



República de Cuba
Ministerio de Educación Superior
Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa “Dr. Antonio Núñez Jiménez”
Facultad de Metalurgia y Electromecánica
Departamento de Ingeniería Mecánica

Trabajo de Diploma

En opción al Título de Ingeniero Mecánico

*Título: Efecto del ciclo térmico de soldadura en la
unión disímil del árbol de la bomba Toyo*

Autor: Ariel Reyes Lobaina

*Tutores: Prof. Tit. Tomás Fernández Columbié, Dr. C.
Ms. C. Rodney Enrique Correa Suárez.*

Moa, 2015



Declaración de autoridad:

Yo: Ariel Reyes Lobaina

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

Ariel Reyes Lobaina

Ms. C. Rodney Enrique Correa Suárez

Dr. C. Tomás H. Fernández Columbié



Agradecimientos

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

A mi tutor por confiar en mi en la realización de este trabajo el Dr. C. Tomás Fernández Columbié y el Ms. C. Rodney Enrique Correa Suárez.

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

A mis amigos que siempre creyeron en mí.

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

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

A todos

Muchas Gracias.



Dedicatoria

Quiero dedicar este trabajo a mis familiares.

A mi madre: Belén Lobaina Lores.

A mi padre: Bienvenido Reyes Legrá.

A mis hijos: Aniseis, Addiel, Niuvis Reyes Jiménez.

A mi esposa: Eldaismarys Jiménez Osorio.

***A Annia Nicot Durán y a Quinidio Guilarte y Rafael
Terrero Pelegrín, por su ayuda desinteresada.***

A mis amigos

***que estuvieron a mi lado durante los seis años de mi
carrera.***

A mis profesores

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



Resumen

El trabajo tiene como objetivo establecer el ciclo térmico para la unión disímil de las aleaciones ASTM A 693 tipo 630 (SAE 17 – 4 PH)-Hastelloy C - 276 con electrodo E 320 – 15, el cual por cambio de sección abrupta está sometido a proceso de fractura. Se caracterizó químicamente las aleaciones del árbol de la bomba Toyo, las que luego de realizado el proceso de soldadura se sometió a diferentes ensayos no destructivos como la defectoscopia a color. Se establece la metodología de cálculo del proceso de maquinado, así como los cálculos del ciclo térmico de soldadura. Los resultados obtenidos por el diagrama constitutivo de Schaeffler predicen la formación de una estructura del tipo austenítico sin posibilidad de fisuración luego de realizado el proceso de soldadura, buena apariencia del cordón de soldadura en el ensayo no destructivo realizado. Por último se realiza la simulación por el método de los elementos finitos, el que corrobora que los cálculos realizados se corresponden con los experimentales. Se realiza la valoración técnico económico y el impacto medio ambiental.



Abstract

It is paper has as objective to establish the thermal cycle for the union dissimilar of the alloys ASTM TO 693 type 630 (SAE 17 - 4 PH)-Hastelloy C - 276 with electrode E 320 – 15, which is subjected for change of abrupt section to fracture process. It was characterized the alloys of the tree of the bomb chemically Toyo, those that after realized the welding process underwent different non destructive rehearsals as the defectocophy to color. The methodology of calculation of the process settles down of having schemed, as well as the calculations of the thermal cycle of welding. The results obtained by the constituent diagram of Schaeffer predict the formation of a structure of the type austenitic without fisuration possibility after realized the welding process, good appearance of the welding cord in the realized non destructive rehearsal. Lastly he is carried out the simulation for the method of the finite elements, the one that corroborates that the realized calculations belong together with the experimental ones. It is carried out the economic valuation technician and the half environmental impact.

TABLA DE CONTENIDOS

SÍNTESIS	Pág
INTRODUCCIÓN.	1
CAPÍTULO 1. MARCO TEÓRICO. ANTECEDENTES INVESTIGATIVOS	
1.1. Introducción	5
1.2. Generalidades sobre la reconstrucción por soldadura	5
1.2.1. Soldadura de producción	6
1.2.2. Soldadura de mantenimiento	7
1.3. Tecnología de los recubrimientos protectores	8
1.4. Establecimiento de tecnología de soldadura	10
1.5. Tensiones residuales y distorsión	10
1.5.1. Tensiones en las uniones soldadas	12
1.5.2. Transformaciones físico-químicas y estructurales en la unión soldada	13
1.5.3. Modificaciones estructurales de la zona fundida	14
1.5.4. Modificaciones estructurales y físico – química en el metal base	14
1.5.5. Técnicas para mantener la integridad de las soldaduras	15
1.5.6. Post-calentamiento de las uniones soldadas	16
1.5.7. Tratamientos térmicos realizados a las uniones soldadas	16
1.6. Clasificación de los aceros inoxidables	18
1.6.1. Aceros inoxidables martensíticos	19
1.6.2. Aceros inoxidables endurecibles por precipitación (PH) trabajados	19
1.7. Soldadura de aceros inoxidables martensíticos	21
1.7.1. Material de aporte para la soldadura de los aceros martensíticos	22
1.8. Conclusiones del capítulo 1	23
CAPÍTULO 2. MATERIALES Y MÉTODOS	
2.1. Introducción	24
2.2. Caracterización de las aleaciones del árbol de la bomba Toyo	24
2.2.1. Composición química de la aleación AISI 630 (17-4 PH)	24
2.3. Plan experimental	25
2.3.1. Materiales y equipos empleados en la experimentación	25
2.3.2. Aleaciones de aporte empleadas	26



2.4. Ensayo visual	27
2.4.1. Defectoscopía a color	27
2.4.2. Ensayo de microdureza aplicado a la zona afectada por el calor	28
2.5. Máquinas herramientas empleadas en el mecanizado	29
2.5.1. Caracterización del torno 16 K 20	29
2.5.2. Herramientas de corte empleadas	30
2.5.3. Características principales de la fresadora	30
2.6. Máquina para soldar	31
2.6.1. Soldabilidad de la unión disímil	31
2.6.2 Tratamiento térmico pre y post-soldadura	32
2.7. Metodología de cálculo para el proceso de soldadura	33
2.7.1. Cálculo del ciclo térmico	33
2.7.2. Cálculos numéricos para la soldadura por arco eléctrico	35
2.7.3. Cálculo de costo del proceso de soldadura	39
2.8. Selección de los regímenes de elaboración por maquinado	38
2.8.1. Velocidad de corte	39
2.8.2. Profundidad de corte	39
2.8.3. Tiempo de maquinado	40
2.8.4. Proceso de maquinado por fresado	40
2.8.5. Tiempo de maquinado para el fresado	41
2.9. Clasificación de los gastos de tiempo de trabajo	41
2.10. Variables para el proceso de simulación	43
2.11. Conclusiones del capítulo 2	45

CAPÍTULO 3. ANÁLISIS DE LOS RESULTADOS

3.1. Introducción	46
3.2. Composición química de los materiales estudiados	46
3.3 Análisis metalográfico por el diagrama de Schaeffler	47
3.4 Análisis del tratamiento térmico pre y post-soldadura	49
3.5 Análisis del ensayo visual	49
3.5.1. Análisis de la defectoscopía a color	49
3.6. Resultados de la metodología de cálculo de soldadura	50



3.7. Resultados de la metodología de cálculo de mecanizado	52
3.8. Análisis de la simulación por el Método de los Elementos Finitos	53
3.9. Análisis económico	57
3.10. Impacto ambiental	58
3.11. Conclusiones del capítulo 3	60

CONCLUSIONES GENERALES

RECOMENDACIONES

BIBLIOGRAFÍAS

INTRODUCCIÓN

La producción de níquel en nuestro país continúa, a través de los tiempos, constituyendo uno de los renglones económicos principales. En los últimos años, ha estado representando alrededor del 30% de las exportaciones de la isla, que generaron ingresos globales superiores a los 8 000 millones de dólares.

Moa se destaca por poseer dos de las fábricas productoras del preciado producto a nivel nacional; la empresa "Comandante Ernesto Che Guevara" y la empresa "Comandante Pedro Sotto Alba"- Moa Nickel S.A., pertenecientes al grupo Empresarial CUBANIQUEL. En aras del perfeccionamiento y mejor aprovechamiento de las tecnologías existentes se han hecho necesarias las continuas innovaciones y cambios en toda una amplia gama de equipamientos e instalaciones en la industria.

De ahí que, la solución a problemas tecnológicos de operación que se presentan debido a las fallas o averías de elementos o componentes en servicio, constituye una prioridad en la empresa "Comandante Pedro Sotto Alba"- Moa Nickel S.A., donde la tecnología utilizada implica la utilización de materiales especiales que resistan las extremas condiciones de trabajo a las que se someten.

La necesidad de encontrar materiales resistentes a la corrosión, elevadas temperaturas de servicio y ácidos a determinadas temperaturas y concentraciones, ocasionó la investigación y descubrimiento de aleaciones a base de hierro, carbono, cromo y otros elementos aleantes, principalmente níquel, molibdeno, manganeso, silicio, titanio entre otros que les confieren una resistencia particular ante algunos tipos de corrosión y atmósferas, denominadas inoxidables.

Los aceros inoxidables se caracterizan por tener en su composición química un contenido mínimo de 10,5% de cromo el cual tiene gran afinidad con el oxígeno y reacciona con él, formando una capa pasivadora que evita la corrosión del hierro contenido en la aleación. Sin embargo, esta película puede ser afectada por algunos ácidos dando lugar a un ataque y oxidación del hierro por mecanismos intergranulares o picaduras generalizadas.

Sus excelentes propiedades físico-mecánicas los convierten en materiales indispensables e insustituibles en las industrias químicas, del alcohol, petroquímicas, de

papel y celulosa, petrolífera, textil y farmacéutica, no sólo por sus buenas propiedades anticorrosivas sino, por sus buenas cualidades tecnológicas y mecánicas. Además de soportar el embutido profundo y ser eléctricamente soldables.

Atendiendo a su composición y estructura, se encuentran clasificados en cuatro grandes grupos: martensíticos, ferríticos, dúplex y austeníticos, siendo estos últimos los de mayor resistencia a la corrosión. Dentro de los cuales encontramos el Hastelloy C-276 con una estructura cúbica de caras centradas, esencialmente no magnético en estado recocido y sólo puede endurecerse en frío.

En nuestro país como resultado de la inserción de nuevos procesos tecnológicos en las esferas de la ciencia y la técnica, principalmente a escala industrial, ha surgido la necesidad de investigar la razón del agrietamiento en las zonas fundidas (ZF) y de influencia térmica (ZIT) en el acero inoxidable.

