento microestructural	48
3.4.1. Análisis microestructural en la primer zona fundida	49
3.4.2. Análisis del comportamiento microestructural en el 4to y 5to cordón	50
3.4.3. Análisis microestructural para el 7mo y 8vo cordón	52
3.4.4. Análisis microestructural para el 11no y décimo segundo cordón	54
3.5. Análisis de la microdureza	55
3.5.1. Análisis de regresión para la dureza	57
3.6. Análisis económico	59
3.7. Impacto ambiental	59
3.8. Conclusiones del capítulo 3	61
CONCLUSIONES GENERALES.	
RECOMENDACIONES.	
REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS	



Resumen

Este trabajo tiene como objetivo establecer el comportamiento microestructural del acero ASTM 15223.9 del cual está fabricado el domo de la caldera luego de ser recuperado por el proceso de soldadura manual con electrodo revestido del tipo E 7018. A partir de las grietas presentes en la soldadura que une al domo con la pared trasera de la caldera, 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 ASTM 15223.9 no es susceptible al agrietamiento bajo condiciones de soldadura. Las microestructuras obtenidas en el depósito del segundo cordón consistente presenta un fondo de granos muy finos del tipo troostítico y grano grueso con red de ferrita, lo cual se demostró en el análisis de la dureza desde 370 HV para el primer cordón hasta 365 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 work has as objective to establish the behavior microestructural of the steel ASTM 15223.9 of the one which the dome of the boiler is manufactured after being recovered by the process of manual welding with had electrode of the type AND 7018. Starting from the present cracks in the welding that unites to the dome with the back wall of the boiler, 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 to predict that the steel ASTM 15223.9 are not susceptible to the cracking low welding conditions. The microestructuras obtained in the deposit of the second consistent cord presents a bottom of very fine grains of the type troostitico and thick grain with ferrite net, that which was demonstrated in the analysis of the hardness from 370 HV for the first cord up to 365 HV after the second cord. Lastly he/she is carried out the economic valuation and the half environmental impact of the welding process for electric arch.

INTRODUCCIÓN

El actual escenario energético mundial pasa por una crisis, en la que todas las alternativas que tributen al uso racional de los portadores energéticos, tienen gran significado. Es incuestionable que el actual modelo energético, basado fundamentalmente en la producción de energía a partir de combustibles fósiles, es insostenible e injusto; es injusto por la desigualdad en el consumo y el acceso a la energía comercial.

Debido a esto, hoy en día un 15 % de la población mundial, los 1 000 millones de habitantes de los países desarrollados, consumen más del 50 % de los recursos energéticos del planeta, mientras que 2 000 millones de personas no tienen acceso a la energía comercial y otros 3 000 millones tienen un suministro insuficiente, lo que imposibilita su desarrollo condenándolos a la pobreza.

Existen empresas electroenergéticas en el mundo que están enfrascadas en la gestión eficiente de la disponibilidad de sus unidades generadoras, entre otras razones por la disminución de la disponibilidad en sus unidades, la elevación de los costos de construcción de nuevas centrales eléctricas y las restricciones ambientales, lo que ha puesto a los directivos con margen para cumplir las demandas crecientes de electricidad.

La eficiencia energética no consiste en racionar o reducir el consumo de energía, sino en utilizarla de la mejor manera posible. Los aumentos de productividad y la reducción de los consumos energéticos por unidad de producto constituyen en realidad fases de un mismo proceso con aportes significativos al crecimiento, la protección del medio ambiente y la equidad social. La disponibilidad de una planta es una cuestión más compleja de tratar que la eficiencia de la misma.

Cuba en estos momentos gasta alrededor de 1 000 000 de dólares diariamente en la generación de energía eléctrica, esta es la forma de energía más diversificada y cuyo costo total tiene mayor influencia en el balance financiero; cerca del 37 % de los combustibles derivados del petróleo que se consumen en el país son destinados a la generación de energía eléctrica, lo que ha llegado a representar más de 400 millones de dólares anuales (Chaves, 2004).

En el caso de las centrales termoeléctricas es conveniente decir que la energía química del combustible se convierte en energía térmica de vapor, para luego convertir esta en energía mecánica en el rotor de la turbina acoplada al generador eléctrico, pero se analiza que todos estos procesos se desarrollan de forma continua y que están sujetos a un gran número de perturbaciones dinámicas de tipo externo e interno. Dentro de la producción de energía eléctrica el generador de vapor juega un papel muy importante en el proceso tecnológico.

La Empresa Termoeléctrica (ETE) "Lidio Ramón Pérez", instalada en la localidad de Felton, en el municipio de Mayarí, es la instalación de su tipo de más reciente construcción en nuestro país, esta consta de dos unidades generadoras de 250 MW cada una, las calderas de generación de vapor de la ETE de Felton fueron diseñadas para la utilización del Mazut - 100, combustible proveniente de la antigua URSS.

Con el derrumbe del campo socialista, comienza a trabajar con crudo nacional, combustible extrapesado, la potencia calorífica de este combustible es inferior a la del combustible de diseño por lo que se requiere quemar mayor cantidad del mismo para lograr la misma potencia de caldera, de esta manera se incrementa el volumen de gases de combustión y mayor cantidad de calor será trasladada al eje convectivo, probablemente las causas de las elevadas temperaturas de los metales de las superficies de transferencia de calor encargadas de sobrecalentar y recalentar el vapor hasta el punto de producirse fallas repetitivas.

Situación Problemática: El generador de vapor de la ETE de Felton cuenta con equipos de importancia para la generación de energía, dentro de ellos se encuentran las calderas, integrada por varios agregados como el domo, los mismos han presentado varias averías, básicamente por fallas en las soldaduras que unen el domo con la pared trasera que ha provocado el reemplazo o sustitución de los niples fijado al cuerpo del mismo, la ocurrencia de este defecto provoca las salidas de la línea, con el continuo mantenimiento y disminución de la eficiencia de la planta, afectaciones en lo económico y en lo social.

A partir de la situación problemática planteada se declara como **problema:** las teorías existentes no fundamentan el efecto del agrietamiento, ni el comportamiento microestructural y la microdureza en el material del domo de la caldera luego de ser sometido a proceso de soldadura manual con arco eléctrico y electrodo del tipo E 7018.

Como **objeto de estudio:** material del domo de la caldera de la unidad número dos de la ETE de Felton.

Campo de acción: microestructura interna y microdureza del material del domo luego del proceso de soldadura con electrodos revestidos.

Hipótesis:

Luego de establecer el ciclo térmico de soldadura por arco eléctrico y electrodo revestido E 7018 en una aleación bajo aleada al manganeso 15223.9, es posible obtener estructuras con morfologías no propensas al agrietamiento en el material del domo de la caldera.

En correspondencia con la hipótesis planteada, se define como **objetivo general:** Establecer el comportamiento microestructural y la dureza del material 15223.9 perteneciente al domo de la caldera luego de ser sometido a procesos de soldadura manual por arco eléctrico con electrodo del tipo E 7018.

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

1. Caracterizar el comportamiento del cordón en la zona fundida (ZF) y la zona de influencia térmica (ZIT) de la unión soldada por proceso de soldadura por arco eléctrico y electrodo revestido en un acero bajo aleado al manganeso.
2. Realizar el análisis microestructural y análisis de microdureza para la caracterización de la zona fundida (ZF) y la zona de influencia térmica del cordón obtenido por proceso de soldadura por arco eléctrico y electrodo revestido en un acero bajo aleado al manganeso.
3. Establecer a partir de las regularidades obtenidas como: comportamiento microestructural y dureza, el efecto del agrietamiento en el acero de baja aleación unido por proceso de soldadura.

Para lograr el cumplimiento del objetivo propuesto, se plantean las siguientes **tareas de trabajo**:

1. Establecimiento del estado del arte y teorías relacionadas con el objeto de estudio.
2. Análisis de los efectos de las variables empleadas para determinar el comportamiento en el cordón de soldadura del acero bajo aleado al manganeso.
3. Ejecución experimental para la determinación de la composición en la zona fundida (ZF) y la zona de influencia térmica (ZIT) del cordón de soldadura.
4. Análisis de los resultados y fundamentación del comportamiento de la microestructura obtenida en el cordón de soldadura.
5. Planteamiento de las ventajas económicas de la aplicación de la metodología propuesta.

Capítulo 1

Marco teórico. Antecedentes investigativos

CAPÍTULO 1. MARCO TEÓRICO. ANTECEDENTES INVESTIGATIVOS

1.1. Introducción

El estudio de las fallas de elementos que operan a temperaturas elevadas constituye uno de los principales focos para las industrias eléctricas. El tipo de falla se establece mediante el análisis de las superficies de fractura y la comparación de los datos. En este caso, se requiere de un análisis más completo, ya que las temperaturas y el tiempo afectan la durabilidad de los mismos bajo la acción de los esfuerzos. Sin embargo, el análisis del tiempo de rotura o de falla no está completo sin los consiguientes criterios metalográficos para establecer el mecanismo de la falla inicial.

En el presente capítulo se establece como objetivo realizar un análisis de la bibliografía existente que permita definir aspectos generales relacionados al objeto de estudio y sustentar los resultados alcanzados en la investigación.

1.2. 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 (Forrest, 2000).

Puchi (1998), desarrolló un trabajo donde se verifica la gran 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, las razones son 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) ha determinado 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 tan 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 (Forrest, 2000). En la figura 1.1 se muestran algunos tipos de fractura en uniones soldadas.

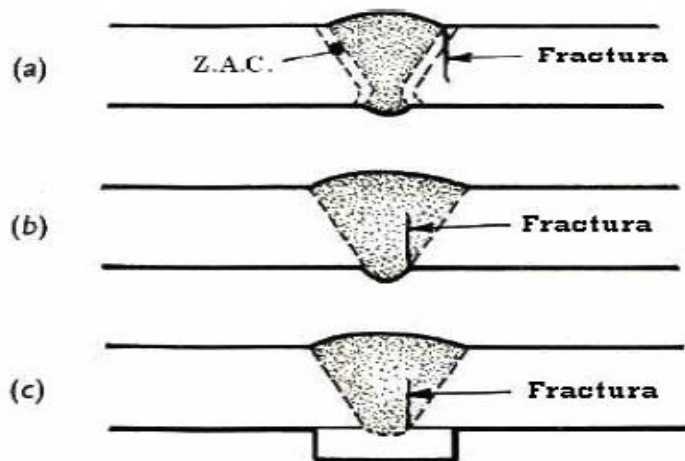


Figura 1.1. Modos típicos de fractura en soldadura a tope.

Fuente: Gurney (1968). ZAC: Zona Afectada por el Calor.

Para las estructuras de aceros dúctiles, una unión por soldadura a tope correcta tiene una resistencia a la fatiga de aproximadamente las dos terceras partes de la de una placa sin soldadura. Los concentradores de tensión sobre la superficie, son el origen más frecuente

de las grietas que se desarrollan por fatiga. Así como también la carencia de penetración o las grietas, bien en el metal soldado o en la zona afectada por el calor.

Maíz y Cobos (2004) desarrollaron una investigación cuantitativa del efecto de los defectos de soldadura sobre la resistencia a la fatiga llevando a cabo una serie de ensayos por flexión alternativa con diversas soldaduras a tope en un tubo de 150 milímetro de diámetro dentro de las cuales se introdujeron deliberadamente defectos. La carencia de penetración redujo el valor entre ± 1 y $\pm 1,5$ ton/pulg². Las grietas transversales reducían enormemente la resistencia a la fatiga.

1.3. Defectos en uniones soldadas

La mayoría de los defectos en uniones soldadas son del tipo porosidad, falta de penetración, falta de fusión, inclusión de escoria, socavación y desalineamiento (Maddox, 1994). El tamaño e intensidad de las imperfecciones depende del proceso de soldadura, la geometría, la facilidad de acceso, y el cuidado ejercido en el proceso de soldar, entre otros factores. Varias de estas imperfecciones en las soldaduras son descritas por Maddox (1994) como se muestra en la figura 1.2.

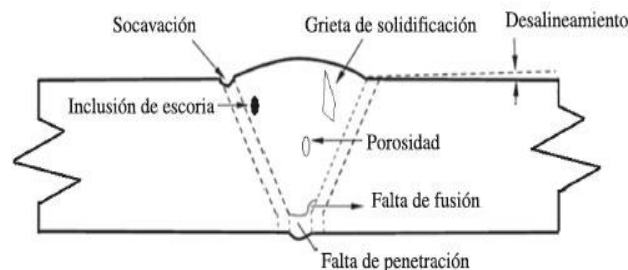


Figura 1.2. Imperfecciones de soldadura en juntas a tope. Fuente: Maddox (1994).

Estas imperfecciones tienen diferentes características y en algunas situaciones son difíciles y costosas de detectar y definir sin destruir la junta soldada. Se plantean defectos originados por el proceso que inducen la aparición de grietas de fatiga. Esto se atribuye al hecho de que para una vida de fatiga dada, las imperfecciones incluidas pueden ser mejor toleradas que las imperfecciones de la superficie (Barsom, 1994).

Existen diversos tipos de defectos en las uniones soldadas, debido a factores como la intensidad de corriente, el medio y factores humanos que afectan la calidad del depósito soldado. Los defectos tipo grieta de solidificación en soldadura pueden influenciar

significativamente de manera local el campo de tensiones en la región de la soldadura, cuando el componente soldado es sometido a carga cíclica (Mohammad Shah, 2005).