En la revisión bibliográfica realizada, se aprecia una gran variedad de enfoques con relación a la descripción de tecnologías empleadas para la soldadura del Hastelloy C-276 y las regularidades de su comportamiento mecánico y funcional; sin embargo todavía no quedan resuelto todos los problemas asociados a su soldabilidad cuando este material trabaja en condiciones de ambiente de sustancia agresiva.

Desde el año 2010, se implementó una tecnología de recuperación del licor desde la Presa de cola con el uso de bombas centrífugas sumergibles del tipo TOYO modelo DBC – 150 LH – 6 F - 60. Los árboles de estas, en su diseño, se fabrican de acero ASTM A 693 tipo 630, un acero inoxidable endurecible por precipitación (Precipitation Hardenable), equivalente al SAE 17 – 4 PH.

Teniendo en cuenta lo anteriormente expuesto, se plantea que:

La **situación problemática** de la investigación la constituye:

El árbol de la bomba Toyo, posee un cambio abrupto de sección en la zona de asentamiento del impelente, por lo que el régimen de trabajo produce fractura en esta región. En consideración con los problemas de diseño, se procedió al nuevo diseño del mismo mediante la elaboración de una superficie cónica que permita la distribución de los esfuerzos de fatiga y la reducción de los esfuerzos concentradores de tensiones. La variante de diseño no mitigó los esfuerzos y se produjo nuevamente la fractura.

En consideración con el elevado costo que tiene este árbol en el mercado internacional, se decidió recuperarlos mediante la inserción de una espiga roscada de acero AISI 321 para absorber el momento torsional provocado por el accionamiento, insertos roscados y soldados de acero AISI 321, colocados tanto de forma radial como axial; sin embargo, no constituyó una solución definitiva debido a la flojedad generada por las condiciones de trabajo en la zona de alojamiento de la espiga, lo cual conduce a la parada del equipo con una frecuencia de falla igual a la unidad por año.

Ante esta situación, se decidió sustituir el material el acero AISI 321 de las espigas y los insertos roscados por Hastelloy C-276, por lo que se hace necesario investigar las características y propiedades de la unión soldada ASTM A 693 tipo 630 - Hastelloy C - 276 empleando electrodo E 320 – 15 a través del método de soldadura de shield metal arc weld (SMAW).

El **problema** a investigar lo constituye:

La no caracterización a través de diagramas constitutivos de la unión disímil de los aceros ASTM A 693 tipo 630 (SAE 17 – 4 PH) Hastelloy C-276 con electrodo E 320 – 15 a través del método de soldadura SMAW.

Sobre la base del objetivo a cumplir, se establece la siguiente **hipótesis**:

La implementación de un diagrama constitutivo como el diagrama de Shaeffler, permitirá caracterizar la zona o el campo de la unión disímil de los aceros ASTM A 693 tipo 630 (SAE 17 – 4 PH)-Hastelloy C - 276 con electrodo E 320 – 15 y predecir además el establecimiento del ciclo térmico a emplear con el método de soldadura SMAW y lograr una unión metalúrgica satisfactoria.

A partir de la hipótesis planteada, se define como **objetivo del trabajo**:

Caracterizar a partir del diagrama de Shaeffler, la zona o campo de soldadura en la unión disímil entre los aceros ASTM A 693 tipo 630 (SAE 17 – 4 PH) Hastelloy C - 276 con electrodo E 320 – 15 que permita el establecimiento del ciclo térmico de soldadura con proceso de arco eléctrico y electrodo revestido.

Como **objeto** de estudio se establece:

Cordón de soldadura disímil de los aceros ASTM A 693 tipo 630 (SAE 17 - 4PH) Hastelloy C - 276 con electrodo E 320 – 15 y método manual por arco eléctrico y electrodo revestido.

Campo de acción: zona o campo de soldadura a través del diagrama de Shaeffler que permita el establecimiento del ciclo térmico de soldadura.

Y se definen los siguientes **objetivos específicos**

1. Establecer los regímenes de soldadura a emplear, los cuales permitan la determinación de la soldadura más adecuada de las aleaciones.
2. Caracterizar el material base de cada una de las aleaciones, así como los materiales de aporte a emplear, así como el cálculo del cromo y níquel equivalente de los materiales bases y de aporte para la caracterización de la zona o campo en el Diagrama de Shaeffler.
3. Determinar a través de los ensayos de defectoscopia a color, radiografía y ultrasonido, las discontinuidades en el cordón de la unión disímil.

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

1. Revisión bibliográfica relacionada con el objeto de estudio.
2. Establecimiento de los parámetros del ciclo térmico de soldadura.
3. Análisis de los resultados y caracterización de la zona o campo del proceso de soldadura luego de aplicado el ciclo térmico de soldadura.
4. Fundamentación de las inestabilidades metalúrgicas que surgen en el proceso de soldadura en las uniones disímiles.
5. Planteamiento de los efectos económicos, sociales y ambientales del proceso de soldadura.

Capítulo 1

Marco teórico. Antecedentes Investigativos

CAPÍTULO 1. MARCO TEÓRICO. ANTECEDENTES INVESTIGATIVOS

1.1. Introducción

Los árboles son los elementos encargados de transmitir movimiento en las máquinas, y es común que estos se desgasten, ya sea, prematuramente o después de un largo período de trabajo. En muchas ocasiones, estos elementos son desechados al momento de fallar, pero cuando la falta de repuestos o la inexistencia de los mismos afecta a los usuarios, se hace necesario realizar una reconstrucción del elemento. El objetivo del capítulo es realizar la búsqueda bibliográfica relacionada con el método más adecuado para la reconstrucción de árboles de acero inoxidable martensítico por medio de la soldadura con arco eléctrico.

1.2. Generalidades sobre la reconstrucción por soldadura

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

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

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

La palabra terología proviene del griego "tero" (cuidar, preservar, conservar), y el prestigioso instituto Suizo Eutectic+Castolin ha adoptado este término como definición para la soldadura de mantenimiento (Maroef *et al.*, 2002).

Uno de los factores más importantes en la recuperación de partes y piezas es la selección adecuada del proceso de soldadura de mantenimiento, lo que permite incluso, mejorar las propiedades originales de la pieza a tratar, en esta vía, los fabricantes deberían realizar preventivamente recubrimientos protectores en zonas críticas de sus productos, muchos de ellos ya lo están haciendo y es ahora una normatividad en la fabricación.

Antes de escoger el proceso terológico, es necesario diagnosticar el tipo y causa del desgaste o falla, y determinar todas las características del material a tratar; al realizar este diagnostico, encontraremos que normalmente los mecanismos de desgaste son combinados, lo cual implica la utilización de varios tipos de materiales de aporte y varios procesos terológicos.

Los procesos terológicos más utilizados para aplicar recubrimientos protectores se dividen en procesos de liga metalúrgica por fusión y difusión y los aplicados a bajas temperaturas sin fusión del metal, y por debajo de la temperatura de revenido si éste ha sido tratado térmicamente.

1.2.1. Soldadura de producción

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

En un proceso de soldadura, se producen transformaciones en estado sólido en la zona fundida y en la zona afectada por el calor. Frecuentemente estas transformaciones en un acero al carbono, tienen lugar durante el enfriamiento continuo que se producen en un intervalo de temperaturas, generando en cada enfriamiento estructuras en condiciones próximas al equilibrio. Sin embargo, las

condiciones de los enfriamientos normales en un proceso de soldadura suelen estar alejadas de las de equilibrio (enfriamiento infinitamente lento), lo que afecta en las proporciones de los constituyentes del acero (ferrita y perlita) y a la naturaleza de fases metaestables (Park *et al.*, 2002).

Debido a la influencia de la velocidad de enfriamiento desde el estado austenítico del acero de composición conocida, se utilizan curvas de transformación en enfriamiento continuo, que expresen los productos de transformación obtenidos en enfriamientos realizados a diferentes velocidades, junto con los tiempos de inicio y fin de aquellas transformaciones.

1.2.2. Soldadura de mantenimiento

Para el caso de la soldadura de mantenimiento, existe documentación genérica, consignada en las fichas técnicas de los diferentes materiales de aporte, y las recomendaciones técnicas de las casas fabricantes de dichos materiales, esto no es un gran problema, pues el principio básico de la soldadura indica que al momento de realizarla, se debe buscar la homogeneidad, es decir, que tanto el material base como el material de aporte deben tener la misma composición y propiedades.

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

Sin embargo, existen antecedentes (Niebles, 2007; SENA, 2006) que demuestran que en las empresas del sector metalmeccánico afines con la soldadura, hay desconocimiento y poca evaluación e investigación de las tecnologías de soldadura, ingenieros con poco conocimiento del área de la soldadura que ocupen los cargos de supervisor e inspectores de control de calidad en esta área y metodologías que faciliten el desarrollo y aseguramiento de calidad de sus

productos soldados; por tanto es responsabilidad de la instituciones de nivel tecnológico y superior en las áreas de ingeniería afines con la tecnología de soldadura enseñarlas, facilitando la integración de la teoría y la práctica de la soldadura en el contexto integrador.

1.3. Tecnología de los recubrimientos protectores

La tecnología de los recubrimientos protectores puede contribuir a la solución de numerosos problemas de desgaste mediante la aplicación de aleaciones diseñadas específicamente para combatir cada uno de los mecanismos de deterioro superficial como la abrasión, corrosión y calor.

A objeto de poder seleccionar un sistema de aleación apropiado para cada caso, es de primordial importancia poder determinar con el mayor grado de aproximación posible, el tipo de desgaste al cual se le atribuye el fenómeno de deterioro superficial. De lo anterior se desprende la necesidad de conocer y entender los principales mecanismos de desgaste con los cuales se enfrenta la industria en su operación.

Tanto los ingenieros responsables del mantenimiento, como de la administración de planta deben tomar conciencia del alto costo que significa la pérdida de material en sus sistemas mecánicos y estar al tanto de los beneficios que brinda la tecnología de recubrimientos protectores. Los desastrosos y costosos efectos del desgaste pueden ser reducidos considerablemente mediante la aplicación de recubrimientos protectores, los que permiten incluso mejorar las características superficiales originales de la pieza, prolongando la duración en servicio de las mismas.

Más aún, los fabricantes de maquinaria, concientes del potencial que ofrece la aplicación de los recubrimientos protectores y conociendo detalladamente las condiciones de servicio de sus equipos, han comenzado a proteger preventivamente las superficies más críticas de éstos como norma de fabricación.

El diagnóstico acertado implicará la selección de un recubrimiento apropiado. En la práctica, los fenómenos de desgaste rara vez se presentan en su categoría elemental (abrasión, impacto, corrosión, calor, fricción, cavitación y erosión) sino

que en general nos encontramos con que un componente está expuesto a una combinación.

El vertiginoso desarrollo que ha experimentado la tecnología de los recubrimientos protectores, permite hoy en día a la industria el poder contar con una amplia gama de aleaciones metálicas, cerámicas, carburos y compuesto metálico orgánico, para poder enfrentar las más severas situaciones de desgaste.

La clasificación de los procesos en función del mecanismo de la unión con el metal base se puede observar en la figura 1.1.

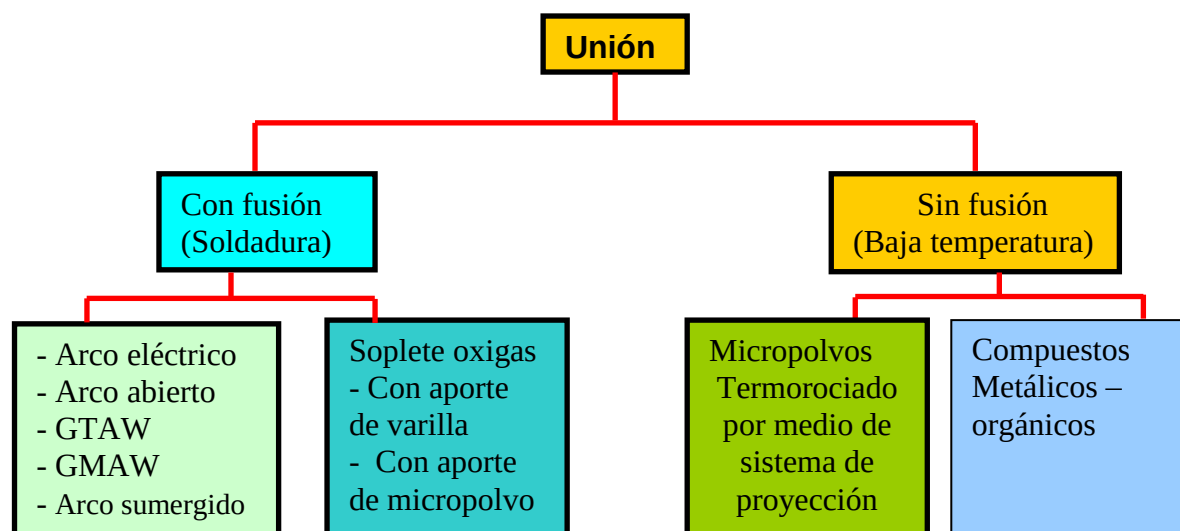


Figura 1.1. Clasificación de los procesos en función del mecanismo de la unión.

Es posible también emplear una fuente de energía oxigás para depositar recubrimientos protectores micropulverizados, lo que se conoce como termorociado. En dicho sistema un soplete de diseño especial contiene en un receptáculo la aleación aporte, que se encuentra en estado de micropolvo, lo que se conoce como termorociado en caliente o por fusión.

Los gases empleados son oxígeno y acetileno. El oxígeno se emplea también para producir la aspiración del polvo transportado hacia el área a recubrir. La eficiencia del depósito es elevada y la uniformidad del recubrimiento es tal que en muchas ocasiones no se requiere un acabado posterior.

1.4. Establecimiento de tecnología de soldadura

Según Fosca (2003) el establecimiento de la tecnología de soldadura de un conjunto o ensamble soldado es una tarea de bastante complejidad que debe resolver el ingeniero mecánico. Es importante destacar que el establecimiento de una tecnología de soldadura no sigue una secuencia lineal de pasos, ya que el ingeniero debe hacer un análisis complejo, en el que una gran cantidad de las decisiones que va tomando depende de otras y viceversa. La tecnología correcta será aquella que permita fabricar el ensamble soldado de la forma más rápida, sencilla, económica y que a la vez permita obtener un producto con la calidad necesaria.

La correcta elaboración de una tecnología de soldadura transcurre por una serie de etapas que se resumen a continuación siguiendo un orden lo más lógico posible. El ingeniero debe tener claro que este no constituye en modo alguno un algoritmo lineal rígido, sino que solo representa una ayuda para la organización del trabajo, lo que es importante sobre todo para personas que comienzan en este tipo de tarea (Cary, 1998).

Se deberá disponer de un plan de soldadura aplicable a los aceros definidos que incluirá precauciones adecuadas frente al riesgo de desgarro laminar en caso de que se transmitan tensiones de tracción en el sentido perpendicular al espesor del material (Meyer, 1968).

1.5. Tensiones residuales y distorsión

Las tensiones residuales en los metales son causadas por la deformación de partes de la estructura cristalina interna del propio material. Para restaurar esta red interna, es necesaria la introducción de energía a la pieza.

Se denominan esfuerzos residuales o internos, al estado de esfuerzos existente en el volumen de un material en ausencia de una carga externa (incluyendo la gravedad) u otra fuente de esfuerzos, tal como un gradiente térmico (James, 1996; Masubuchi, 1980). En general, se distinguen tres clases de esfuerzos residuales de acuerdo con la distancia o rango sobre el cual pueden ser observados (James y Buck, 1980 y Alfonso, 2002). La primera clase de esfuerzos residuales,

denominados macroscópicos, son de naturaleza de largo alcance y se extienden sobre varios granos del material.

La segunda clase de esfuerzos residuales son denominados micro esfuerzos estructurales, abarcan la distancia de un grano o parte de uno, y pueden presentarse entre fases diferentes y tener características físicas distintas. La tercera clase de esfuerzos residuales se presenta sobre varias distancias interatómicas dentro de un grano. Los esfuerzos residuales son siempre consecuencias de deformaciones elásticas y/o plásticas no-homogéneas sobre una escala macroscópica o microscópica (Macherauch y Kloos, 1986).

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).

En la soldadura por arco de metal protegido (Shielded Metal Arc Welding, SMAW) es un proceso de soldadura por arco en el que se produce coalescencia de metales por medio del calor de un arco eléctrico que se mantiene entre la punta de un electrodo cubierto y la superficie del metal base en la unión que se está soldando.

Durante el proceso la situación se complica porque: 1) el calentamiento está muy localizado, 2) la fusión de los metales base ocurre en estas regiones locales y 3) la ubicación del calentamiento y la fusión está en movimiento (al menos en la soldadura con arco eléctrico) (Meriño, 1999). Durante este proceso (figura 1.2), la operación empieza en un extremo y viaja al lado opuesto.

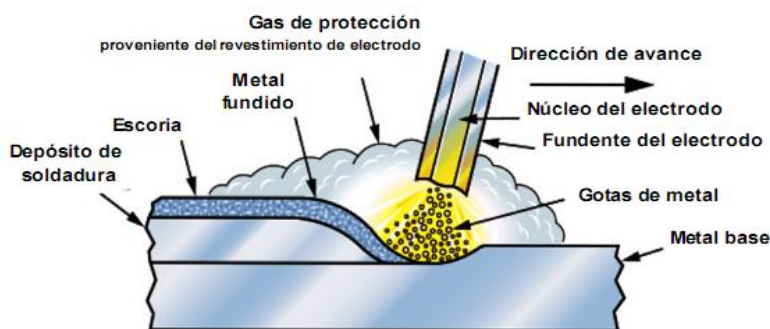


Figura 1.2. Esquema del proceso de soldeo SMAW.

Como se puede observar en la figura 1.2, según avanza (Easterling, 1992) se forma un pozo fundido del metal base (y de metal de aporte), el cual se solidifica con rapidez detrás del arco en movimiento. Las partes del trabajo inmediatamente adyacentes a la gota de soldadura se vuelven extremadamente calientes y se expanden, en tanto que las porciones removidas de la soldadura permanecen relativamente frías.

El pozo de soldadura se solidifica rápidamente en la cavidad entre las dos partes y, conforme el pozo y el metal circundante se enfrían y contraen, ocurre un encogimiento a través de lo ancho de la soldadura. La unión de la soldadura queda en tensión residual y se acumulan tensiones compresivas de reacción en las regiones de las partes lejanas a la soldadura.

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.

1.5.1. Tensiones en las uniones soldadas

En las uniones soldadas se pueden encontrar 6 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 como se observa en la figura 1.3.

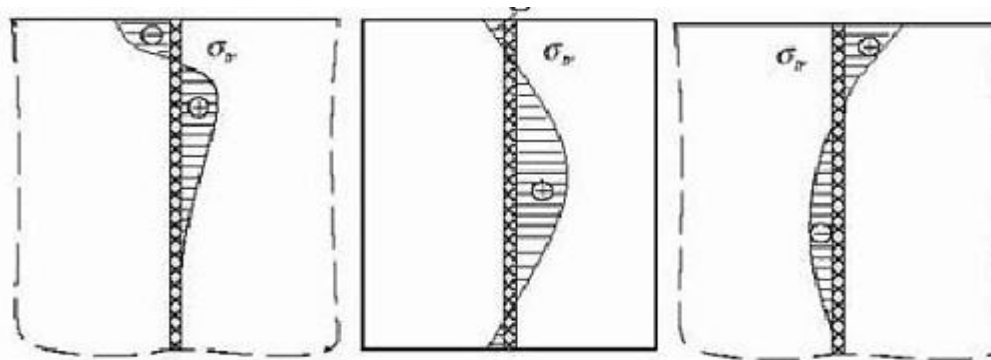


Figura 1.3. Tensiones transversales a lo largo del cordón de soldadura.

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 (Barreda, 2004) pueden ser de tracción y de compresión como se observan en la figura 1.3, 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. Hoy en día numerosos investigadores dedicados al tema, hacen gran uso de la modelación por Elementos Finitos con el fin de predecir y determinar con gran exactitud los desplazamientos, las deformaciones y los valores de las tensiones residuales (García y Burgos, 2002, 2003; Goldak y Moashi, 1999; Micharelis, 2004).

1.5.2. Transformaciones físico-químicas y estructurales 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, Easterling, 1992), 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 (Stout y Doty, 1971) son fenómenos bien conocidos por los metalúrgicos; en soldadura, se complican por la presencia de una atmósfera que rodea al metal fundido y cuya naturaleza depende del tipo de protección del arco y del baño fundido (tipo de 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.

1.5.3. Modificaciones estructurales de la zona fundida (ZF)

Las modificaciones estructurales pueden agruparse en dos grupos (Rodríguez, 1983, Guliar, 1978, 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).

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

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

En la soldadura por arco, 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 estructura 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 1.4), el cual será sometido a modificaciones alotrópicas dando origen a toda una serie de estructuras que pueden ir desde el semi - temple del tipo bainítico, hasta el hipertemple totalmente austenítico. Estas modificaciones variarán en dependencia de las diferentes regiones de la zona térmicamente afectada donde se encuentre (Barreiro, 1966 y Bakker, 1968).