En la mayoría de los casos, los defectos en las soldaduras conducen a la aparición de concentradores de esfuerzos altos que aceleran el crecimiento de grietas por fatiga. En la investigación de Sanders y Lawrence (1977) se estudió el efecto de la falta de penetración (lack of penetration) (LOP) y falta de fusión (lack of fusion) (LOF) en el comportamiento a fatiga de una aleación de aluminio Al-5083-0 empleada en una soldadura doble-V de extremo ranurado, obtenida mediante el proceso de soldadura por gas inerte (MIG).

Ellos concluyeron que el defecto por falta de penetración (LOP) puede reducir seriamente la vida a fatiga de la unión soldada, tanto para soldaduras con refuerzo intacto como para aquellas con el refuerzo removido. También, determinaron que el defecto LOF es menos crítico que el defecto LOP.

Sanders y Lawrence (1977) también reportaron que el efecto de las discontinuidades interiores es mínimo en el desarrollo de fatiga en soldaduras que poseen refuerzo. El efecto del refuerzo en la soldadura es tan marcado que solo los defectos críticos afectan el comportamiento a fatiga y esto se relaciona con la pérdida de área en la sección de la garganta de soldadura. Las porosidades sólo se vuelven un factor negativo significativo cuando el refuerzo es removido.

La investigación de Singh *et al.* (2003), en torno al estudio de la vida a fatiga en uniones soldadas ha establecido que esta comprende dos fases, el inicio de grieta y la propagación de la grieta. En especímenes microestructuralmente uniformes, la fase de iniciación de grieta comprende una parte considerable de la vida total, pero, para estructuras soldadas, la presencia de imperfecciones como las inclusiones de escoria en pie de soldadura, socavaciones, esfuerzos residuales, falta de penetración, desalineamientos, etcétera reducen efectivamente la fase de iniciación (Berkovis y Di, 1998).

Todas las juntas soldadas contienen pequeñas inclusiones de escoria en pie de soldadura Nordmark *et al.* (1987), con defectos preexistentes como microgrietas que provocan concentradores de esfuerzos. La propagación estable de grietas por fatiga

comienza en estas inclusiones muy temprano en la vida útil. Las juntas soldadas también contienen "cierres" debido a los esfuerzos residuales causados por el ciclo térmico del proceso de soldadura, que influyen en la propagación de grietas por fatiga.

Los concentradores de esfuerzos locales influyen en la propagación de grietas por fatiga. El resultado del estudio de Murthy *et al.* (1994) indicó que la duración de la vida de propagación estable de grietas fue de 75 a 89% del total de la vida, para todos los tipos de juntas estudiadas. De ahí que, para las juntas soldadas, la vida total puede asumirse como dominada por la etapa de propagación.

En otra investigación Wahab y Alam (2004) se encontró que las imperfecciones de las uniones soldadas reducen de manera significativa la vida al aumentar la velocidad de propagación de grietas por fatiga. En este trabajo se tuvo en cuenta el efecto de los esfuerzos residuales, y las propiedades mecánicas del material base, el cordón de soldadura, así como la zona de afectación térmica.

Se observó que la influencia negativa de los defectos tipo grieta de solidificación y el socavamiento es mayor a los provocados por los defectos tipo porosidad. Un mejoramiento de la geometría del perfil del cordón disminuye el efecto de la concentración de esfuerzos, incrementando la resistencia a fatiga. Otra conclusión interesante es que los tratamientos superficiales, como el granallado, no mejoran sustancialmente la resistencia a fatiga de la unión soldada.

En la actualidad son ampliamente aceptados los criterios de diseño y explotación que contemplan soldaduras con imperfecciones; bajo estos criterios, las soldaduras sólo necesitan ser reparadas si su presencia es peligrosa para la integridad de la estructura (Maddox, 1994). La integridad de las estructuras soldadas se estima con la vida a fatiga de la junta soldada conteniendo imperfecciones y comparándola con la vida requerida. Por lo tanto, muchas investigaciones hacen un esfuerzo por encontrar el efecto dañino de los defectos en la soldadura.

1.3.1. Detección de defectos en soldaduras

Diversas técnicas son utilizadas para la inspección y detección de defectos en uniones soldadas. Entre ellas se pueden mencionar como fundamentales la inspección visual, rayos X, partículas magnéticas, tintas penetrantes.

En la investigación de Ogilvy (1998) utilizó la técnica de reflexión ultrasónica para la detección de defectos planos en soldaduras de aceros inoxidables austeníticos, el estudio concluye que las leyes de reflexión de onda ultrasónica no se mantienen y la energía se refleja en direcciones inesperadas. Lo anterior tiene consecuencias importantes para las técnicas de inspección ultrasónica, ya que dependen de señales especulares para la detección de defectos. En esta investigación un rayo que traza el acercamiento de la señal ultrasónica es usado para estudiar los patrones de comportamiento de reflexión para varios tipos de defectos de soldadura y varias ubicaciones y orientaciones.

En general el haz ultrasónico tendrá que viajar primero a través del material base para alcanzar el material de la soldadura austenítica, provocando una fuerte señal especular. La señal reflejada generalmente ocurre cerca de las direcciones esperadas excepto por olas de distorsión verticalmente polarizadas. Además, para un tipo determinado de soldadura es útil minimizar la intensidad del haz ultrasónico.

En el estudio realizado por Tabatabaeipour y Honarvar (2010) se hicieron ensayos de tipo ultrasónico en soldadura sobre acero austenítico para dos diferentes clases de procesos, la soldadura por arco con electrodo revestido (SMAW) y la soldadura por arco con gas inerte y electrodo de tungsteno (GTAW), mientras que la técnica de ultrasonido utilizada en la prueba fue la de tiempo de difracción de vuelo (ToFD). Dentro del procedimiento experimental se indujeron defectos artificiales en el proceso, en los dos tipos de soldaduras ensayadas.

Los resultados mostraron un comportamiento anisotrópico en el proceso GTAW, mientras que las probetas soldadas con el proceso SMAW presentaron un comportamiento isotrópico, lo anterior debido a los cambios microestructurales producto de los procesos. Por otra parte, la atenuación de amplitudes de eco es mayor en las probetas soldadas por el proceso GTAW. Las muestras se examinaron por la técnica de ultrasonido ToFD en condiciones idénticas obteniéndose imágenes B-scan.

Se concluyó que la técnica de inspección por ultrasonido para la muestra preparada por el proceso SMAW es más adecuada que la realizada por el proceso GTAW debido a una mayor dispersión de las ondas en el segundo. Las mediciones también mostraron que la forma en que la sonda es colocada es muy importante en la técnica de detección de defectos cuando se utiliza la técnica ToFD.

En otros estudios como el de Romeu *et al.* (2004) se explora el desarrollo de un sistema automatizado para analizar defectos por soldadura detectados en radiografías. Se describe un estudio de clasificadores de patrón no lineal, implementado por redes neuronales, para clasificar defectos existentes en cordones de soldadura por la técnica radiográfica, destinada principalmente a aumentar el porcentaje de éxito de reconocimiento de defectos obtenido con los clasificadores lineales. Para el desarrollo de esta investigación se utilizaron patrones radiográficos del Instituto Internacional de Soldadura (IIW).

Algunas funciones geométricas de defectos fueron utilizadas como datos de entrada de los clasificadores. Se aplicó un criterio de relevancia neuronal para evaluar la capacidad de discriminación de las clases de funciones consideradas. Lo anterior con la finalidad de demostrar que la calidad de las características geométricas utilizadas es más importante que la cantidad de funciones empleadas. La técnica de análisis de los componentes principales de discriminación no lineal, también desarrollado por redes neuronales, es utilizada para mostrar el problema de la clasificación en dos dimensiones, así como para evaluar el rendimiento de la clasificación obtenida con estas técnicas.

Otras investigaciones como la de Wang *et al.* (2008) exponen que las imágenes de soldadura por rayos X contienen ruido incierto al igual que los defectos dentro de ellas, las cuales poseen bajo contraste en su fondo, por lo cual son difíciles de detectar. En esta investigación se localizaron y segmentaron los defectos de la línea de imágenes de rayos X. Primero, se presentó un enfoque para extraer características de imágenes de rayos X con múltiples umbrales; se usa el apoyo de una máquina vectorial (SVM). Luego se utilizó la transformación de Hough para quitar los píxeles ruidosos en la región de defecto grueso cuando el defecto fue localizado. Los resultados experimentales mostraron que el enfoque propuesto es efectivo y factible para localizar defectos en imágenes de rayos X de soldaduras ruidosas y con bajo contraste.

1.4. Aceros de baja aleación

Los aceros con bajos porcentajes de elementos aleantes presentan mayor resistencia y tenacidad que los aceros estructurales convencionales con medio porcentaje de carbono, han permitido su empleo en gran extensión en todos los programas de construcciones navales y en recipientes de alta presión.

La naturaleza de estos materiales requiere que se tomen ciertas precauciones para minimizar los problemas asociados con la soldabilidad, más aún cuando el proceso de soldadura es el de arco eléctrico manual empleando electrodos revestidos de bajo hidrógeno, es así que debemos considerar los mínimos requerimientos para asegurar una unión soldada satisfactoria.

Los aceros de baja aleación tienen en su composición además de los elementos fundamentales (cromo, níquel, fósforo, azufre, molibdeno, manganeso) elementos que sobrepasan el uno por ciento. La presencia de estos elementos da como resultado una marcada diferencia en sus propiedades mecánicas. Estos aceros de baja aleación generalmente son clasificados como aceros estructurales de alta resistencia y baja aleación, aceros para maquinaria y partes para automotores, aceros para servicio a baja temperatura, o aceros para servicio a elevada temperatura.

Según González (1978) y Rodríguez (1983) la soldabilidad de un material está dada por tres factores, de ellos el factor material es el que se refiere a la influencia de la composición química, método de fusión, existencia de impurezas, grado de desoxidación y las operaciones precedentes (laminado, forja y tratamiento térmico), también depende de la relación de las impurezas, elementos de aleación y el carbono.

El grado de soldabilidad representa una característica cualitativa o cuantitativa, la cual muestra cuanto varían las propiedades del metal al soldar bajo determinadas condiciones. Por ejemplo es posible establecer cuanto varían la resistencia, plasticidad, resiliencia y otras debido a la soldadura. Una de las características más sustanciales de la soldabilidad en aceros es la ausencia de grietas.

Según Lütjering (2007), los aceros HSLA tienen bajo contenido de carbono (0,05 a 0,25 %) con objeto de obtener productos con adecuada formabilidad y soldabilidad y también tienen hasta 2,0 % de contenido de manganeso. Pequeñas cantidades de Cr, Ni, Mo, Cu, Ni, V, Nb, Ti y Zr se emplean en varias combinaciones.

Por otro lado Askeland (1998) y Pero-Sanz (2002) afirman que el manganeso y el níquel ejercen un efecto parecido y contenidos de 1 a 1,5 % de manganeso en aceros de 0,30 a 0,60 % de carbono hacen aproximadamente el mismo efecto que porcentajes de 3 a 4,5

% de níquel. La acción del cobre es en cierto modo similar a la del níquel, pero su influencia es mucho más débil.

Plantea Ju (2008) que en ciertos aceros, el manganeso se suele emplear también como elemento de aleación para aprovechar la influencia beneficiosa que ejerce en las propiedades de los aceros. Al aumentar de 0,60 a 1,60 % aproximadamente el porcentaje de manganeso en los aceros, se aumenta ligeramente su resistencia, se mejora su templabilidad, siendo interesante destacar que el manganeso, como elemento de aleación relativamente barato, es el que tiene una influencia más intensa en la templabilidad, ligeramente superior a la del molibdeno.

Estos aceros surgen de la necesidad de conjugar una buena resistencia mecánica sin disminuir la soldabilidad, lo que comporta una disminución del carbono, compensando el decrecimiento de resistencia que esto implica, con una adición controlada de aleantes que ejerzan una acción directa sobre el mecanismo de crecimiento del grano. Esta técnica va acompañada de otras, que son utilizadas en el proceso de fabricación, como son los procesos termomecánicos de laminación controlada y enfriamiento acelerado.

Por lo anteriormente expuesto plantea Neesen *et al.* (2008), que estos tipos de aceros, no sólo son capaces de mantener unas propiedades mecánicas adecuadas, sino del que se espera una buena soldabilidad, dando una respuesta aceptable frente a las transformaciones microestructurales, a las que las variables del ciclo térmico de la soldadura: velocidad de enfriamiento, $\Delta t_{8/5}$ (tiempo de enfriamiento desde 800 a 500 °C), temperatura máxima alcanzada (T_p), tiempo de permanencia a una temperatura determinada, le someten después de la soldadura, representado por su ZAC (zona afectada por el calor), demostrando la idoneidad de su diseño para los parámetros de los procesos de soldadura a que es sometido.

La influencia que ejercen los elementos de aleación es muy variada y empleados en proporciones convenientes, se obtienen aceros con ciertas características que, en cambio, no se pueden alcanzar con los aceros ordinarios al carbono. Utilizando aceros aleados es posible fabricar piezas de gran espesor, con resistencias muy elevadas en el interior de las mismas. En elementos de máquinas y motores se llegan a alcanzar

grandes durezas con gran tenacidad. Es posible fabricar mecanismos que mantengan elevadas resistencias, aún a altas temperaturas (Fazzini y Otegui, 2006).

1.5. Agrietamiento en uniones soldadas

La tendencia al agrietamiento es un factor que determina grandemente la soldabilidad de los aceros al carbono y de baja aleación, durante la soldadura se producen fundamentalmente dos tipos de agrietamiento: agrietamiento en frío y agrietamiento en caliente. Las grietas constituyen los defectos más peligrosos en las uniones soldadas y se pueden presentar tanto como defectos externos o internos (Weman, 2003).