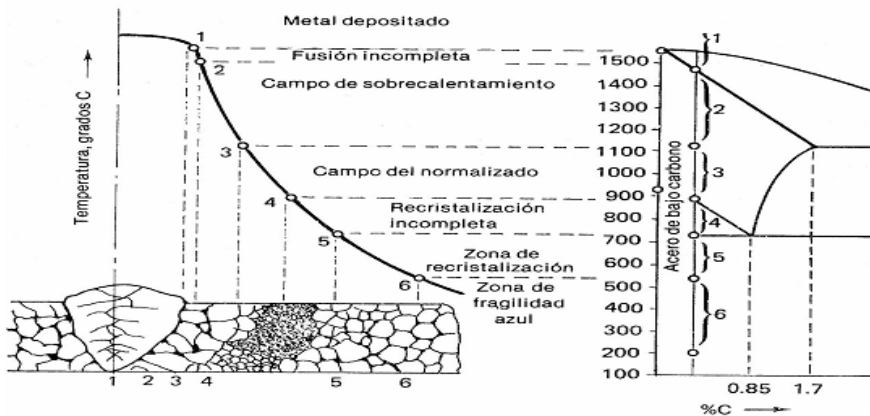


Figura 1.4. Zonas que se presentan en la ZIT durante la soldadura de los aceros al carbono y de baja aleación, según el diagrama Fe – C. (Fuente Zuñiga, 1983).

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

1.5.5. Técnicas para mantener la integridad de las soldaduras

Las técnicas como el precalentamiento, post-calentamiento, alivio de tensiones y martillado buscan, además de mantener las propiedades del metal base, que la pieza al final del proceso de soldado se mantenga con la forma y dimensiones

originales, evitando distorsiones, esfuerzos residuales, aparición de fases frágiles, agrietamiento, entre muchos otros problemas que pueden aparecer durante la operación de la soldadura (Electromanufacturas, 2000 y SAGER S.A., 2004).

Los metales son buenos conductores de calor, razón por la cual este calor, es transferido rápidamente desde el cordón de soldadura, a toda la masa metálica, lo que conlleva a un enfriamiento relativamente rápido. Ese enfriamiento contribuye a la formación de microestructuras perjudiciales en la región soldada y en zonas aledañas. El precalentamiento de la junta, es una manera de reducir la velocidad de enfriamiento del metal. La temperatura de precalentamiento puede variar desde 508 °C a 5 408 °C, siendo más comúnmente aplicada en el intervalo de 1 508 °C a 4 008 °C (INDURA S.A, 1999 y EUTECTIC CASTOLIN, 2004).

El precalentamiento es un medio efectivo para reducir el agrietamiento del cordón de soldadura y del metal base. El precalentamiento del metal base, cerca de donde se va a realizar la soldadura minimiza o elimina el riesgo de formación de estructuras duras y frágiles, especialmente en la zona afectada térmicamente. Además la soldadura solidifica con menos esfuerzos debido a que la contracción ha sido más uniforme. El objetivo del precalentamiento y también del post-calentamiento es mejorar la ductilidad, bajar dureza y disminuir la posibilidad de agrietamiento durante el enfriamiento.

1.5.6. Post-calentamiento de las uniones soldadas

El post-calentamiento de la junta soldada se realiza inmediatamente después de realizar la soldadura. Este tratamiento es bien diferente de otros ejecutados después del enfriamiento de la soldadura tales como alivio de tensiones, revenido y recocido. El post-calentamiento tiene la misma función del precalentamiento y es la de mantener la temperatura de la pieza en un nivel elevado de tal manera que la junta soldada se enfríe lentamente. Así como en el precalentamiento, el resultado es una ductilidad mayor en la región soldada.

1.5.7. Tratamientos térmicos realizados a las uniones soldadas

Durante la aplicación del cordón de soldadura, el calor aportado se disipa rápidamente alejándose de la fuente. Como el charco metálico lleva una velocidad

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

Esto permite adoptar ciertas precauciones para reducir efectos perjudiciales en las piezas soldadas. Además un buen control del ciclo térmico de la soldadura, permite obtener cordones sanos, sin que se produzcan alteraciones de las propiedades de los metales después de soldados (Gómez, 1993; Electromanufacturas S.A., 2000 y Marulanda *et al.*, 2007).

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

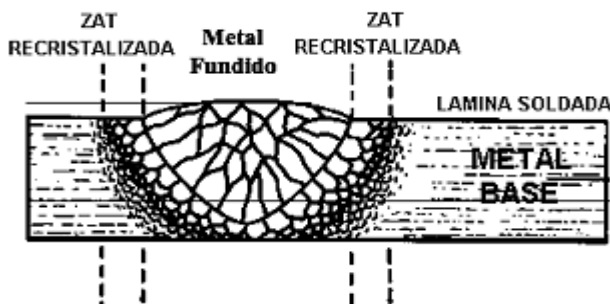


Figura 1.5. Esquema de las zonas involucradas en un cordón de soldadura.

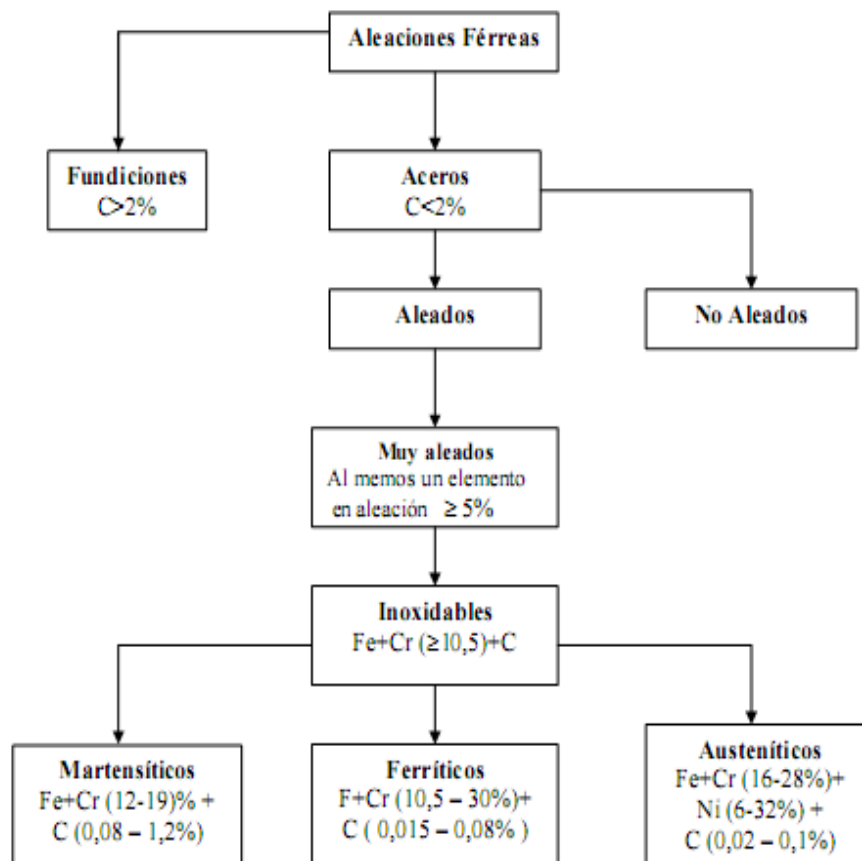
Fuente: SAGER S.A. (2004).

Estos cambios pueden ser crecimiento de grano, revenido del metal, endurecimiento o incluso la fragilización del material. Desde el punto de vista de soldabilidad, la ZAT es más crítica y se debe poner mayor atención, incluso que la

zona de fusión del metal y el Metal Base: Es todo el material metálico que no fue afectado por el calor aportado en el proceso de soldadura y su estructura metalúrgica permanece igual.

1.6. Clasificación de los aceros inoxidables

Los aceros son aleaciones complejas en las que entran en juego múltiples elementos. Los principales elementos después del hierro son: el cromo, el carbono y el níquel. El porcentaje de dichos elementos y su variación cambia la porción de las fases presentes, lo cual da lugar a aceros inoxidables austeníticos, ferríticos, martensíticos y dúplex o austenoferríticos. La figura 1.6, muestra la clasificación de los aceros inoxidables, los cuales se encuentran al final de dicha estructura como consecuencia de su alto grado de aleación (Iamboiev *et al.*, 2003).



Otros tipos: Austeníticos al Cr, Mn, Ni

Austero - Ferríticos (Dúplex)

Endurecidos por precipitación (precipitation hardening)

Figura 1.6. Clasificación de los aceros inoxidables. Fuente: Di Caprio, 1999.

1.6.1. Aceros inoxidables martensíticos

Plantea Hsiao *et al.* (2002) que son aceros que endurecen por transformación martensítica al aire desde la temperatura de austenización. El contenido de Cr está generalmente en el rango de 10.5 a 18% y el contenido de carbono puede ser de hasta 1.2%. Algunos grados poseen elementos como Nb, Si, W y V para modificar la respuesta al revenido. También se adiciona Ni para mejorar la resistencia a la corrosión en algunos medios y la tenacidad. Para mejorar la maquinabilidad se adiciona Se y S como en los grados ferríticos y algunos austeníticos.

Según Klar y Samal (2007) en estos aceros se especifican estos elementos cuando la aplicación requiere de buenas propiedades de tracción, resistencia a la termofluencia y a la fatiga en combinación con resistencia a la corrosión moderada y al calor hasta aproximadamente 650 °C. En comparación con los inoxidables ferríticos tienen una resistencia a la corrosión/oxidación menor pero permiten mayores solicitaciones mecánicas a alta temperatura. Estos aceros se suministran en la condición de recocido o temple y revenido y se utilizan en esta última condición. Para una adecuada estabilidad térmica durante el servicio a temperatura se los debe revenir entre 110 y 165 °C por encima de la temperatura de servicio.

1.6.2. Aceros inoxidables endurecibles por precipitación (PH) trabajados

Autores como Jerrard *et al.* (2009) y Facchini *et al.* (2010) consideran que son grados de aceros que pueden ser endurecibles mediante un tratamiento de envejecido. Se clasifican en austeníticos, semiausteníticos o martensíticos de acuerdo a la microestructura obtenida luego del recocido de solubilizado. Las aleaciones semiausteníticas son posteriormente tratadas térmicamente así es que la austenita transforma a martensita. Se utilizan en estas aleaciones varios elementos aleantes como Al, Ti Nb o Cu para producir el envejecido. Al igual que los aceros inoxidables martensíticos, las aleaciones PH pueden alcanzar altos valores de resistencia a la tracción. Sin embargo, los grados PH martensíticos y semiausteníticos pierden su resistencia mecánica rápidamente a temperaturas superiores a 425°C.

Los aceros inoxidables martensíticos PH brindan resistencias mecánicas considerablemente más altas que los martensíticos (Wang *et al.*, 2006). Estos son endurecibles por precipitación de transformación directa y de transformación controlada. Sus aplicaciones incluyen las situaciones de mayor requerimiento mecánico a alta temperatura por corto período de tiempo junto con resistencia a la corrosión y a la oxidación hasta 425 °C (industria aeroespacial, turbinas de gas).

- Aceros inoxidables martensíticos PH de transformación directa: a la temperatura de solubilización (1040–1070 °C) son predominantemente austeníticos y mediante el enfriamiento al aire hasta temperatura ambiente, transforman a martensita. Luego durante el tratamiento de envejecido (480 – 590 °C), la martensita reviene a martensita revenida (ferrita y muy finos carburos esferoidizados) y precipitan segundas fases submicroscópicas endurecedoras. Estas segundas fases pueden ser cobre metálico o intermetálicas Ni - Ti o Ni - Al. Los aceros de este tipo se designan como 17 - 4 PH, 15 - 5 PH y PH 13 - 8 Mo (Starr *et al.*, 2010).

- Aceros inoxidables martensíticos PH de transformación controlada: son austeníticos en el estado de tratamiento térmico de solubilizado (930-1050°C y enfriamiento al aire hasta temperatura ambiente). Luego son fácilmente trabajados en caliente ya que la temperatura de inicio de la transformación martensítica (M_s) está a una temperatura subcero. Por tratamientos subcero o por envejecido primario a 700 °C (precipitación de $M_{23}C_6$ y aumento de M_s por encima de la temperatura ambiente) se efectúa la transformación a martensita (en el envejecido a 700 °C la transformación martensítica ocurre durante el enfriamiento al aire). Luego, se aplican envejecidos secundarios a temperaturas aproximadamente de 480 °C donde precipitan intermetálicos Ni - Al o Ni - Ti y además se reviene la martensita precipitando carburos.

Samal *et al.* (2008) plantea que los aceros inoxidables semiausteníticos PH son modificaciones de los austeníticos 18 - 8. El contenido de Ni es menor y se adicionan elementos tales como Al, Cu, Mo y Nb. De acuerdo al tipo de tratamiento térmico de endurecimiento que se aplique puede obtenerse una amplia variedad de propiedades para la misma aleación. Se utilizan cuando se requiere resistencia a la corrosión y altas propiedades mecánicas hasta 425°C. Luego de

largas exposiciones a altas temperaturas sufren degradación en las propiedades mecánicas debido a la aglomeración de los precipitados.

1.7. Soldadura de aceros inoxidables martensíticos

Autores como Faubert y Springer (2000) y Aydodu (2004) consideran que la alta templabilidad de estas aleaciones, origina que se produzca martensita en el cordón de soldadura y en la ZAT. La martensita, cuya dureza aumenta con el contenido de carbono, presenta una tendencia considerable a la fisuración. Los Aceros Inoxidables martensíticos son endurecidos al aire cuando se les enfría rápidamente desde el rango de temperatura de austenitizado (871 – 1010 °C).

Dichas temperaturas se alcanzan en la ZAT y el enfriamiento posterior se realiza a velocidades suficientes para producir martensita, por lo que entre los fenómenos a considerar en la soldadura de aceros inoxidables martensíticos se encuentran las tensiones internas y las grietas.

Por otro lado Moro (2000) es del criterio que en la condición recocida, los aceros inoxidables martensíticos tienen básicamente una microestructura ferrítica con carburos de cromo dispersos. El carbono y el cromo en los aceros inoxidables martensíticos actúan en combinación para prevenir la transformación de austenita en ferrita durante el enfriamiento rápido. El resultado es una estructura BCT desordenada llamada martensita (cuerpo tetragonal centrado como BCC pero elongado en una dirección). La zona afectada térmicamente en una pieza soldada desarrollará la fase martensítica frágil, dura y, a menos que se realice precalentamiento local, puede desarrollar grietas debido a las tensiones de contracción y al hidrógeno.

La dureza de la zona afectada por el calor depende principalmente del contenido de carbono del metal base (Sieurin y Sandström, 2006). La mayor dureza disminuye la tenacidad y aumenta la susceptibilidad al agrietamiento. El precalentamiento del metal base retarda la tasa de enfriamiento, permitiendo que el metal de aporte y las zonas afectadas por el calor se enfríen a una tasa más lenta y uniforme, reduciendo las tensiones. La tasa de enfriamiento más lenta también permite que escape más hidrógeno.

1.7.1. Material de aporte para la soldadura de los aceros martensíticos

Para aplicaciones generales recomiendan Quintana (2004) y Shing-Hoa Wang *et al.* (2006), utilizar como material de aporte grados martensíticos como el 410 o 420 preferentemente con bajo contenido de carbono para evitar excesivo endurecimiento de la soldadura. En aplicaciones que no requieran o no sea práctico realizar precalentamiento o tratamiento térmico post-soldadura y cuando se aceptan diferencias en la composición y en las propiedades físicas (tales como el coeficiente de expansión), se recomienda utilizar como material de aporte grados austeníticos tipo 309, 310 y 312 o similares.

El cordón será más dúctil que las ZAT (dura y frágil); el metal depositado absorberá por fluencia las tensiones y deformaciones en las zonas cercanas al cordón y así evitará las grietas.

1.8. Conclusiones del capítulo 1

- ✓ Las literaturas consultadas afirman que la reconstrucción de piezas por medio de soldadura es uno de los procedimientos más completos y complejos que implica muchos factores que dependen de las características propias del material y de la aplicación del mismo.
- ✓ Se pudo determinar que para el proceso de recuperación de árboles y ejes debe tenerse en cuenta una serie de requisitos, los cuales evitarán defectos en el recubrimiento y mejor calidad en el trabajo realizado.
- ✓ Las bibliografías consultadas manifiestan que en la soldadura de los aceros martensíticos se produce martensita en el cordón de soldadura y en la ZAT, lo que provoca aumento en la dureza por el contenido de carbono y presenta una tendencia considerable a la fisuración.

Capítulo 2

Materiales y métodos

CAPÍTULO. 2 MATERIALES Y MÉTODOS

2.1. Introducción

Para la economía de nuestro país es de gran interés asegurar el buen funcionamiento de las bombas centrífugas tipo turbina en cantiléver, de la Planta de Lavaderos de la empresa “Comandante Pedro Sotto Alba”, es por ello la necesidad de realizar una caracterización de materiales que impliquen la ejecución de análisis para correlacionar la microestructura del mismo con el conjunto de propiedades que se han de garantizar.

El segundo capítulo desarrolla los conceptos fundamentales relacionados con la unión soldada disímil de la aleación del tipo AISI 630 (17-4 PH) y la aleación ASTM B574 (Hastelloy C-276) mostrada en el anexo 1.

Se establece el diseño del plan experimental y se describen las normas y procedimientos del proceso de experimentación. Al mismo tiempo se fundamentan las propiedades a investigar, las máquinas y equipos a utilizar según los procedimientos de soldadura del árbol de la bomba Toyo (ver anexos 2, 3 y 4).

En este capítulo se plantea como objetivo establecer los métodos y procedimientos que serán efectuados en la soldadura de la unión disímil de las aleaciones AISI 630 (17-4 PH) y B574 (Hastelloy C-276) con electrodo revestido E 320 – 15 luego de realizado el proceso de soldadura manual por arco eléctrico.

2.2. Caracterización de las aleaciones del árbol de la bomba Toyo

El análisis químico de las aleaciones empleadas en el árbol de la bomba Toyo se realizó mediante un espectrómetro cuántico de masa, PMI MASTER PRO, con electrodo de base tungsteno bajo arco sumergido en atmósfera de argón en el laboratorio del Grupo de Inspección de la empresa “Comandante Pedro Sotto Alba” (ver anexo 5).

2.2.1. Composición química de la aleación AISI 630 (17-4 PH)

La composición química estándar de esta aleación según American International Steel Institute (AISI), muestra la designación adoptada por la AISI y se reflejan en la tabla 2.1.

Tabla 2.1. Composición química de la aleación AISI 630 (17-4 PH).

C %	Si %	Mn %	P %	S %	Cr %	Ni %	Cu %	Nb %
0,07	1,0	1,0	0,040	0,030	15,5 – 17,5	3,5	3 – 5	0,15 – 0,45

La composición química estándar de la aleación del tipo B574 (Hastelloy C-276) según Databook (1988) y editada por la American Society for Metals, muestra la designación adoptada por la ASTM, la cual a su vez, coinciden con el sistema de numeración Unified Numbering System – UNS, de la American Society for testing Materials – ASTM y se refleja a continuación en la tabla 2.2.

Tabla 2.2. Composición química de la aleación del tipo B574 (Hastelloy C-276)

Mn %	P %	S %	Cr %	Ni %	Mo %	Co %	W %	Va %	Fe %
1,0	0,04	0,03	14,5 – 16,5	55	15 – 17	2,5	3 – 4,5	0,35	4 – 7

2.3. Plan experimental

La metalografía microscópica estudia las características estructurales y de constitución de los productos metalúrgicos con la ayuda del microscopio metalográfico, para relacionarlos con sus propiedades físicas y metalúrgicas. La preparación defectuosa de las probetas puede arrancar las inclusiones importantes, destruir los bordes de grano, revenir una aleación templada o en general, originar una estructura superficial distorsionada que no guarda ninguna relación con la superficie representativa y características de la aleación. Las operaciones se resumen en el siguiente orden, según la norma NC 10 - 56:86 y ASTM E3 - 95.

1. Caracterización de los materiales.
2. Ensayo de espectrometría de emisión óptica.
3. Ensayo visual.
4. Defectoscopía a color (líquidos penetrantes).
5. Ensayo de microdureza Vikers.
6. Simulación por el Método de los Elementos Finitos (MEF).

2.3.1. Materiales 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 las aleaciones

es de vital importancia, ya que el cambio de la misma refleja una imagen distorsionada de lo que queremos obtener.

2.3.2. Aleaciones de aporte empleadas

El electrodo consta de un revestimiento a base de sustancias químicas que cumple varias funciones y posee además un extremo no revestido que permite fijarlo en el porta electrodo. La elección de los electrodos se realizó según recomendaciones (AWS A/SFA 5.4, ASME SFA 5.28, 2006). Las características de los materiales de aporte se resumen a continuación.