Algunos autores Masubuchi (1980); Susuki *et al.* (1984); EL - Hebeary *et al.* (2004); Satoh *et al.* (1975), plantean que el fenómeno del agrietamiento en frío se conoce como agrietamiento retardado o agrietamiento por hidrógeno. Constituye un agrietamiento que se produce generalmente a temperaturas inferiores a los 930 °C inmediatamente después de culminada la soldadura, o luego de varias horas.

Según Hicks (1999) constituyen por su morfología roturas frágiles de poca abertura y poco ramificadas que se producen en la Zona de Influencia Térmica (ZIT) o en el metal de la costura y se orientan transversal o paralelamente al eje de la misma. En general las grietas en frío pueden ser externas o internas por su ubicación. La grieta en frío más frecuente se produce en la ZIT en la zona de sobrecalentamiento o de grano grueso. Este tipo de agrietamiento en general es característico de la soldadura de los aceros de medio y alto carbono y algunos aceros de baja aleación.

1.6. Resistencia mecánica en estructuras soldadas

Se ha evaluado la resistencia mecánica de las estructuras soldadas en la zona afectada por el calor (ZAC). En donde la junta soldada en aceros muestra un gradiente de microestructura en la línea de fusión. Ju *et al.* (2002) realizaron estudio enfocado con la correlación entre el cambio de la microestructura y las características de fractura en la ZAC tanto en la costura y la circunferencia soldadas para tuberías de acero API 5L, los autores obtuvieron valores de energía de impacto en la zona circunferencial soldada de la ZAC, obteniendo valores muy bajos en la línea de fusión, pero esta se incrementa cuando se aleja de la línea de fusión.

Por otro lado (Ishikawa *et al.*, 2006), han realizado estudios para evaluar la tenacidad a la fractura de la zona afectada por el calor (ZAC) en la costura soldada por el proceso de soldadura por arco metálico protegido (Shielded Metal Arc Welding) para tuberías de alta resistencia a bajas temperaturas (-10 y -30 °C), concluyen que en la costura soldada de la ZAC se tienen valores muy bajos de tenacidades debido a la anisotropía que presenta esta zona.

Así mismo Gianetto *et al.* (2006), han estudiado la microestructura y las propiedades mecánicas en uniones soldadas circunferenciales por el proceso de gas por arco metálico GMAW (Gas Metal Arc Welding) para aceros tubería de diferentes grados, obteniéndose diferentes microestructuras de este tipo de soldadura.

Se ha estudiado la microestructura y las propiedades mecánicas en uniones soldadas circunferenciales por el proceso de gas arco metálico (Nolan *et al.*, 2005), para aceros tubería de diferentes grados, obtención de los campos de temperatura en un tubo de acero API 5L, el cual transportaba gas natural y fue soldado por proceso de soldadura manual con electrodo revestido (SMAW), el modelo de elementos finitos empleado es tridimensional (3D) (Cisilino *et al.*, 2000).

El criterio límite establecido para seleccionar el régimen adecuado fue: la temperatura en la superficie interna del tubo no puede exceder 982 °C. En este artículo no fue considerada la posibilidad de ocurrencia de agrietamiento en frío y este aspecto representa una limitación de la solución obtenida.

Bang (2002) desarrolló un modelo axisimétrico, bidimensional (2D), de elementos finitos para simular la soldadura de un refuerzo metálico circunferencial a un tubo de acero API 5L. En los modelos desarrollados fueron considerados dos criterios límites: 982 °C como temperatura máxima en la superficie interna del tubo y 350 HV como la dureza máxima en la zona afectada por el calor (ZAC) para hidrocarburos no amargos y 250 HV como dureza límite para hidrocarburos amargos. En este artículo fue considerada, también, la termodependencia de las propiedades físicas y mecánicas del acero.

Oddy y Mcdill (1999) reconocen como una necesidad operacional la necesidad de soldar bifurcaciones en las tuberías de gas, con estas totalmente presurizadas. También en este artículo se mencionó la necesidad de establecer un calor de entrada de la soldadura lo

suficientemente bajo para evitar perforaciones en el tubo pero no tanto que pueda ocurrir agrietamiento en frío. Fue mencionada la dificultad de encontrar datos que muestren las propiedades de los aceros de tuberías en función de la temperatura.

1.6.1. Zona afectada por el calor

La mecánica de fractura tiene como objeto el estudio del comportamiento de una estructura en la que hay presente grietas, así como la valoración y elaboración de normas y conductas para evitar la propagación de dichas grietas, que causarían una repentina y catastrófica rotura de la estructura (Watanabe, 1962). Una parte importante del proceso de soldadura lo constituye el estudio de la zona afectada térmicamente en el material base, que es la ZAC (zona de material adyacente al baño fundido que sufrió alguna modificación en su microestructura). El estudio de esta zona crítica es importante desde dos puntos de vista, fundamentalmente.

Una, desde el punto de vista de un análisis detallado de su metalurgia, ya que esta zona está sometida a un duro ciclo térmico, donde el calentamiento y tiempo de enfriamiento juegan un papel importante, dado la influencia que tienen sobre el tamaño de grano de la microestructura.

Pero también influye el proceso de soldadura, ya que el aporte térmico variará sensiblemente en función de los parámetros de tensión, intensidad y velocidad de soldeo del procedimiento de soldadura por lo que, en cierta forma, el consumible puede tener alguna incidencia. La composición química y el tipo de acero juegan el papel más importante del estudio de la metalurgia de la ZAC, ya que el proceso elegido para la fabricación y los componentes que intervienen son relevantes para el estudio de la tenacidad a la fractura en la zona afectada térmicamente.

Las zonas intercríticas y subcríticas de la ZAC pueden tener diferentes grados de fragilidad, dependiendo de la composición química del material base y el calor aportado en la soldadura, entre otros factores.

Cuando se utiliza una soldadura multipasada, como normalmente ocurre en grandes espesores, la ZAC, varía en la dirección paralela a la línea de fusión y en la dirección perpendicular a ella, teniendo una gran influencia la temperatura entre pasadas las secuencias de los cordones, así como el calor aportado por la soldadura (heat input).

También ocurren tensiones residuales y encogimiento a lo largo de la gota de soldadura. Dado que las regiones exteriores de las partes base han permanecido relativamente frías y sin cambios de dimensión, mientras que la gota de soldadura se ha solidificado a temperaturas muy altas y después se ha contraído, las tensiones residuales permanecen en forma longitudinal en la gota de soldadura. Es probable que el resultado neto de estas tensiones residuales, en forma transversal y longitudinal, produzca una deformación en el ensamble soldado.

1.6.2. Transformaciones físico-químicas que ocurren en la unión soldada

Las variaciones en la composición química de la zona fundida pueden tener una influencia favorable o desfavorable sobre las propiedades de la unión. Plantean (Mathar, 1934, James y Buck, 1980), 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 micrometalurgia de ciertos elementos especiales conduce a una mejora de las características mecánicas o químicas.

La pérdida de elementos por oxidación según consideran Stout y Doty (1971) son fenómenos 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 gases de protección, fundentes o de la composición del revestimiento del electrodo). En el caso de los aceros, sabemos que estas pérdidas son en general consecuencia de la reducción del óxido de hierro por los elementos componentes del acero.

1.6.3. Modificaciones estructurales de la zona fundida

Las modificaciones estructurales pueden unirse en dos grupos (Rodríguez, 1983 y Bailey, 1995) las que afectan el grano del metal, 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 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, 1980).

1.6.4. Modificaciones estructurales y físico – químicas 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, 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. Estos cambios de estructuras generalmente están ligados a cambios en las propiedades del metal en esta zona debido al tratamiento térmico a que está sometida esta zona.

Según sea la potencia térmica aplicada en la zona fundida, así variará la zona influencia térmica (ZIT) en el metal base (figura 1.3), el cual será sometido a modificaciones alotrópicas dando origen a toda una serie de estructuras que pueden ir desde el semitemple del tipo bainítico, hasta el hipertemple totalmente austenítico. Estas modificaciones variaran en dependencia de las diferentes regiones de la zona térmicamente afectada donde se encuentre (Barreiro, 1966).

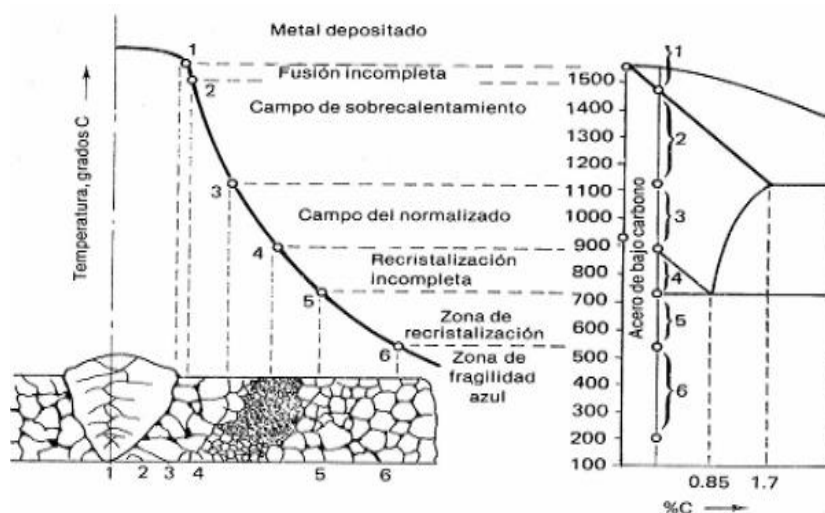


Figura 1.3. Zonas que se presentan en la ZIT durante la soldadura de los aceros al carbono y de baja aleación, según el diagrama Fe – C. Fuente: Zúñiga (1987).

A partir de las modificaciones estructurales y físico – química en el metal base (Rodríguez, 1983), establece una clasificación de las diferentes zonas del cordón de soldadura, para poder determinar los cambios en la estructura en la zona de influencia térmica (ZIT).

1.7. Tensiones residuales en las uniones soldadas

En las uniones soldadas se pueden encontrar varios tipos de tensiones residuales fundamentalmente, se encuentran las tensiones transversales y longitudinales (o también llamadas de alargamientos), a lo largo del cordón o en toda su longitud, en las secciones transversales al cordón y las tensiones longitudinales y transversales en espesor. En dependencia de la potencia térmica de la fuente empleada, de la velocidad de soldadura, del espesor, del carácter de fijación de la pieza, la distribución de tensiones puede ser distinta (Bonifaz, 2000).

Las tensiones térmicas que se originan en los procesos de soldadura, pueden ser de tracción y de compresión. Las altas tensiones residuales a tracción son conocidas por promover fractura y fatiga, mientras que las tensiones residuales a compresión pueden inducir a indeseables y a menudo imprevisibles pandeos globales o locales durante o después de la soldadura. Esta adversidad afecta la fabricación, el ensamblaje, y la vida de servicio de las estructuras (Parlane, 1980). Por lo tanto, la predicción y control de las tensiones residuales y la deformación a partir del proceso de

soldadura es extremadamente importante.

Según Pástor (2002), generalmente los esfuerzos que afectan y producen fallas en las estructuras soldadas, son los esfuerzos a tensión los cuales disminuyen la resistencia a la fatiga de los materiales, en caso contrario existen los esfuerzos de compresión que pueden generarse o ser creados en el material para proveerle de una mayor resistencia a la fatiga y contribuyen de manera positiva a mejorar las propiedades del mismo.

La relación entre los cambios complejos de temperatura que tienen lugar en la soldadura y las deformaciones plásticas, obligan a seguir determinados procedimientos, los cuales, según García *et al.* (2006) son: el análisis del flujo de calor, de los desplazamientos, de las deformaciones y por último las tensiones térmicas residuales.

El análisis del proceso de soldadura se puede dividir en tres grandes campos: campo termodinámico o térmico (campo de temperaturas), campo mecánico (campo de esfuerzos y deformaciones) y campo metalográfico (campo de estado microestructural), existe una influencia mutua entre cada uno de ellos.

El campo de temperaturas ejerce una influencia significativa sobre el campo mecánico y el campo metalográfico, respectivamente. Esto se debe a que las temperaturas y los altos gradientes generan dilataciones no homogéneas, las cuales a su vez causan esfuerzos y distorsiones. Además, estos cambios de temperatura originan transformaciones microestructurales, los cuales generan cambios en las propiedades mecánicas del material (Ramírez *et al.*, 2006).

El calentamiento y enfriamiento rápidos en regiones localizadas del trabajo durante la soldadura por fusión, especialmente la soldadura con arco eléctrico, producen expansiones y contracciones térmicas, que a su vez provocan tensiones residuales en la soldadura y distorsión del ensamble soldado (Mikliaev, 1986).

1.8. Conclusiones del capítulo 1

- En las literaturas consultadas se pudo establecer que en los elementos que operan a elevadas temperaturas están expuestos al fenómeno del agrietamiento, lo cual puede provocar una reducción a la fatiga en su vida útil.
- Se pudo determinar que en la selección de los aceros aleados al manganeso que van a ser sometidos a procesos de soldadura requieren de precauciones para garantizar condiciones de soldabilidad ya que este elemento mejora la templabilidad del mismo.
- En la unión soldada las zonas intercríticas y subcríticas de la zona afectada por el calor (ZAC) pueden tener diferentes grados de fragilidad, dependiendo de la composición química del material base y el calor aportado en la soldadura.

Capítulo 2

Materiales y Métodos

CAPÍTULO 2. MATERIALES Y MÉTODOS

2.1. Introducción

La metalografía es el estudio de las características estructurales o de constitución de un metal o una aleación, para relacionar ésta con las propiedades físicas y mecánicas. Sin duda la parte más importante de la metalografía es el examen microscópico de una probeta adecuadamente preparada. Tales estudios proporcionan una abundante información sobre la constitución del metal o aleación investigada. No obstante es necesario considerar deterioros debidos a desgaste, oxidación y corrosión, propios del entorno de trabajo, donde los metales resistentes a alta temperatura hacen aparición.

El objetivo del capítulo es establecer el procedimiento metodológico para la caracterización microestructural del cordón de la unión soldada en el acero 15223.9 con proceso de soldadura con electrodo revestido E 7018.

2.2. Composición química del material base

La tabla 2.1, extraída del Databook 1988 y editada por la American Society for Metals, muestra la designación adoptada por la AISI y SAE, las cuales a su vez, coinciden con el sistema de numeración Unified Numbering System – UNS, de la American Society for Testing Materials – ASTM y la SAE, establece la composición química del acero.

Tabla 2.1. Composición química del acero 15223.9, en %

Grado	C	Mn	Si	Cr	Ni	Mo	Fe
15223.9	18 - 0,24	10 - 1,40	20 – 0,25	10	10	34	Resto

Como se observa en la tabla 2.1 y según la composición química estándar, se trata de un acero microaleado, los cuales poseen, en su forma más sencilla una microestructura ferrita/perlita y una composición parecida a la de los aceros de bajo carbono, pero normalmente contienen un mayor contenido de manganeso entre 1,4 y 1,7 %, con adiciones de microaleantes de aproximadamente de 0,1 % en total, niobio, titanio, vanadio, lo cual les da a los aceros microaleados propiedades mecánicas superiores a las de los aceros de bajo carbono.

Al someter un acero hipoeutectoide al efecto calorífico, la perlita se transforma con una temperatura de 727 °C. También la ferrita se descompone lentamente. Cuando un acero se enfría rápidamente después de una temperatura fases no disponen del tiempo

suficiente como para regresar a su forma original. Se forma una estructura llamada martensita si se cumplen determinadas condiciones.

2.3. Caracterización de la zona averiada

En la figura 2.1 se muestra la zona donde se une el domo con los tubos alimentadores de la pared trasera de la caldera. La misma está formada por 84 tubos de $\varnothing 102 \times 10$ mm y material 15020, los cuales son los encargados de alimentar con agua del domo, los cabezales inferiores de las paredes de agua: intermedia, lateral izquierda y derecha por encima de 900 °C, las del II tiro y frontal (piso).

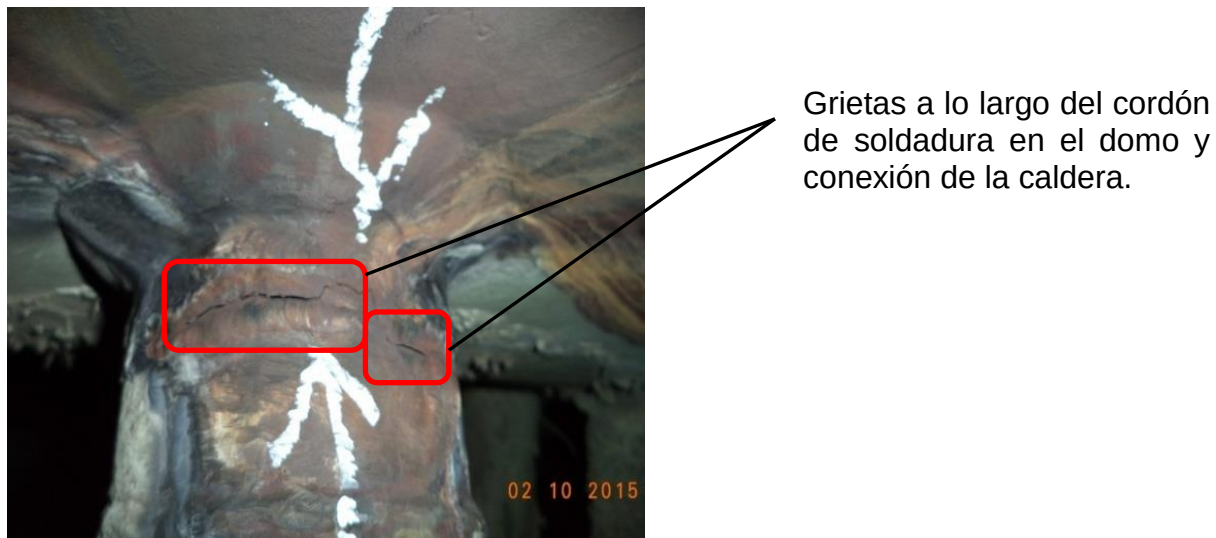


Figura 2.1 Zona averiada del domo de la caldera de la ETE de Felton.

La zona que se muestra en la figura 2.1, es la zona afectada por la soldadura, la cual se encuentra entre el domo y el tubo alimentador, ha ocasionado averías de manera repetidas, esta es un área del equipo expuesto a elevadas temperaturas.

Como se aprecia en la figura anterior en el interior domo existen zonas afectadas por efectos del desgaste y la corrosión, causada por los agentes característicos del petróleo y las altas temperaturas. Se aprecia además una zona del cordón afectada por grieta. Esta grieta puede estar provocada por el efecto de la tensión, la misma es el resultado de los esfuerzos residuales durante el enfriamiento de estructuras rígidas, que pueden ocurrir en cualquier zona del cordón.

Estos defectos pueden empezar en el cordón y terminar en la zona afectada por el calor (ZAC). Generalmente, son transversales en la soldadura de un solo pase y longitudinales

en la soldadura de pases múltiples.

Según Kachanov (1999); Changan *et al.* (1999), existen muchos factores que pueden contribuir de manera aislada o conjunta en la disminución de la resistencia de los elementos provocando la aparición de roturas; sin embargo, existe uno que predomina y generalmente constituye un factor común en las fallas ocurridas a elevadas temperaturas: las inestabilidades metalúrgicas.

2.4. Elaboración de la soldadura

Esta se realizó de forma manual sobre la sección del material del domo averiado y preparado para la soldadura como se observa en la figura 2.2, se colocó la tenaza de soldadura en un ángulo aproximado a los 90° con respecto al metal base, con una distancia pieza - electrodo de 4 mm (aproximadamente el diámetro del electrodo), se determinó el tiempo y la distancia recorrida durante el proceso (distancia entre la marca inicial y la marca final), para obtener la velocidad de avance (V_s).

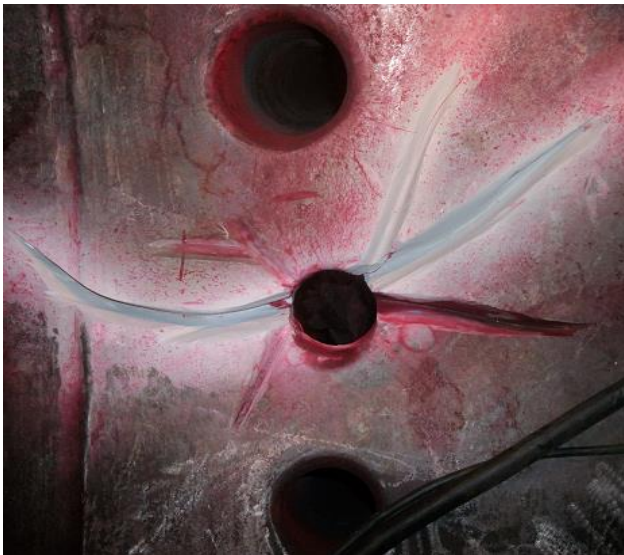


Figura 2.2. Preparación del área para la soldadura.

La preparación de la unión de soldadura en el domo con un diámetro de 2 100 y un espesor de 120 milímetros respectivamente, se realizó ranurando los bordes a 30° aproximadamente para efectuar la soldadura multipasada en proceso de arco eléctrico. 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 ó cuando la escoria presente en la superficie no es completamente removida, cubriéndose los pases sucesivos.

2.4.1. Material de aporte para la soldadura

La selección del material de 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 y cuidados especiales y por ultimo recomendaciones técnicas del fabricante y/o 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

Tabla 2.2. Composición química del depósito del electrodo E 7018, en %.

C	Mn	Si	S	P
0,05	1,03	0,60	0,02	0,02

Las características más sobresalientes del electrodo E 7018 A1 (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, aceros de grano fino.

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, gasoductos y oleoductos.

2.4.2. 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 2.3 muestra el diagrama de Graville, el cuál 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 CEQ del metal base y considera 3 zonas.

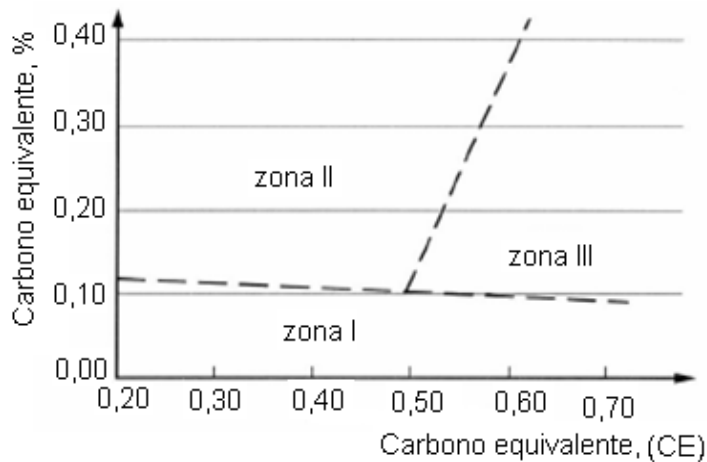


Figura 2.3. Diagrama de Graville.

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.

2.5. 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 la fresadora vertical modelo 6 M 12 L, como equipo se empleo el microscopio NOVEL modelo NIM – 100.

2.5.1. 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

2.5.2. 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 alto 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 2.3. 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)	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
Peso (kg)		10

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 en su gran economía en el consumo energético.

2.5.3. Máquina fresadora

La fresadora empleada fue la vertical modelo 6 M 12 L, presenta como características fundamentales las siguientes: la superficie útil de mesa es de 320 x 1250 mm, con una potencia del motor $N_m = 7$ kW, el rendimiento es de $\eta = 0,8$, con una frecuencia de rotación del husillo (rev/min): 32,5; 40; 50; 63; 80; 100; 125; 160; 200; 250; 315; 400; 500; 630; 800; 1000; 1250; 1600.

Los avances longitudinales y el transversal que presenta la mesa (mm/rev) son de: 25; 31,5; 40; 50; 63; 80; 100; 125; 160; 200; 250; 315; 400; 500; 630; 800; 1000; 1250.

El avances vertical de la mesa (mm/min): 8; 10,5; 13,3; 16,6; 21; 26,6; 33,3; 41,6; 53,3;

66,6; 83,3; 105; 133,3; 166,6; 210; 266,6; 333,3; 400.

2.5.4. 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.

2.6. 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 inoxidable dúplex, empleada en la fabricación de los impelentes de la bomba de desplazamiento positivo, con el uso del método de soldadura GTAW aparecen en la tabla 2.5.

Tabla 2.5. Parámetros para el proceso de soldadura

Diámetro del electrodo (mm)	4
Longitud del arco (mm)	3
Temperatura de fusión (°C)	1539
Temperatura de ignición (°C)	34
Rendimiento (%)	0,75
Conductividad térmica (W/m·°C)	41,0

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 ocasionará 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.

2.6.1. 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

2.6.2. 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

2.6.3. 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

2.6.4. 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.

2.6.5. Cálculos numéricos para la soldadura por arco eléctrico

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; $^{\circ}\text{C}$

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

2.6.6. 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 cuando 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.

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

2.7. 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:

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

Donde:

- t_o - 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; mm^2

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).

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

Donde:

$C_{t_{\text{kg metal depositado}}}$ - 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; %

2.8. 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 orden siguiente:

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

En la figura 2.4a se muestra un examen macrográfico realizado a la sección del domo de la caldera, donde se observa que los depósitos de soldadura se realizaron en multipasadas. Se especifica el área que se tuvo en cuenta para el análisis microestructural luego del ciclo térmico de soldadura.

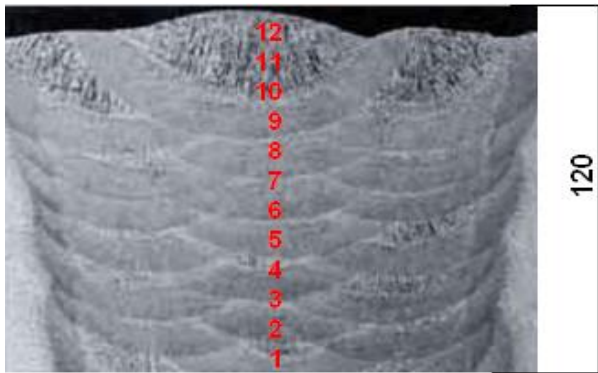


Figura 2.4a. Análisis macrográfico de los depósitos de los cordones.

Como las muestras eran de grandes dimensiones, para el proceso de pulido y desbaste, así como para la observación metalográfica se cortaron con longitud de 15 x 15 mm, se obtuvo cortando las secciones en la fresadora, para ello se empleó abundante refrigeración que permite realizar el corte sin alterar la microestructura del material de acuerdo con la norma ASTM E 3.