E 320-15: Es un electrodo positivo de tipo básico, suelda en todas las posiciones con arco corto, la escoria se desprende fácilmente dejando un suave cordón fino de ondas, la penetración es media, los cordones depositados resisten temperaturas de hasta 1 200 °C en condiciones de servicio, excelente resistencia a la corrosión química y al calor. En la tabla 2.3 aparece la composición química del electrodo E 320-15.

Tabla 2.3. Composición química del electrodo E 320-15

C %	Mn %	Cr %	Ni %	Si %	Mo %	Cu %	P %	S %	Cb %
0,07	1-2,5	19 – 21	32 – 36	0,25-0,6	2 – 3	3 – 4	0,03	0,03	1,0

Y en la tabla 2.4, las propiedades mecánicas del depósito del E 320-15.

Tabla 2.4. Propiedades mecánicas del depósito

Resistencia a la tracción N/mm ²	Límite elástico N/mm ²	Alargamiento A ₅ (%)	Resiliencia (J) ISO-V a -196 °C	Dureza HB
> 560	> 131	> 30	> 55	225 – 420

E NiCrMo-4 (AWS 5.14-89): es un electrodo básico utilizado para la soldadura en todas las posiciones de aleaciones al Ni-Cr-Mo, para aceros plaqueados con este tipo de aleaciones y para soldadura de aleaciones de níquel entre sí. Rendimiento 100 %. Alta resistencia a la corrosión en entornos oxidantes hasta 1100 °C. Empaquetado al vacío. En la tabla 2.5 se muestra el análisis standard del depósito en %.

Tabla 2.5. Análisis standard del depósito en %.

AWS 5.14	C %	Fe %	Si %	Mn %	Mo %	Cr %	Ni %	W %	P %	S %
E NiCrMo-4	< 0,02	5,0	0,2	1,0	16	15,6	58,7	3,4	< 0,04	< 0,04

Y la tabla 2.6 se recoge las propiedades mecánicas del depósito.

Tabla 2.6 Propiedades mecánicas del depósito

Resistencia a la tracción N/mm ²	Límite de Elasticidad N/mm ²	Alargamiento A ₅ (%)	Resiliencia (J) ISO-V a -196 °C	Dureza HRC
> 690	> 400	> 25	> 55	25 – 34

2.4. Ensayo visual

El método de ensayo visual (EV), de acuerdo con la especificación de la Norma AWS D 1.1 sección 6, literal 6.9, se basó principalmente en el dimensionamiento de los cordones de soldadura y la medición de algunas indicaciones como las escorias residuales después de efectuarse la soldadura, donde se utilizó el pie de rey y la lupa.

2.4.1. Defectoscopía a color

La defectoscopía a color o ensayo de líquidos penetrantes establece requisitos necesarios para la detección de defectos superficiales a uniones soldadas por fusión y elementos mecánicos fundidos. Este se realizó durante un ciclo de tres etapas para su mayor coordinación.

- **Primera etapa**

Esta consistió en limpiar una superficie de 25,4 mm² en la zona adyacente a la junta en aras de eliminar todo tipo de agentes contaminantes como: óxidos metálicos, grasas, aceites y pinturas; con cepillo de cerdas metálicas de aleación inoxidable, paños limpios exentos de pelusillas y spray limpiador solvente mostrado en la figura 2.1 para un tiempo de penetración de 7 minutos, el cual es suficiente para la acción capilar.



Figura 2.1. Spray limpiador.

- **Segunda etapa**

Esta consistió en aplicar el rociado con líquido penetrante (ver figura 2.2) a una distancia de 300 mm y con un ángulo aproximado de 45° después de evaporarse el líquido limpiador, para lograr una capa uniforme en una zona no menor de 10 mm adyacentes a la superficie ensayada, con un tiempo de penetración de 7 minutos.



Figura 2.2 Spray penetrante.

- **Tercera etapa**

Esta consistió en aplicar spray revelador (ver figura 2.3) mediante aerosol, teniendo en cuenta la ventilación del local y la misma marca del líquido penetrante. Según norma EN 571-1: 1997, el tiempo de revelado para los penetrantes coloreados, bajo luz natural o artificial con una iluminación mínima de 500 lx será de 10 a 30 minutos para obtener las posibles discontinuidades producidas.



Figura 2.3 Spray revelador

2.4.2. Ensayo de microdureza aplicado a la zona afectada por el calor

El ensayo de microdureza se aplica para la determinación de la dureza de volúmenes microscópicamente pequeños de metal. Para el ensayo se utilizó un microscopio modelo: PMT - 3 No 168, del laboratorio de microscopía de minas del ISMM Moa. La superficie de las probetas se preparan de la misma manera que para el análisis microestructural (desbaste y pulido). El número de dureza HV se determina por el tamaño de las huellas, igualmente que la dureza Vickers.

Para determinar la microdureza (HVN) de las probetas de análisis se realizó dos ensayos, el primero para una carga de 10 g y el segundo para una carga de 20 g, donde se midió los diámetros de la huella de la punta de diamante penetrada en un tiempo de 15 segundos, las medidas se tomaron para dos puntos de prueba seleccionados aleatoriamente en la superficie de las probetas.

2.5. Máquinas herramientas empleadas en el mecanizado

El mecanizado por arranque de material es el conjunto de operaciones que partiendo de una pieza en bruto (tocho), y eliminando o arrancando parte del material que la compone se obtiene una pieza de la forma y dimensiones deseadas. Por lo tanto, en este tipo de proceso, por definición, no se produce aporte de material, ni se le da forma por doblado, ni estiramiento. Las máquinas herramientas empleadas en el proceso de maquinado del eje fueron:

- El torno 16 K 20.
- La máquina de soldar del tipo transformador de CD (Miller).
- La fresadora vertical modelo 6 M 12 L

2.5.1. Caracterización del torno 16 K 20

Los trabajos de torneado se realizaron en el torno 16K20 (figura 2.4), en el mismo se puede realizar todas las operaciones que se requieren para la fabricación de los elementos mecánicos, por ser una de las máquinas más utilizadas en las pequeñas industrias mecánicas y talleres de reparaciones, además permite un cambio rápido de las herramientas de corte.

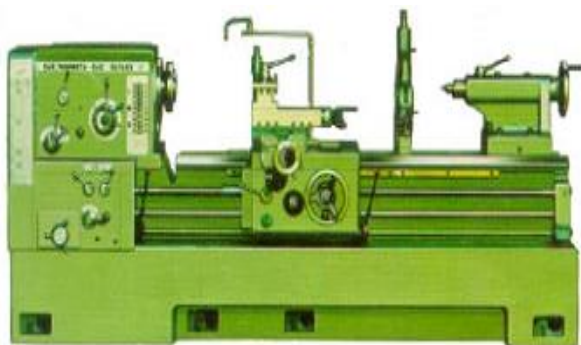


Figura 2.4. Torno paralelo 16 K 20.

Dentro de las principales características que presenta la máquina figuran las siguientes:

- Potencia del motor eléctrico. 10 kW
- Tensión. 400 V
- Frecuencia de rotación del husillo. 12,5 – 1 600 rev/min
- Avance:
 - Longitudinal. 0,05... 2,8 mm/rev
 - Transversal. 0,025...1,4 mm/rev

- Fuerza máxima laborable sobre el mecanismo de avance. . 4000 MPa.

2.5.2. Herramientas de corte empleadas

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

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

2.5.3. Características principales de la fresadora

La fresadora (figura 2.5) incorpora un desplazamiento de la pieza en su plano de apoyo. Esto permite un movimiento relativo entre la pieza y la herramienta según los tres ejes de coordenadas X; Y y Z y posibilita el mecanizado de superficies planas o curvas, así como todo tipo de rasurado.



Figura 2.5. Fresadora vertical modelo 6 M 12 L.

Las características fundamentales de la máquina herramienta son:

La superficie útil de mesa es de 320 x 1250 mm, con una potencia del motor $N_m = 7$ kW, presenta un rendimiento la fresadora de $\eta = 0,8$, con una frecuencia de rotación

del husillo (r/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 avance 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.

2.6. Máquina para soldar

La máquina soldadora tipo transformador produce corriente alterna, donde la potencia es tomada directamente de una línea de fuerza eléctrica y transformada en un voltaje requerido para soldar. El tamaño de la máquina soldadora por utilizar depende de la clase y cantidad de soldadura por hacer. Las características de la máquina del tipo Miller aparecen en la tabla 2.7.

Tabla 2.7. Características de la máquina empleada del tipo Miller

Alimentación primaria		230 V monofásica - 50/60 Hz
Consumo primario de intensidad máxima		19 A (TIG) – 29 A (ARCO)
Voltaje en vacío		82 V
Gama de ajuste		5 A a 150 A
Factor de Marcha (a 40 °C)	a 100 %	100 A
	a 60 %	120 A
	a 35 %	150 A
Diámetro de electrodo máximo		4mm (5/32")
Índice de Protección		IP23
Normas		EN 60974 - 1
Dimensiones (L x a x A)		420 x 175 x 300 mm
Peso		10 kg

2.6.1. Soldabilidad de la unión disímil

De acuerdo con Ibáñez (2005) la soldabilidad en los aceros inoxidables se mide a través de los diagramas de composición, éstos consideran la fase de la estructura metalúrgica final en la aleación depositada a través del método metalográfico en el diagrama de Shaeffler, además de predecir gráficamente la microestructura de la aleación de aporte como una función del porcentaje de dilución de la aleación base, condicionada por el cromo y el níquel equivalente presentes en la aleación, los cuales se determinan de acuerdo con Kujanpaa (1985) mediante las expresiones matemáticas 2.1 y 2.2.

$$[Cr]_q = Cr + Mo + 1,5Si + 0,5Nb \quad (2.1)$$

Donde:

$[Cr]_q$ - cromo equivalente, %

Cr cromo, %

Mo molibdeno, %

Si silicio, %

Nb niobio, %

$$[Ni]_q = Ni + 30C + 0,5Mn \quad (2.2)$$

Donde:

$[Ni]_q$ níquel equivalente, %

Ni níquel, %

C carbono, %

Mn manganeso, %

2.6.2 Tratamiento térmico pre y post-soldadura

El tratamiento térmico consiste en garantizar un retículo cristalino capaz de absorber los esfuerzos térmicos y de contracción que induce el proceso metalúrgico de fusión en la unión soldada, el cual es aplicable a la aleación AISI 630 (17-4 PH) debido a que la misma posee una estructura cristalina de martensita (M) y en consideración a lo antes planteado, es preciso un calentamiento pre-soldadura de 300 a 350 °C con el objeto de atenuar las tensiones de primer género (tensiones térmicas o zonales) que surgen durante el calentamiento y lograr una estructura capaz de adaptarse por deformación plástica al campo de tensiones de origen térmico; y para garantizar un factor de seguridad fiable dentro de los parámetros de diseño es necesario aplicar un revenido a 620 °C para minimizar el contenido de ferrita (Akbari *et al*, 2009).

De acuerdo con Torres (2003) el tiempo de permanencia pre-soldadura se expresa como:

$$t_p = (1,2 - 2)S \quad (2.3)$$

Donde:

t_p tiempo de permanencia, min

S espesor de la probeta metalográfica, mm

Según Caballero. N, (1990) la ecuación con que se determinó el tiempo de permanencia para el proceso de revenido es:

$$t_{p_{Rev}} = t_p + 70 \text{ min} \quad (2.4)$$

$t_{p_{Rev}}$ tiempo de permanencia para el revenido, min

2.7. Metodología de cálculo para el proceso de soldadura

En cualquier tipo de proceso de soldadura la mejor soldadura, que se puede obtener, es aquella donde la soldadura y el material base comparten las mismas propiedades químicas, metalúrgicas y físicas, para lograr esas condiciones el material fundido debe estar protegido de la atmósfera durante la operación de soldeo, de otra forma, el oxígeno y el nitrógeno de la atmósfera se combinarían, literalmente, con el material fundido, resultando en una soldadura débil y con porosidad. Los parámetros más aceptados para la soldadura disímil de las aleaciones AISI 630 (17-4 PH) y B574 (Hastelloy C-276), empleadas en la fabricación del eje de la bomba Toyo, con el uso del método de soldadura SMAW aparecen en la tabla 2.8.

Tabla 2.8. Parámetros para el proceso de soldadura disímil.

Diámetro del electrodo (mm)	3,2
Longitud del arco (mm)	2
Temperatura de fusión (°C)	1 370
Temperatura de ignición (°C)	34
Temperatura de interfase (°C)	150
Rendimiento (%)	0,7
Conductividad térmica (W/m.°K)	78

2.7.1. Cálculo del ciclo térmico

El conocimiento del ciclo térmico nos permite, en función del "heat input" (energía aportada), determinar los cambios microestructurales, así como las tensiones residuales, condiciones necesarias, para poder predecir la variación de la tenacidad (Muñoz, 2009).

✓ Intensidad de corriente

La intensidad de la corriente de soldadura depende del diámetro del electrodo, el cual se selecciona atendiendo: al espesor del material base, al tipo de construcción soldada,

además el tipo de revestimiento y la posición del cordón en el espacio influyen en la magnitud de la intensidad y según Quintero *et al.* (2006), se determina como:

$$I_s = 2,5d_e^2 + 35,5d_e \quad 18 \quad (2.5)$$

Donde:

I_s - intensidad de corriente de soldadura; A

d_e - diámetro del electrodo; mm

✓ **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 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 según Rodríguez (1987). De acuerdo con Indura (1999) los valores de tensión de arco recomendados para uniones disímiles por arco eléctrico con electrodo revestido está comprendido entre 25 y 30 V.

✓ **Velocidad de soldadura**

Es el desplazamiento del electrodo a una velocidad adecuada (velocidad de soldadura) fundiendo constantemente una porción de la aleación base y adicionando aleación de aporte producto de su propia fusión. En la medida que el proceso se desarrolla, el baño metálico va solidificando y formando la aleación de la junta. La velocidad de desplazamiento durante el soldeo debe ajustarse de tal forma que el arco adelante ligeramente el baño de fusión. Cuanto mayor es la velocidad de desplazamiento menor es la anchura del cordón, menor es el aporte térmico y más rápidamente se enfriará la soldadura. Si la velocidad es excesiva se producen mordeduras, se dificulta la retirada de la escoria, y se favorece el atrapamiento de gases (produciéndose poros), 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; cm/min

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

F - área de la sección transversal del cordón, cm²

ρ - densidad del material fundido; g/cm³

✓ **Energía lineal del proceso de soldadura**

Haciendo particular referencia a la soldadura por arco, hemos visto que en este proceso se emplea un arco voltaico para aplicar calor en una zona altamente localizada y producir la fusión de una pequeña zona de las piezas coincidentes con el arco y el extremo del electrodo. La energía, aporte térmico o calor aportado por una soldadura de arco eléctrico (Asta, 2006) queda determinada por la expresión:

$$H_{net} = \eta \frac{U_a I_s}{v_s} \quad (2.7)$$

H_{net} - energía, aporte térmico o calor aportado; J/m

η - rendimiento de la transferencia de calor de la fuente de energía; %

La eficiencia (η) del proceso de soldadura SMAW oscila entre 0,7 a 0,85 (Muñoz, 2009). A los efectos de los cálculos realizados de acuerdo con AWS (2001), la eficiencia es 0,7.

2.7.2. Cálculos numéricos para la soldadura por arco eléctrico

El cálculo de la longitud del charco de soldadura mostrará el radio efectivo de la distribución del calor y de su influencia en la zona afectada por el calor (Suárez, 2013). Se determina como:

$$L_l = \frac{Q}{2\pi\lambda \left(\frac{1}{T_c} - \frac{1}{T_0} \right)} \quad (2.8)$$

Donde:

L_l - longitud del charco de soldadura; m

Q - energía específica entrante; W

λ - conductividad térmica; W/m °K

T_c - temperatura de fusión; °C

T_0 - temperatura inicial; °C

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

$$Q = H_{net} l \quad (2.9)$$

Donde:

H_{net} - energía calórica en Julio por metro lineal de soldadura; J/m

l - longitud a soldar; m

- Velocidad de enfriamiento del cordón

Los autores Yu *et al.* (2007) proponen 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 del tipo de placa, su expresión matemática es:

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

Donde:

τ - parámetro adimensional de espesor relativo de la placa

d - espesor de la placa: m

C_e - calor específico; J/kg K

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

$$R = \frac{2\pi\lambda (T_c - T_0)}{H_{net}} \quad (2.11)$$

El tiempo de enfriamiento del cordón se determina por la ecuación 2.12.

$$t = \eta \frac{I_s^{(1,24+0,0005T_c - 0,005v_s)} U_a^{0,59}}{108 v_s^{(0,78 - 0,0005T_c)}} \quad (2.12)$$

2.7.3. Cálculo de costo del proceso de soldadura

La base para calcular el costo de mano de obra en peso por metro aparece en la ecuación (2.11). El factor operador que se muestra es el mismo que el ciclo de la jornada, que es el porcentaje del tiempo de arco contra el tiempo total pagado.

$$C_{mo} = \frac{T_{ps}}{v_s \cdot Fo} \quad (2.13)$$

Donde:

C_{mo} - costo mano de obra; \$/m

T_{ps} - tarifa de pago al soldador; \$/h

Fo - factor operador; (%)

En la soldadura eléctrica manual es de 5 – 30.

Cuando se realiza una construcción soldada hay dos tiempos que se deben tomar en cuenta, estos son el tiempo en 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 aleación 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:

$$t_o = \frac{\rho \left(\frac{S}{kH} \right)}{I_s} \quad (2.14)$$

Donde:

t_o - tiempo principal de soldadura; min

S - área de la sección transversal del cordón; cm^2

$S_1 = (6 \text{ a } 8) \text{ cm}^2$; para la primera pasada

$S_2 = (8 \text{ a } 12) \text{ cm}^2$; para las demás pasadas

kH - coeficiente de depósito; ($kH \approx 8,9 \text{ a } 9,5$)

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

El tiempo de descanso del obrero se tomará entre un 5 – 15 % del tiempo operativo.

Para gasto de MOI se toma aproximadamente a un 30 % del tiempo operativo, excepto para el Tratamiento Térmico.

El costo de la energía eléctrica se considera parte de los gastos generales. Por otro lado, cuando es necesario comparar procesos competitivos de manufactura o de

soldadura se sugiere incluir el costo de la energía eléctrica como costo directo en los cálculos. En ciertas plantas, a la energía eléctrica se le considera como gasto directo y se carga junto con cada uno de los trabajos (ASTM, 2000).

$$C_{ee} = \frac{Te.U_a.I_s.Pmd}{1000.Vd.Fo.Efe} \quad (2.15)$$

Donde:

C_{ee} - costo de energía eléctrica; \$/m

Pmd - peso del material depositado; kg/m

Vd - velocidad de depósito; kg/h

Efe - eficacia de la fuente de energía; %

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

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

$$C_E = \frac{S}{10^6} \frac{I \rho}{1,2} \quad (2.16)$$

Donde:

C_E - cantidad de electrodos; kg

10^6 - factor de conversión

1,2 - pérdidas por salpicaduras, calentamiento, aprovechamiento del electrodo.

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

$$C_{t_{kgmetaldepositado}} = \frac{M}{\eta} + \frac{C}{Vd} + \frac{G}{Fo} + \frac{Q}{Vd} + \frac{E}{1000} \frac{U_a}{Vd} \frac{I_s}{Fo} + \frac{A}{Vd} + F + R \quad (2.17)$$

Donde:

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

M - costo del material de aporte; \$/kg

C - costo de la MO directa; \$/h

A - costos indirectos (MO indirecta, seguro, flete, mecanizado); \$

- G - costo del gas de protección; \$/m³
E - costo de la energía eléctrica; \$/kWh
R - relación fundente/alambre

2.8. Selección de los regímenes de elaboración por maquinado

Para garantizar el buen acabado superficial de los elementos a maquinar en el proceso de torneado, se cilindrarán al aire con los siguientes datos de corte: $n = 250$ rev/min, $S = 0,2$ mm/rev.

2.8.1. Velocidad de corte

La elección de la velocidad de corte viene determinada por el material de la herramienta, el tipo de material a mecanizar y las características de la máquina. Una alta velocidad de corte permite realizar el mecanizado en menos tiempo, pero acelera el desgaste de la herramienta. De acuerdo con WhisperKut, la velocidad de corte para el mecanizado fino en la aleación AISI 630 (17-4 PH) con dureza superior a 35 HRC es 90 m/min.

La velocidad de corte se expresa en m/min. La velocidad adecuada de corte depende de varios factores y en ningún caso se debe superar la que aconsejan los fabricantes de las herramientas (Casillas, 1987).

$$V_c = \frac{\pi \cdot D \cdot n}{1000} \quad (2.18)$$

Donde:

V_c - velocidad de corte; m/min.

D - diámetro de la pieza; mm.

n - frecuencia de rotación del husillo; rev/min.

1 000 - factor de conversión de milímetro a metro.