La muestra obtenida, luego del corte aparece en la figura 2.4b. Estas muestras son la que se emplearon posteriormente para el análisis metalográfico y el ensayo de dureza.



Figura 2.4b. Muestra obtenida luego del corte.

La probeta se eligió de una sección transversal, así como seccionada 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.

2.8.1. 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.

2.8.2. 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.

2.8.3. 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 2.5 aparece el modo de preparación del reactivo químico empleado.

Tabla 2.6. Reactivo químico empleado

Reactivo	Composición/uso
Acero 15223.9	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.

2.8.4. Ensayo de microscopía óptica

El análisis microestructural consistió en la observación de una muestra patrón de la aleación AISI 630 (17-4 PH) y la aleación B 574 (Hastelloy C-276), se seleccionó la zona del metal base, es decir lo más alejado de donde pudiera tener influencia el ciclo térmico de soldadura, 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.

Para colocar las probetas en el microscopio se montan en un dispositivo con plastilina que permite una nivelación adecuada de estas. La figura 2.5 se corresponden con la estructura metalográfica del acero 15223.9.

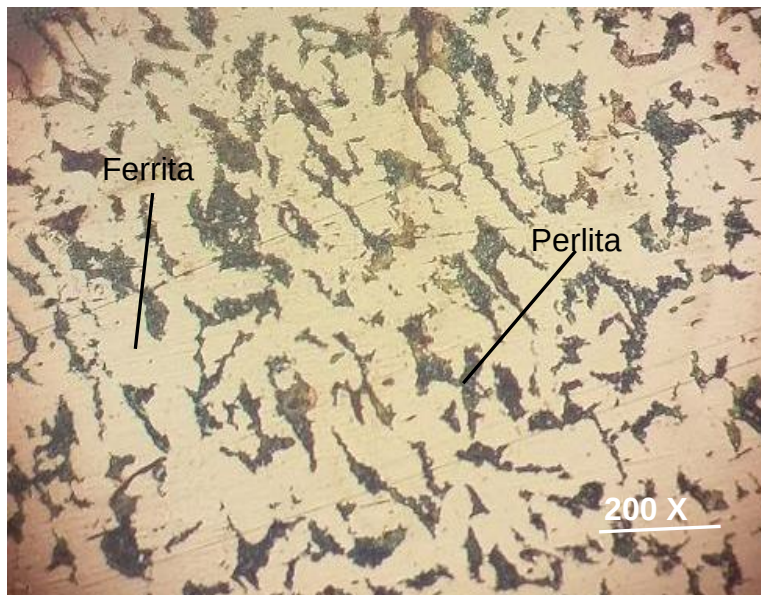


Figura 2.5. Microestructura del acero 15223.9

La figura 2.5 muestra la microestructura del acero muestra patrón del acero 15223 empleado en el domo de la caldera de la ETE de Felton, donde se observa una estructura de ferrita + perlita. Se observan los granos de ferrita (zonas blancas) y colonias de perlita (zonas oscuras), presentando una estructura bandeada, como resultado del proceso de conformado en caliente de este material.

Los cambios de temperatura que ocurren durante el proceso de soldadura son rápidos, localizados y heterogéneos. Las diferentes partes de las juntas soldadas se calientan y enfrían a temperaturas y velocidades diferentes y cada región se expande y contrae a su propia velocidad. Debido a esta falta de uniformidad en la expansión y contracción, se generan esfuerzos residuales en las juntas, estos esfuerzos pueden ser lo suficientemente severos para producir deformaciones y aún grietas en el metal de soldadura fundido y en la ZAC.

2.8.5. Ensayo de dureza

Para la medición de la dureza se trabajó con la norma ASTM NORMA E18 – 89a y las mediciones fueron realizadas con un durómetro Vickers, usando una carga de 100 kgf/mm² (10 MPa) en la escala Vickers para el material base y 310 kgf/mm² (31 MPa) en la escala Vickers para el material de aporte, con un indentador con punta de diamante.

La tabla 2.7 se especifican las pruebas de dureza Vickers 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 2.7. 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 realizada en dos formas:

a) Dureza longitudinal: luego de realizado el cordón se rectificó la parte superior del mismo, para obtener una superficie plana como lo exige la norma y poder realizar dureza Vickers a lo largo del cordón, para cada una de las probetas.

Se realizaron un total de 5 mediciones para cada caso posible por cordón con una separación entre lectura y lectura de un milímetro, además se promediaron dichos valores: barrido 1: zona superior; barrido 2: zona central; barrido 3: zona inferior.

2.9. Conclusiones del capítulo 2

- Se caracterizan las máquinas y equipos a emplear en la preparación y caracterización del acero bajo aleado al manganeso 15223.9 a través de los cuales se podrá establecer las variaciones microestructurales luego del ciclo térmico de soldadura.
- Los parámetros establecidos para determinar el ciclo térmico de soldadura están en correspondencia con las propiedades físicas del acero 15223.9 y su condición de agrietamiento será evaluado a través del cálculo del carbono equivalente y el empleo del diagrama de Graville.
- Quedó establecido el comportamiento microestructural del metal base del acero 15223.9 correspondiente al domo de la caldera a través de la cual se podrá predecir el comportamiento de la unión soldada en la zona fundida, en la interfase y la zona de influencia térmica.

Capítulo 3

Análisis de los resultados

CAPÍTULO 3. ANÁLISIS DE LOS RESULTADOS

3.1. Introducción

Las operaciones de soldadura al arco utilizan metales de aportación que dependen de muchos factores económicos que están relacionados con la cantidad de metal de aporte consumido al realizar una soldadura. Todo esfuerzo debe ser hecho para reducir la cantidad de metal de relleno requerido por cada junta soldada, conforme con los requerimientos de calidad. Los procedimientos de soldadura y la preparación de las piezas a soldar pueden proveer oportunidades para minimizar costos.

En el presente capítulo se establece como objetivo analizar el comportamiento microestructural del acero ASTM 15223.9 luego de ser expuesto a condiciones del ciclo térmico de soldadura con electrodo E 7018.

3.2. Análisis de la susceptibilidad al agrietamiento

Para determinar las condiciones de soldabilidad del acero 15223.9 por medio del proceso de ciclo térmico de soldadura por arco eléctrico y electrodos revestidos, donde se tuvo en cuenta disímiles procedimientos, los cuales fueron seleccionados 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 0,20 %, manganeso de 1,35 %, cromo de 0,10 %, níquel de 0,10 %, silicio de 0,20 %, molibdeno de 0,34 % y el resto de hierro, el carbono equivalente total es de 0,51 %.

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 0,51 %, es necesario realizar 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 162 °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 empleó el diagrama de Graville para ubicar el carbono equivalente y el contenido de carbono del acero 15223.9 y así determinar la zona de ubicación. En la figura 3.1 se muestra el resultado obtenido.

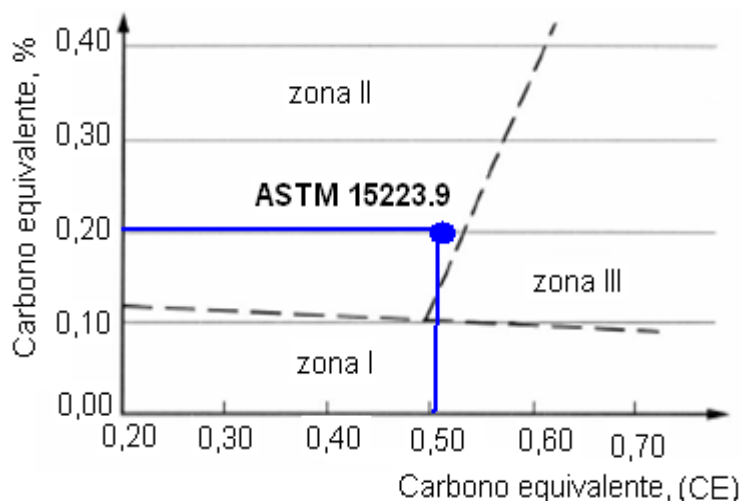


Figura 3.1. Ubicación del acero ASTM 15223.9 en el diagrama de Graville.

La ubicación del acero 15223.9 en el diagrama se encuentra en la zona II, por lo que se hace necesario determinar la influencia de la dureza en la soldadura. 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.

Considerándose una soldadura con el empleo de un electrodo consumible que garantice una composición en el cordón similar al acero 15223.9, el resultado obtenido a partir de la dureza, indica que no 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 de valores significativas en las temperaturas de precalentamiento calculadas anteriormente indican que es imprescindible evaluar, en el caso de la soldadura para la recuperación del domo de la caldera, el comportamiento de los ciclos térmicos en la zona afectada por el calor ZAC, según el aporte térmico que introduce el proceso, geometría de la pieza, temperatura de precalentamiento y 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).

3.3. 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 la recuperación del domo de la caldera, la selección del mismo justifica el empleo del mismo por el contenido de carbono presente, para evitar los esfuerzos térmicos y de contracción, estos esfuerzos originan cargas residuales y distorsiones longitudinales y transversales.

Para el establecimiento del 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 varía, el amperaje de soldadura cambiará 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 rangos establecidos en 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 253,15 mm² y una densidad del material fundido de 78,5 g/mm³, se obtuvo una velocidad de soldadura de 0,000175 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 0,000175 m/s y el rendimiento del proceso de soldadura que para la soldadura SMAW es de 0,7. El valor obtenido para la energía lineal es de 716 352 J/mm.

La energía lineal alcanzada está relacionada 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 ASTM 15223.9 varía proporcionalmente a la zona afectada por el calor.

3.3.1. 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 $1\,539\text{ }^{\circ}\text{C}$, una temperatura ambiente de $34\text{ }^{\circ}\text{C}$, una conductividad térmica de 52 W/m K , la energía entrante calculada por la ecuación 2.9 que tiene en cuenta una longitud de unión de $0,00199\text{ m}$, 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 $11\,939,2\text{ W}$. Los valores sustituidos en las ecuaciones 2.8; 2.9 y 2.10 establecen que la longitud del charco es de $0,0199\text{ m}$.

Esta ecuación se utilizó 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, 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 proceso de una soldadura, el flujo de calor desde la fuente depende del espesor de la placa a soldar. Teniendo en cuenta la fórmula 2.11 se determinó el parámetro espesor relativo de la placa, que considera la densidad del material (7850 kg/m^3), la temperatura de fusión ($1\,539\text{ }^{\circ}\text{C}$), la temperatura ambiente ($34\text{ }^{\circ}\text{C}$), el calor específico

(460J/kg °K) y la energía entrante (11 939,2 J/m), el valor de τ es de 80; el mismo permite establecer que la unión a realizar no 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 perdidas debido a los cambios de fase y perdidas 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 calcular la velocidad de enfriamiento del cordón, para lo cual se consideró la temperatura de fusión (1 539°C), la temperatura ambiente (34 °C), la conductividad térmica (52 W/m·K) y la energía entrante (11 939,2 J/m). La velocidad de enfriamiento a la cual solidifica el acero 15 223.9 es de 39,58 °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 la velocidad de enfriamiento sobre la línea central de soldadura del acero 15223.9 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 2.13 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 17,8 min.

El tiempo de enfriamiento calculado de 17,8 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 "windmandstatten" con una densidad de dislocaciones más alta y, como resultado, mejores propiedades mecánicas.

3.3.2. 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 mismo 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 15 223.9 que es de $78,50 \text{ g/mm}^3$, el área de la sección transversal del cordón calculada es de $253,15 \text{ mm}^2$, la longitud del cordón de soldadura es de 40 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 17,8 min.

La cantidad de electrodos necesarios calculado por la ecuación 2.15 para un área de la sección transversal de la junta de 40 mm, la longitud a soldar, la densidad del material de

aporte ($4,5 \text{ g/cm}^3$) se tendrá que será 2,6 kg de electrodos teniendo en cuenta las diferentes pasadas y la cantidad de grietas.

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 (\$ 11,89); el costo de la mano de obra (\$ 6,3); los costos indirectos (\$ 1,93); el costo de la energía eléctrica (\$ 3,00); la velocidad de deposición ($0,0018 \text{ kg/h}$), la eficiencia del proceso (0,7) y el factor de marcha u operatividad (20 %). En el proceso de soldadura se incurre en un costo en peso por kilogramo de 234,72 \$/kg donde se han incluidos todos los elementos de costos para una unión soldada.

Todas las empresas existe 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.

3.4. Análisis del comportamiento microestructural

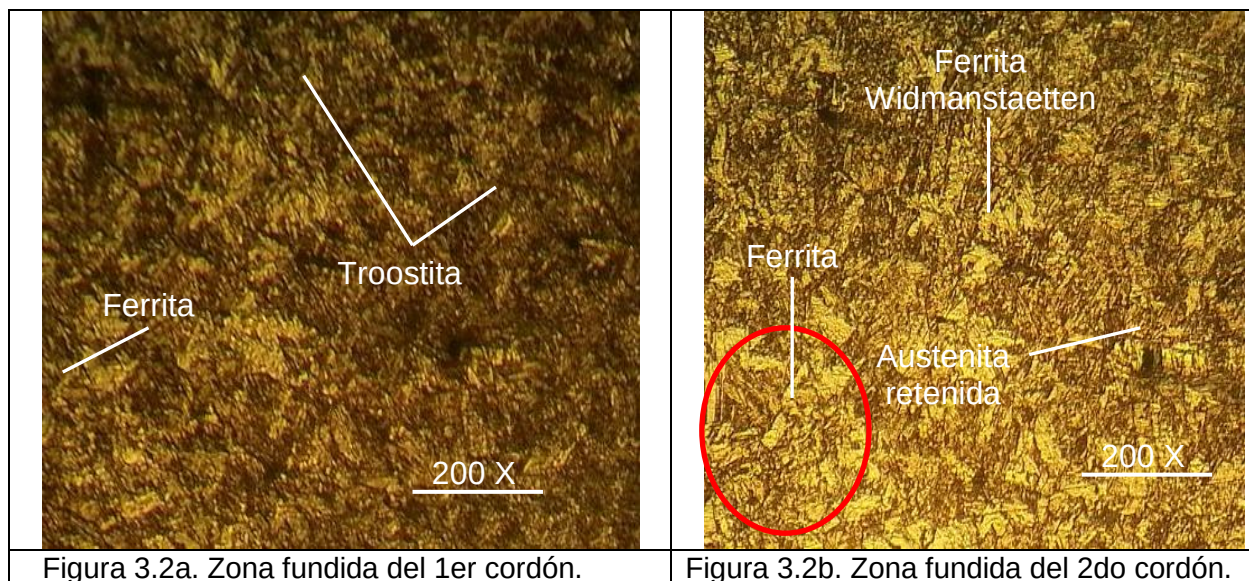
Muchos de los cambios metalúrgicos, geométricos y superficiales, sucedidos en la soldadura, son producto de diversas causas como el aumento de la velocidad de depósito en la geometría del charco de soldadura, el efecto de la polaridad de la corriente, la extensión y diámetro del electrodo. Además, los 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 domo de la caldera fabricado con el acero ASTM 15223.9 y realizado por el proceso manual con electrodo E 7018 se analizó las zonas donde existen transformaciones de fase como la zona fundida (ZF), la zona de influencia térmica (ZIT) y el metal base (MB).

3.4.1. Análisis microestructural en la primer zona fundida

En las figuras 3.2a y 3.2b se pueden apreciar las variaciones microestructurales en la zona fundida durante la soldadura del acero ASTM 15223.9 para un espesor de 120 milímetros, inducidas por el ciclo de soldadura. Se realizaron micrografías en las juntas

soldadas, en las secciones atacadas, se observa las diferentes microestructuras en el pase de raíz y el paso de relleno.



Se puede observar que en la unión soldada la estructura del metal depositado (parte oscura) 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 consistente en una estructura de ferrita.

Los resultados mostrados en la microestructura 3.2b muestran una estructura de forma de ferrita acicular 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. Se aprecia el efecto del tratamiento térmico que ejerce el pase de relleno sobre la raíz y entre pase; esto origina un reacomodo columnar típica de la solidificación del metal.

Además esta estructura aumenta la tenacidad del material, es decir, que en el cordón se espera que esta estructura aparezca, pero hay que destacar que cuando se realizan más de un cordón, la estructura de los cordones internos cambia debido al calor generado por pase siguiente. Esto se demuestra con los resultados obtenidos, en los cuales se ve que la ferrita acicular se encuentra en mayor cantidad en la superficie del cordón y en menos proporción en el interior de este.

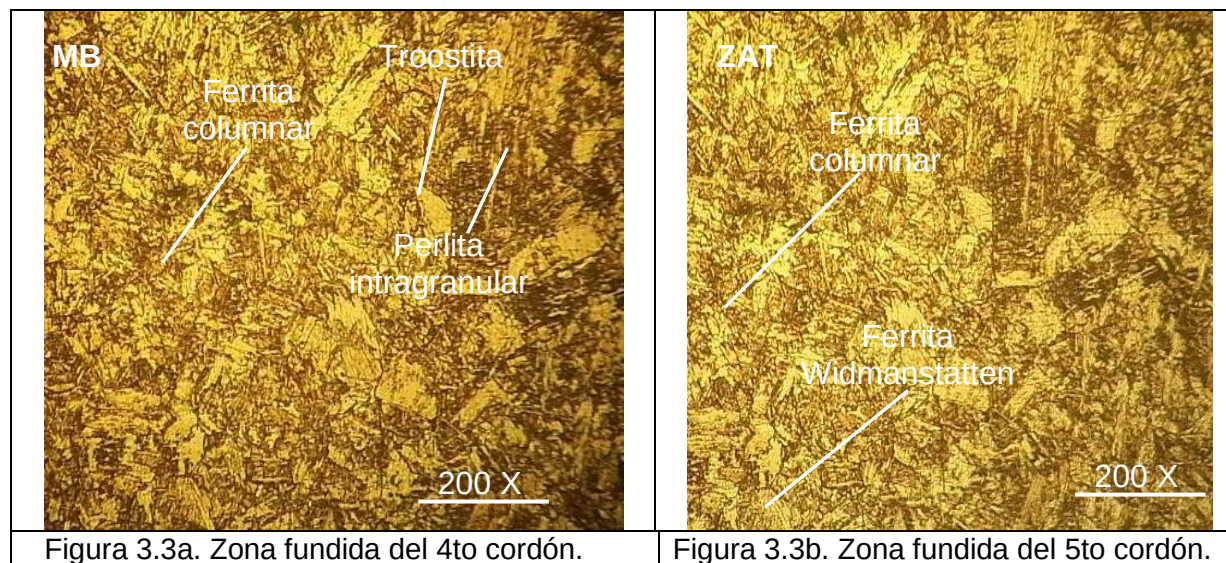
Aunque los solutos sustitucionales y los átomos de hierro no se difunden durante el crecimiento de la ferrita de Widmanstaetten, termodinámicamente para la formación de

la ferrita Widmanstaetten se requiere la redistribución del carbono. Debido a su forma de placa, ésta ferrita siempre tiene un contenido de carbono para equilibrado.

En el material base se observó una estructura en forma de banda ferrítico - perlítico. Hay que destacar que esta estructura va disminuyendo de grosor hasta desaparecer en la zona adyacente al cordón, esto se debe al calor generado en el proceso de soldadura. Estas bandas ferrítico - perlíticas son formadas por una mala práctica de laminación y su eliminación es conveniente, ya que en presencia de humedad produce atrapamiento de hidrógeno lo cual puede inducir a un daño.

3.4.2. Análisis del comportamiento microestructural en el 4to y 5to cordón

Los cambios de temperatura que ocurren durante el proceso de soldadura son rápidos, localizados y heterogéneos. Las diferentes partes de las juntas soldadas se calientan y enfrían a temperaturas y velocidades diferentes y cada región se expande y contrae a su propia velocidad. Debido a esta falta de uniformidad en la expansión y contracción, se generan esfuerzos residuales en las juntas, estos esfuerzos pueden ser lo suficientemente severos para producir deformaciones y aún grietas en el metal de soldadura fundido y en la ZAC. Las figuras 3.3a y 3.3b muestran las zonas afectadas térmicamente por el calor.



En la figura 3.3a se presenta la microestructura del metal depositado, se observan características microestructurales típicas del proceso de solidificación, como son la orientación columnar del grano y zonas dendríticas finas con zonas de ferrita acicular,

la cual se caracteriza por el arreglo de placas alargadas finas. Entre los bordes de granos se ha obtenido una pequeña porción de troostita.

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 ferrita Widmanstätten que en las condiciones anteriores, la cual llega a atravesar los granos de ferrita aparentando una estructura más desordenada.

El tamaño de la ferrita acicular disminuye al incrementar el contenido de molibdeno presente en el material base (0,34), pero la ferrita con segunda fase, en el nivel más alto de molibdeno, presentaba un tamaño de colonia más grueso.

En estos depósitos se han obtenido un proceso de microfases, término usado para describir a las pequeñas cantidades de martensita, austenita degenerada y perlita las cuales se forman después de que todas las otras fases principales (ferritas alotrópicas, de Widmanstätten, acicular) ya lo han hecho.

Cuando los depósitos de soldadura se enfrían a aproximadamente a 500 °C, la mayoría de la austenita se consume y la pequeña cantidad de austenita restante (aproximadamente 5%) se enriquece de carbono y se transforma en martensita, o en perlita degenerada pues no tiene la oportunidad de establecer una estructura laminar. Con velocidades de enfriamiento lentas se favorece la formación de perlita relativa a martensita. Después del enfriamiento algo de austenita puede ser retenida a la temperatura ambiente.

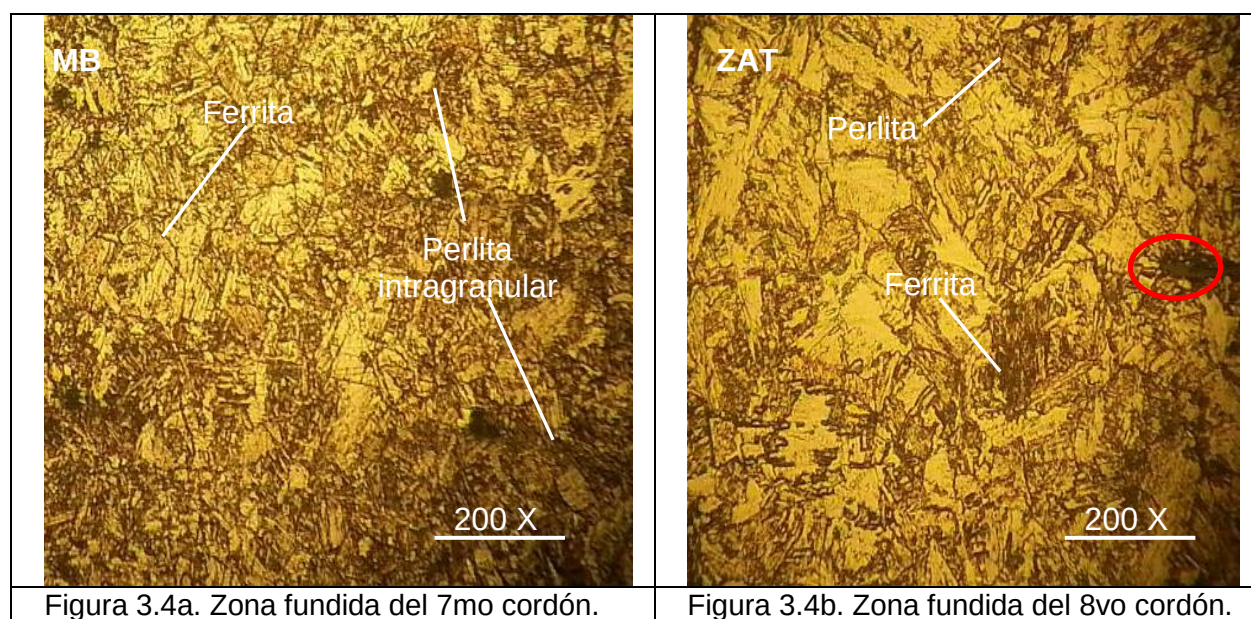
Las transformaciones de fase pueden relacionarse con la transformación observada a 850 °C durante la aplicación de los ciclos térmicos en la ZAT, siendo esta la

temperatura en la cual el acero inicia su proceso de austenitización, por lo que algunas fases son diluidas durante el calentamiento.

La región de refinamiento de grano lejos de la línea de fusión, originada por la breve exposición a ciclos térmicos dentro de una región de baja temperatura, dando como resultado una significativa refinación de grano. Esta refinación de grano ocurre por la nucleación de nuevos granos cada vez que las líneas de temperatura A1 y A3 son atravesadas.

3.4.3. Análisis microestructural para el 7mo y 8vo cordón

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 3.4a y 3.4b, muestran el comportamiento microestructural en esta zona.



La microestructura de la figura 3.4a fue tomada en una zona cercana al borde en tanto que la figura 3.4b se tomó en el centro del 8vo cordón, en ambas se puede apreciar la presencia de una red de ferrita en forma de placa (zonas claras), estructura equiaxial con una distribución del grano en forma homogénea, también se observa una estructura perlítica que corresponde a las zonas oscuras típica de un acero de media aleación. Todo lo anterior sugiere que este material luego del conformado pudo ser

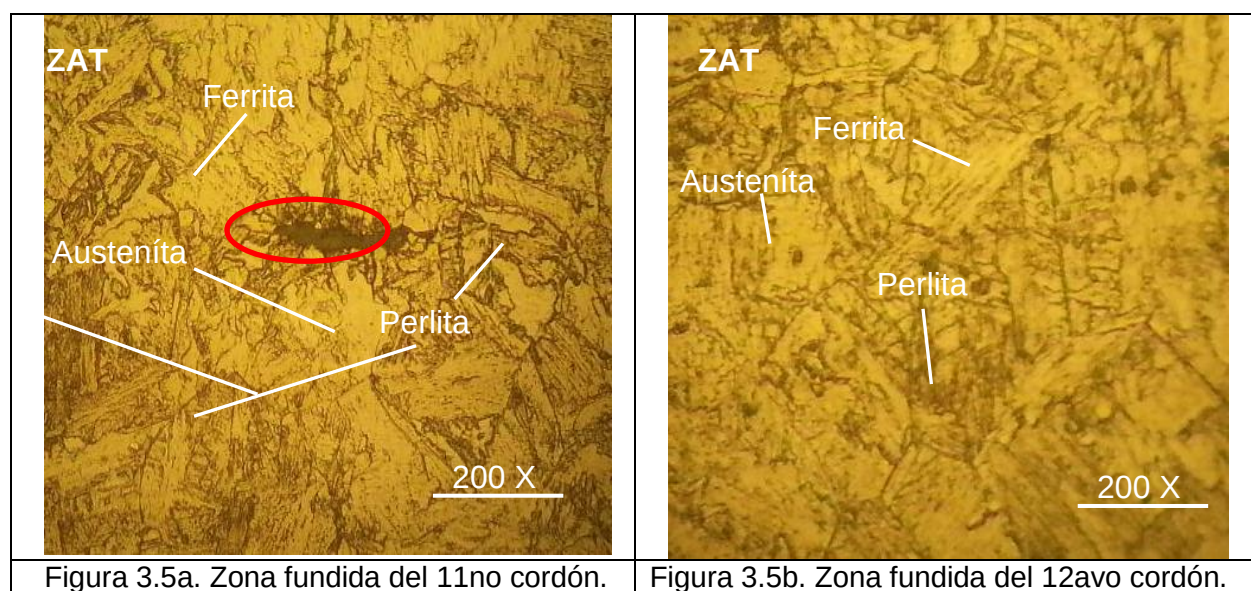
sometido a un tipo de tratamiento térmico de normalizado. Otra posibilidad que cabe pensar es que este material haya sido sometido a un proceso de laminado en caliente. Existe presencia de una discontinuidad.

La región de crecimiento de grano adyacente a la línea de fusión, esto es debido a que esta región experimenta picos de temperatura muy altos durante el proceso de soldadura, provocando una microestructura de grano grueso como se aprecia en la figura 3.4b También es evidente el engrosamiento de la ferrita.

Esta diferencia puede atribuirse a la formación de una zona interfacial característica de estos procesos conocidos con el nombre de “Zona de Fusión del Metal Base”. En la unión soldada, la intercara de la soldadura es un estrecho límite que separa la zona de fusión del material de aporte del electrodo, de la zona afectada por el calor, constituida por una banda completa y delgada de metal base parcial o completamente fundido durante el proceso de fusión, el cual se ha solidificado inmediatamente después, pero antes de mezclarse con el metal en la zona del cordón. Por tanto su composición química es idéntica a la del metal base.

3.4.4. Análisis microestructural para el 11no y décimo segundo cordón

Se realizó el análisis microestructural del 11no y décimo segundo cordón, como se muestra en las figuras 3.5a y 3.5b. Estos son los últimos cordones depositados para completar el proceso de recuperación de las grietas en el domo de la caldera.



En la zona fundida de la figura 3.5a 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.

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 y fusión de la soldadura y presentar una superficie más uniforme. Se aprecia el efecto del tratamiento térmico que ejerce el pase de relleno sobre la raíz y entre pase; esto origina un reacomodo columnar típica de la solidificación del metal.

En el depósito del cordón número once se puede observar la presencia de una discontinuidad. La aparición de estas discontinuidades podría tener su origen en una posible turbulencia en el baño de material fundido durante el proceso de soldadura. Esta turbulencia se podría generar por la acción individual o combinada de una serie de factores como lo son el aumento en la velocidad de alimentación del electrodo y el arco mas ancho y caliente que se forma, debido a la conductividad térmica y la capacidad de disociación y recombinación que tienen los gases en el proceso.

La trayectoria seguida en forma ascendente que se muestra en la figura 3.5b 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 ferrita + perlita, 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.

La figura 3.5b que se corresponde con el último cordón depositado, muestra un vista general del cordón de soldadura apreciándose un aspecto uniforme y rectilíneo, un detalle que hay que resaltar es el hecho de que no se visualizan regiones en donde se evidencien la condición de parada-inicio, lo cual se presentaría si durante la aplicación

del cordón, esta práctica fuese interrumpida por algún motivo, como por ejemplo el agotamiento del electrodo. De la misma manera, tampoco se observa la presencia de poros de magnitud apreciable.

3.5. Análisis de la microdureza

Para establecer el comportamiento de la dureza en el material del domo de la caldera se tuvo en cuenta dos condiciones, la primera fue realizar perfiles de dureza antes del proceso de soldadura, como se muestra en la tabla 3.1 y un barrido de dureza de acuerdo a cada condición de aporte térmico empleado, como se muestra en la tabla 3.2, lo cual permitiera caracterizar las condiciones de soldabilidad del acero ASTM 15223.9 con electrodo E 7018.

Tabla 3.1. Mediciones de dureza antes de la soldadura, en HV

Zona	Mediciones					Promedio
Zona averiada						
Zona 1	150	175	172	151	178	165
Zona 2	159	160	154	159	146	156
Zona aladaña a la avería						
Zona 3	165	163	170	155	159	162
Zona 4	153	155	172	171	157	162
Zona alejada a la avería						
Zona 5	162	166	163	160	169	164
Zona 6	166	167	166	175	163	167

Como se observa en la tabla 3.1 se realizó al menos cinco mediciones de dureza para cada zona, lo que reporta un total de 30 mediciones. De acuerdo a los resultados obtenidos la dureza del acero ASTM sin aplicación de ningún tratamiento térmico es de 165 HV aproximadamente.

Tabla 3.2. Resultados de las mediciones de dureza

Cordones	Corriente (I)	Voltaje (V)	Velocidad (m/s)	Temper precalent	Dureza (HV)
Cordón 1	160	18	0,00017	160 °C	370
Cordón 2	160	18	0,00017	160 °C	365

Cordón 4	160	18	0,00017	160 °C	330
Cordón 5	160	18	0,00017	160 °C	320
Cordón 7	160	18	0,00017	160 °C	270
Cordón 8	160	18	0,00017	160 °C	260
Cordón 11	160	18	0,00017	160 °C	250
Cordón 12	160	18	0,00017	160 °C	210

Como se observa en la tabla 3.2, entre el depósito del primer y el segundo cordón la dureza disminuye de 370 hasta 365 HV, de igual manera ocurre entre el 4to y 5to cordón, ya que para el cordón número 12, existe un incremento desde 165 HV, dureza inicial hasta 210 HV en la última deposición, lo que permite afirmar que con esta dureza final obtenida el cordón de soldadura no presenta susceptibilidad al agrietamiento.

La dureza de 370 HV en el depósito del primer cordón está asociada a la formación de la estructura de martensita obtenida, luego el descenso se atribuye al proceso de soldadura multipasada, donde cada cordón que se deposita, actúa como un tratamiento térmico de revenido modificando la estructura del cordón depositado.

3.5.1. Análisis de regresión para la dureza

Se realizó un análisis de regresión para evaluar el comportamiento de la dureza en relación a las zonas analizadas, en la figura 3.6 se muestra este comportamiento.

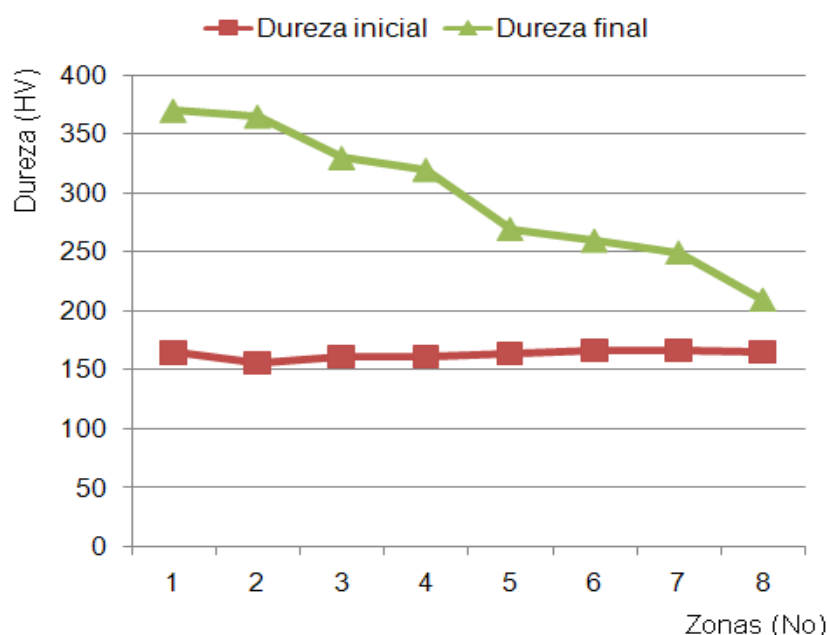


Figura 3.6. Comportamiento de la dureza vs zonas de medición.

En la figura 3.6 se muestra las variaciones de durezas obtenidas en cada zona analizada, para una dureza inicial del acero ASTM 15223.9 de 165 HV existe una tendencia lineal de mantener la dureza en todas las zonas analizadas, las pequeñas variaciones de incremento que pueda existir es presumiblemente al tiempo de trabajo del domo, el cual ha estado expuesto a condiciones de temperaturas y variaciones que han originado el incremento de esta propiedad mecánica.

En correspondencia con los depósitos en los cordones, existe un descenso desde 370 HV (dureza esta que si puede provocar el agrietamiento, en caso que se realizara un solo cordón) hasta 210 HV que es una dureza que aunque mayor que la del material base, no provoca susceptibilidad al agrietamiento, ya que las normas establecen esta condición para un valor de 350 HV.

En la tabla 3.4 se muestra el análisis de las variaciones de la dureza obtenido a través de la regresión.

Tabla 3.3. Análisis de la regresión

Análisis de Regresión Múltiple					
Variable dependiente: Zonas					
		Error	estadístico		
Parámetro	Estimación	estándar	T	P-Valor	
CONSTANTE	25,906	11,7733	2,2004	0,0791	
Dureza final	- 0,043	0,0042	- 10,42	0,0001	
Dureza inicial	- 0,051	0,066	- 0,76	0,47	
Análisis de varianza					
Fuente	Suma de cuadrados	GL	Cuadrado medio	Cociente-F	P-Valor
Modelo	40,88	2	20,4	91,59	0,0001
Residuo	1,11	5	0,22		
Total (Corr.)	42,0	7			
R-cuadrado = 97,343 porcentaje					
R-cuadrado (ajustado para g.l.) = 96,28 porcentaje					
Error estándar de est. = 0,47					
Error absoluto medio = 0,30					
Estadístico de Durbin-Watson = 2,81 (P = 0,037)					
Auto correlación residual en Lag 1 = -0,44					

La salida muestra los resultados del ajuste a un modelo de regresión lineal múltiple para describir la relación entre Zonas y 2 variables independientes. La ecuación del modelo ajustado es

$$\text{Zonas} = 25,90 - 0,043 \cdot \text{Dureza final} - 0,051 \cdot \text{Dureza inicial}$$

Dado que el p-valor en la tabla ANOVA es inferior a 0,01, existe relación estadísticamente significativa entre las variables para un nivel de confianza del 99 %.

El estadístico R-cuadrado indica que el modelo explica un 97,343 % de la variabilidad en Zonas. El estadístico R-cuadrado ajustado, que es más conveniente para comparar modelos con diferentes números de variables independientes, es 96,28 %. El error estándar de la estimación muestra la desviación típica de los residuos que es 0,47. Este valor puede usarse para construir los límites de predicción para las nuevas observaciones. El error absoluto medio (MAE) de 0,30 es el valor medio de los residuos. El estadístico Durbin-Watson (DW) examina los residuos para determinar si hay alguna correlación significativa basada en el orden en el que se han introducido los datos en el fichero. Dado que el p-valor es inferior a 0,05, hay indicio de una posible correlación serial.

3.6. Análisis económico

Se define como costos 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 3.2 se recogen los costos por conceptos de recuperación del domo de la caldera de la ETE de Felton.

Tabla 3.4. Resumen de los costos de la reparación.

Descripción	Costos \$
Costo de la mano de obra	6,3
Costo de materiales	11,89
Costos indirectos	1,93
Total	234,72

Como se puede apreciar en la tabla anterior, al estimar los costos de recuperación del domo de la caldera, durante el proceso de soldadura este asciende a un costo total de 234,72 CUP.

La compra de este sistema en el extranjero tiene un precio de 224 868,81 CUC. Realizar el proceso de recuperación por soldadura en el domo de la caldera de la ETE de Felton incide en un costo total de 68 678 CUC, que representa un ahorro de 156 190,81 CUC.

3.7. Impacto ambiental

La problemática ambiental cubana está condicionada por una difícil situación económica, y caracterizada, por una aún insuficiente conciencia ambiental de los factores económicos y sociales, por ello se requiere de un manejo racional basado en la armonía entre la conservación de las conquistas sociales alcanzadas y la protección sostenible de nuestros recursos naturales, y para ello se necesita de una población capacitada, que conscientemente incorpore en su vida cotidiana la dimensión ambiental.

Toda soldadura entraña riesgos de incendio, quemaduras, calor radiante (radiación infrarroja) e inhalación de humos metálicos y otros contaminantes. Otros riesgos inherentes a procesos de soldadura específicos son: los riesgos eléctricos, ruidos, radiación ultravioleta, ozono, dióxido de nitrógeno, monóxido de carbono, fluoruros, botellas de gas a presión y explosiones.

Muchas soldaduras no se realizan en talleres donde, generalmente, pueden llevarse a cabo en condiciones controladas; sino sobre el terreno, en la construcción o reparación de grandes estructuras y maquinarias. Durante el proceso de soldadura se producen humos y se emiten radiaciones ultravioletas, infrarrojas, térmicas y electromagnéticas. Es importante para los soldadores proteger su vista contra las radiaciones nocivas, usar ropas protectoras para el calor y las salpicaduras. Pero en cambio la protección contra los humos no es una preocupación presente, a pesar de que se conoce que estos humos contienen sustancias contaminantes que pueden causar lesiones en las vías respiratorias, los pulmones, el sistema nervioso central y en algunos casos pueden llegar a ocasionar enfermedades crónicas como el asma y el cáncer.

Distintos factores como los mencionados anteriormente ocasionan determinadas enfermedades profesionales en los soldadores, lo que hace que estos se incluyan dentro de un grupo llamado de sobre-riesgo, con una elevada tasa de jubilación temprana, a causa de los padecimientos adquiridos en la ejecución de su labor.



También esto trae consigo la escasez de soldadores calificados, que se mantengan de forma estable en su trabajo, afectando seriamente el proceso de producción.

Otras afectaciones al medio están ocasionadas por los procesos de maquinado donde se produce gran cantidad de desechos sólidos, estos desechos en forma de virutas al ser depositados en un lugar específico alteran el equilibrio de ese pequeño ecosistema, ya que en su composición poseen elementos que pueden ser lixiviables, bajo la acción de las temperaturas altas y las lluvias, pasan a las aguas subterráneas contaminándolas. Además en el taller se consume una gran cantidad de energía eléctrica, la cual se toma de la red nacional convirtiéndose en gasto de combustible y contaminación atmosférica debido al proceso de combustión para generar energía.

3.8. Conclusiones del capítulo 3

- Se determinó al establecer el ciclo térmico de soldadura 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 afectada por el calor, metal base y metal de aporte), para los diferentes depósitos de cordones, así como la microdureza que presenta el acero 15223.9,
- Los procedimientos establecidos para determinar la susceptibilidad del agrietamiento en la soldadura del acero 15 223.9 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 0,20 % y un carbono equivalente total de 0,51 % determinado por el diagrama de Graville, el domo de la caldera fabricado del acero 15223.9 no es susceptible al agrietamiento durante el proceso de soldadura.
- En los perfiles de dureza realizados en los depósitos de los cordones de soldadura se permite afirmar que con la dureza final obtenida de 210 HV el cordón de soldadura no presenta susceptibilidad al agrietamiento.
- El ciclo térmico de la soldadura de la junta, generó en la zona afectada térmicamente por el calor orientación columnar del grano y zonas dendríticas finas con zonas de ferrita acicular.
- Al abordar la valoración económica donde se consideró el costo de la mano de obra, los costos indirectos, los costos de energía eléctrica y los costos de la soldadura, se incurre en un total de 234,72 CUP durante la ejecución de la soldadura en el domo de la caldera de acero 15223.9.



Recomendaciones

- Proponer a la ETE "Lidio Ramón Pérez" verificar en cada parada de mantenimiento las condiciones de trabajo del domo de la caldera.
- Determinar en próximas investigaciones, si los regímenes de operaciones del domo de la caldera están en correspondencia con los establecidos por el fabricante.
- Efectuar un análisis estadístico para determinar las probabilidades de fallos del domo de la caldera durante los períodos establecidos entre paradas por mantenimiento.

Bibliografías

1. Askeland, D., La Ciencia e Ingeniería de los materiales. Grupo Ed. Iberoamérica, México, 1998.
2. Barsom, J. Fracture mechanics analysis of fatigue crack initiation and growth. The International Conference on Fatigue, pp. 88-98. Toronto, Ontario, Canada. 1994.
3. Bang I.; Son, Y.; Oh, K.; Kin, Y.; Kim, W., Numerical Simulation of Sleeve Repair Welding of In-Service Gas Pipelines. Welding Research Supplement, Welding Journal, p. 273 – 282, December 2002.
4. Bailey, N., Weldability of Ferritic Steels. The Welding Institute, 1995.
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. Barreiro, A. J. Aceros especiales, 3ª. ed. Madrid, 1966.
7. Berkovis, D.; Di, K. Consideration of the Effect of Residual Stresses on Fatigue Welded Aluminum Alloys Structures. Journal of Fatigue & Fracture of Engineering Material and Structure. Vol. 21, pp. 159-170. 1998.
8. Bonifas E.A. Finite Element Analysis of heat flow in single-pass arc welds. Welding Journal. May 2000.
9. Burgos, J. Tecnología de la soldadura – 1 ed -. Editorial Pueblo y Educación La Habana. 1987. 285 p.
10. Cary, H., Modern Welding Technology, 4th ed. Prentice Hall. Ohio. USA. 1998. pp. 107-204.
11. Cerjak, H., Mathematical Modelling of Weld Phenomena 4. Materials Modelling Series. Primera edición. 1998.
12. Cisilino, A.; Chapetti, M.; Otegui, J., Minimum thickness for circumferential sleeve repair fillet welds in corroded gas pipelines. International Journal of Pressure Vessel and Piping, v. 79, p. 67 – 76, 2000
13. Dutra, J. C.; De Paola, O. S., Comparacao entre o processo MIG/MAG convencional e pulsada. XXII ENTS- Blumeneau/ S.C, (1996) 239-243.

14. EL- Hebeary, R., Shennawy, M. y Abdel - Aziz, A., Control del Riesgo de Hidrógeno Inducido en grietas de la Soldadura del Acero, 2004 IIW. Congreso Internacional, 19 - 33, Cairo, Egipto 2004.
15. Fazzini, P.; Otegui, J. Influence of old rectangular repair patches on the burst pressure of a gas pipeline. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 83: 27-34, 2006.
16. Fosca, C., Introducción a la metalurgia de la soldadura, Lima PUCP, cuarta edición, 2003.
17. Forrest, P. Fatiga de los Metales. Ediciones URMO, Espartero, 10-Bilbao, España. Pags.: 306-314. 2000.
18. García, Y.; Burgos, J.; Gil, F.; Rivalta, J., Obtención de Tensiones Residuales a lo Largo de un Cordón de Soldadura Mediante Métodos Analíticos y Experimentales. *Soldagem Insp.*, Vol. 11, No. 2, 4 -9, 2006.
19. Gaul, H. 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
20. Gianetto, J.; Bowker, A.; Bouchard, R., Tensile and toughness properties of pipeline girth welds. 2006.
21. C. V. Goncalves. Estimation of heat source and thermal efficiency in GTAW process by using inverse techniques. *Journal of Materials Processing Technology* 172 (2006) 42-51.
22. González, V., Manual de soldadura a fuego. Plátano Editora. Lisboa. 1978. 198 p
23. Gurney, R. Fatigue of Welded Structures, Cambridge at the University Press 1968.
24. Hicks, John (1999). *Welded Joint Design*. New York: Industrial Press. ISBN 0-8311-3130-6.
25. Ishikawa, N.; Shinmiya, T.; Igi, S., Toughness evaluation on seam HAZ of high strength linepipe. 2006.
26. Ju, Jang-Bog, Kwon, Dongil. The effect of microstructural change on fracture behavior in heat-affected zone of API 5L pipeline steel. 2002.

27. James, M., y Back, O., Medidas no destructivas cuantitativas de Tensiones Residuales. CRC, Revisión crítica en ciencias de los materiales en estado sólido. Vol. 9, Issue 1. 1980.
28. Ju, S. Characterization of bainitic microstructures in low carbon HSLA steels. International Journal of Modern Physics B. 22 (31): 5965 – 5970, 2008.
29. KACHANOV, L.M., Time of the rupture process under creep conditions, Izv. Akad. Nauk. S.S.S.R. Otd. Tekh. Nauk 8 26{32.
30. Kihl, D. Stochastic fatigue damage accumulation under broadband loadings, International Journal of Fatigue , 17 (5): 321-329, 1995.
31. Lancaster, J., Metalurgia de la soldadura. Sixth Ed., 256 - 268, Woodhead Publishing, Abington Cambridge, England. 1999.
32. Lütjering, G., Engineering Materials and Process: Titanium, New York, pp. 203 – 250. 2007.
33. Maddox, S. Applying Fitness-for Purpose Concepts to the Fatigue Assessment of Welded Joints'. The International Conference on Fatigue. Vol. 1, pp. 72-81. Toronto, Ontario, Canada. 1994.
34. Masubuchi, K., Análisis de estructuras soldadas. Pergamon Press, Elmsford, N. Y. 1980.
35. Maratray, F., Recargues por soldaduras resistentes a la abrasión. Consultado en marzo de 2000. Disponible en Web World Wide en www.soldadura.com
36. Mathar, J., Transacciones ASME, 56, (4), pp. 249 - 254. 1934.
37. Maiz, Y.; Cobos, A. Estudio a Fatiga al Aire de un Acero 1045 con y sin Recubrimiento de NiCrBSiW aplicado mediante la técnica de Termorrociado-HVOF, Tesis, Escuela de Ingeniería Metalúrgica, 2004.
38. Mikliaev, P. G. Anisotropía en las propiedades mecánicas de los metales. Ediciones Metalurgia. Moscú. 1986.
39. Mohammad Shah, A. Structural integrity and fatigue crack propagation Life assessment of welded and weld-repaired structures. Thesis South Dakota school of mines and technology. USA. 2005.

40. 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.
41. Murthy, R.; Gandhi, P.; Madhava Rao, A. A Model for Fatigue Prediction of Offshore Welded Stiffened Steel Tubular Joints Using FM Approach". International Journal of Offshore and Polar Engineering. Vol. 4, Issue 3, pp. 241-247. 1994.
42. Neesen, F.; De Roy, C. Smitweld, L. Soldadura de alta productividad en la construcción naval. Soldadura y tecnologías de unión. 2008.
43. Nordmark, G.; Herbein, W.; Dickerson, P. Effect of Weld Discontinuities on Fatigue of Aluminum Butt Joints. Journal of Welding. Vol. 66, Issue 6, pp. 162-173. 1987.
44. Nolan, D.; Sterjovski, Z.; Dunne, D., Hardness prediction models based on HAZ simulation for in – service welded pipeline steels. Science and Technology of Welding and Joining, v. 6, n. 10, p. 681 – 694. 2005.
45. Oddy, A.; McDill, J., Burn through prediction in pipeline welding. International Journal of Fracture, v. 97, n. 4, p. 249 – 261, 1999.
46. Ogilvy, J. Ultrasonic reflection properties of planar defects within austenitic welds. Ultrasonics. Vol. 26, pp. 318-327. November, 1998.
47. Parlane, A. Origin and nature of residual stress in Welded Joints. Welding Institute. 1980.
48. Pástor, M., Introducción a la Metalurgia de la Soldadura. Ecuador: Editorial ESPOCH, 2002. p.56.
49. Pero-Sanz, J.; Verdeja, J., Solidificación y Transformaciones en el Sistema Fe – C – Cr. Bases para el Diseño por Propiedades de sus Aceros y Fundiciones Ternarias RDM Revista de Minas, 2002.
50. Puchi, E. Vida a la Fatiga de Juntas Soldadas del Acero Inoxidable AISI 316L obtenidas mediante el proceso GMAW. 1998.
51. Ramírez, A.; Cerpa, S.; Mejías, G.; León, J.; Quintero, A., Soldadura de un acero inoxidable duplex 2205 por el proceso de soldadura GTAW. Revista Latinoamericana de Metalurgica y Materiales 2006; 26 (1): 43-50.

52. Ramírez, G., Introducción a la técnica de ensayo no destructivos, Ed. Instituto Nacional de técnicas aeroespaciales, Madrid, 1980.
53. Radhakrishnan, V., Hot cracking in austenitic stainless steel weld metals. Science and Technology of welding and Joined Magazine. 5 (1) 25 – 32, 2000.
54. Rodríguez, H. Metalurgia de la Soldadura. Edit Pueblo y Educación 1983. 613 pp.
55. Rodríguez, H., Metalurgia de la soldadura. Editorial Pueblo y Educación. La Habana. Cuba. 1987. pp 134 – 154.
56. Romeu, R.; Calóba, L.; Marcio Siqueira, H.; Rebello, M. Pattern recognition of weld defects detected by radiographic test. NDT&E International. Vol. 37, pp. 461-470. 2004.
57. Rowe, R.; Jeffeus, L., Manual de Soldadura GMAW (MIG – MAG). Paraninfo Ediciones. España. 2008.
58. Sanders, W.; Lawrence, F. Fatigue behavior of Aluminum alloy weldments. Fatigue Test Weld. ASTM STP 648. 1977.
59. Singh, P.; Guha, B.; Achar, D. Fatigue tests and estimation of crack initiation and propagation lives in AISI 304L butt-welds with reinforcement intact. Engineering Failure Analysis. Vol. 10, pp. 383-393. 2003.
60. Susmel L, H A. 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.
61. Stout, R.; Doty, W., Weldability of Steels. Welding Research Council, 1971.
62. Tabatabaeipour, S.; Honarvar, F. A comparative evaluation of ultrasonic testing of AISI 316L welds made by shielded metal arc welding and gas tungsten arc welding processes. Journal of Materials Processing Technology. Vol. 210, pp. 1043-1050. 2010.
63. Talero, J.; Muñoz, M., Introducción al cálculo de estructuras metálicas según Eurocódigo 3. 1era Edición corregida. España. 2000.
64. Watanabe, M., Grietas laminares. Welding in Shipbuilding. Welding Inst. London. 1962.



65. Wahab, M.; Alam, M. The significance of weld imperfections and surface peening on fatigue crack propagation life of butt-welded joints. *Journal of Materials Processing Technology*. Vol. 153-154, pp. 931-937. 2004.
66. Wang, Y.; Sun, Y.; Wang, H. Detection of line weld defects based on multiple thresholds and support vector machine. *NDT&E International*. Vol. 41, pp. 517-524. 2008.
67. Weman, Klas (2003). *Welding processes handbook*. New York: CRC Press LLC. ISBN 0-8493-1773-8.
68. Zúñiga, R. *Tecnología de la soldadura eléctrica por fusión*. Edit Pueblo y Educación. 1987. 350 pp.
69. Zúñiga, *et al.* *Modelización del ciclo térmico de la soldadura multipase por arco*. Departamento de ingeniería: Universidad Católica de Perú 2005