2.8.2. Profundidad de corte

Es la dimensión de la capa de metal que arranca la cuchilla de una pasada. Si una pieza cilíndrica de diámetro D se tornea de una pasada de la cuchilla hasta el diámetro d , entonces la profundidad de corte es igual a la mitad de la diferencia entre los diámetros.

$$t = \frac{D - d}{2} \quad (2.19)$$

Donde:

t - profundidad de corte; mm.

d - diámetro de la pieza después de la elaboración; mm.

2.8.3. Tiempo de maquinado

Es el tiempo invertido por el operario en la ejecución del trabajo, también conocido por tiempo básico o tiempo total de maquinado (Fernández, 2007).

$$T_m = \frac{L}{n \cdot s} \cdot i \quad (2.20)$$

Donde:

T_m - tiempo de maquinado; min.

L - longitud a maquinar; mm.

i - número de pasadas.

s - avance de la herramienta; mm/rev

El refrentado consistió en la limpieza del frente de las caras de la pieza, el tiempo básico o de maquinado para esta operación se calcula por la siguiente ecuación.

$$T_b = \frac{\frac{D}{2} + Y + \Delta}{n \cdot s} i; \text{ min} \quad (2.21)$$

$$Y = t \cos \varphi \quad (2.22)$$

Donde:

Y - longitud de entrada de la cuchilla; mm

Δ - coeficiente, que se encuentra de 1... 3.

2.8.4. Proceso de maquinado por fresado

El procedimiento de fresado se empleará para la elaboración de los chaveteros y de las chavetas, así como en la elaboración de las diferentes tuercas y cabezas de tornillos que se fabricarán.

$$V_c = \frac{\pi \cdot D_f \cdot n}{1000} \quad (2.23)$$

Donde:

D_f - diámetro de la fresa; mm

Para determinar el avance por dientes (S_z), el mismo se prefija entre 0,18 – 0,22 mm/diente, generalmente se adopta $S_z = 0,2$ mm/diente

2.8.5. Tiempo de maquinado para el fresado

Los procesos de fresados se consideran difíciles, al trabajar en la máquina fresadora hay que emplear dispositivos especiales como el cabezal divisor, todo lo cual encarece los tiempos en ella empleados.

$$T_m = \frac{L}{S_m} \quad i \quad (2.24)$$

Donde:

L - largo del desplazamiento; min

S_m - avance por minuto de la herramienta o pieza; mm/min

El largo del desplazamiento se determina según Fernández et al. (2004) como:

$$L = l + Y + \Delta_1 \quad (2.25)$$

Donde:

l - largo de la pieza que se trabaja; mm.

Y - es la magnitud (el camino) de la entrada; (mm)

Δ_1 - magnitud de la salida o carrera libre de la herramienta.

Para fresas de mango durante el fresado simétrico se calcula como:

$$Y = \frac{D_f \sqrt{D_f^2 - t^2}}{2} \quad (2.26)$$

2.9. Clasificación de los gastos de tiempo de trabajo

El tiempo de trabajo como regla debe ser tiempo útil completamente normado. Al obrero hay que crearles las mejores condiciones de trabajo que permitan en el transcurso de la jornada utilizar el tiempo económico racional (Feschenkov, 1989).

En el tiempo total entran todas las categorías de gastos de tiempo de trabajo.

$$T_{pu} = T_b + T_a + T_{spt} + T_{org} + T_{dnp} \quad (2.27)$$

Donde:

T_{pu} - tiempo por unidad de producción y la suma de todos los tiempos de las diferentes categorías.

T_b - tiempo básico o principal de máquina.

T_a - tiempo auxiliar.

T_{spt} - tiempo de procesos tecnológicos.

T_{org} - tiempo organizativo.

T_{dnp} - tiempo de descanso y necesidades personales.

El tiempo por unidad de producción de las normas técnicamente fundamentadas es el tiempo necesario para ejecutar la operación tecnológica dada, al aplicar los métodos modernos de maquinado, experiencias de los trabajadores de avanzadas con innovadores.

El tiempo básico es el tiempo que se gasta en cambiar las dimensiones, la forma y rugosidad de la pieza y puede ser manual o de máquina

El tiempo auxiliar es el tiempo que se gasta para el cuidado del puesto de trabajo y otros gastos como buscar herramientas, limpieza de la máquina, llamado también T_{spt} (tiempo de servicio al puesto de trabajo).

$$T_{spt} (0,04...0,08)T_b \quad (2.28)$$

El tiempo de procesos tecnológicos es el que se gasta en la colocación de piezas, arranque y parada de la máquina, conexión y desconexión del avance, medición de la pieza.

$$T_a = (0,18...0,25)T_b \quad (2.29)$$

El tiempo organizativo es aquel en el cual se realiza un trabajo productivo dirigido al concepto de una tarea (operación).

$$T_{org} = T_b + T_a \quad (2.30)$$

El tiempo de descanso y necesidades personales es donde se consideran las pausas y descanso físico. Este tiempo suele descontarse de la jornada laboral.

$$T_{dnp} = (0,17...0,25)T_b, \text{ para una jornada de trabajo de (4 horas)} \quad (2.31)$$

En el tiempo por causas organizativas se considera:

$$T_{pco} = (2\%)T_b \quad (2.32)$$

En el tiempo por causas técnicas:

$$T_{pct} = (6\%)T_b \quad (2.33)$$

El tiempo total del proceso tecnológico

$$\Sigma T_{total} = T_{pu} + T_{pco} + T_{pct} \quad (2.34)$$

En Cuba, la no existencia generalizada del control numérico y máquinas automáticas ha frenado la utilización de las herramientas con placas intercambiables debido a la poca rigidez y estabilidad de las máquinas convencionales; pero su utilización en los talleres mejoraría considerablemente el proceso de mecanizado disminuyendo los costos de producción a pesar del costo inicial de la herramienta.

2.10. Variables para el proceso de simulación

Las variables de soldadura son los factores que pueden ser ajustados para controlar una soldadura. Para obtener los mejores resultados en el proceso, es necesario conocer el efecto de cada variable sobre las diversas características o propiedades del proceso de soldadura. Ciertas variables que pueden ser continuamente reguladas o fácilmente medidas constituyen controles mejores que aquéllas que no pueden ser medidas o sólo pueden ser modificadas indirectamente. En la tabla 2.8 aparecen las variables a considerar en el proceso de simulación.

Tabla 2.8. Parámetros para la simulación

Parámetros	Mínima	Máxima
Temperatura	34 °C	1 370 °C
Longitud del cordón	1 mm	342,43 mm
Profundidad del cordón	1,25 mm	24 mm
Ancho del cordón	1,5 mm	27 mm

Las propiedades que se utilizarán para el modelo de elementos finitos se clasificaron en dos grupos:

- Propiedades térmicas: conductividad, calor específico, calor latente, coeficiente de dilatación.



- Propiedades mecánicas: límite elástico, carga de rotura, módulo de elasticidad, alargamiento, densidad, coeficiente de Poisson.

Para comprobar la idoneidad del método y los modelos propuestos se desarrolló el tratamiento estadístico de los resultados simulados y los experimentales, se realizaron con la utilización del tabulador Microsoft Excel 2003; el paquete estadístico STATGRAPHICS Plus 5.1 y Ansys.

2.11. Conclusiones del capítulo 2

- Los procedimientos descritos permiten establecer el proceso tecnológico de soldadura en la unión soldada disímil de las aleaciones AISI 630 (17-4 PH) y Hastelloy C-276 empleadas en el árbol de la bomba Toyo.
- Las ecuaciones desarrolladas permiten establecer el procedimiento metodológico de los regímenes del proceso de soldadura manual por arco eléctrico con electrodos revestidos (SMAW) de las aleaciones AISI 630 (17-4 PH) y Hastelloy C-276, en función del tipo de unión a soldar.
- El empleo de elementos computacionales como los Elementos Finitos presentan ventajas, por un lado en la celeridad en su aplicación y por otro en que permite, muy fácilmente, introducir modificaciones en el modelo, así como la evolución de la temperatura con el tiempo durante el tratamiento.

Capítulo 3

Análisis de los resultados

CAPÍTULO 3: ANÁLISIS DE LOS RESULTADOS

3.1. Introducción

En el presente capítulo se analizan los resultados obtenidos a partir de los métodos empleados para la solución del problema planteado en el capítulo anterior, del mismo modo se establece un conjunto de criterios que sustentan las teorías que garantizan la veracidad de la hipótesis planteada como resultado del análisis. Se realiza además un análisis mediante el método de elementos finitos para la verificación del ciclo térmico en las zonas afectadas por el calor y fundida, una valoración económica relacionada con el ahorro de esta tecnología, así como el impacto medioambiental que se relaciona con el trabajo.

El objetivo del capítulo es realizar una valoración crítica de los resultados y a través de ella, exponer los fundamentos científicos que dan solución al problema planteado a partir de la interpretación de las regularidades observadas.

3.2. Composición química de los materiales estudiados

El promedio de las mediciones de composición química obtenidos entre las muestras se expone en las tablas 3.1 y 3.2.

Tabla 3.1. Comparación de la composición química entre las probetas y los estándares de 630 (17 - 4 PH)

Material	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Cu	Nb
Probeta	0,069	0,97	1,1	0,038	0,03	16,57	3,45	3,52	0,36
AISI 630	0,07	1,0	1,0	0,04	0,03	15,5-17,5	3,5	3-5	0,15-0,45

Tabla 3.2. Comparación de la composición química entre las probetas y los estándares de B 574 (Hastelloy C-276).

Materia	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	Co	W	V	Fe
Probeta	0,015	0,07	0,95	0,04	0,03	14,72	54	15,8	2,4	4,3	0,33	4,9
B 574	0,01	0,08	1,0	0,04	0,03	14,5-16,5	55	15-17	2,5	3-4,5	0,35	4-7

Como se observa la composición química de los materiales base están dentro del rango establecido para las aleaciones, la que se corresponden con las aleaciones 630 (17 - 4 PH) y B 574 (Hastelloy C - 276), de acuerdo con las normas AISI y ASTM.

3.3 Análisis metalográfico por el diagrama de Schaeffler

Este diagrama permite determinar la estructura de una aleación conociendo su composición. Adicionalmente se indican problemas que presentan determinadas estructuras al soldar, dependiendo de su ubicación en el diagrama, que pueden evitarse al seleccionar adecuadamente el material de aporte y el procedimiento de soldadura. Para su empleo se parte del cromo y el níquel equivalente del material base y del material de aporte. Estos se calculan a partir de las fórmulas dadas, para luego graficarlas como se muestra en las figuras 3.1 y 3.2.

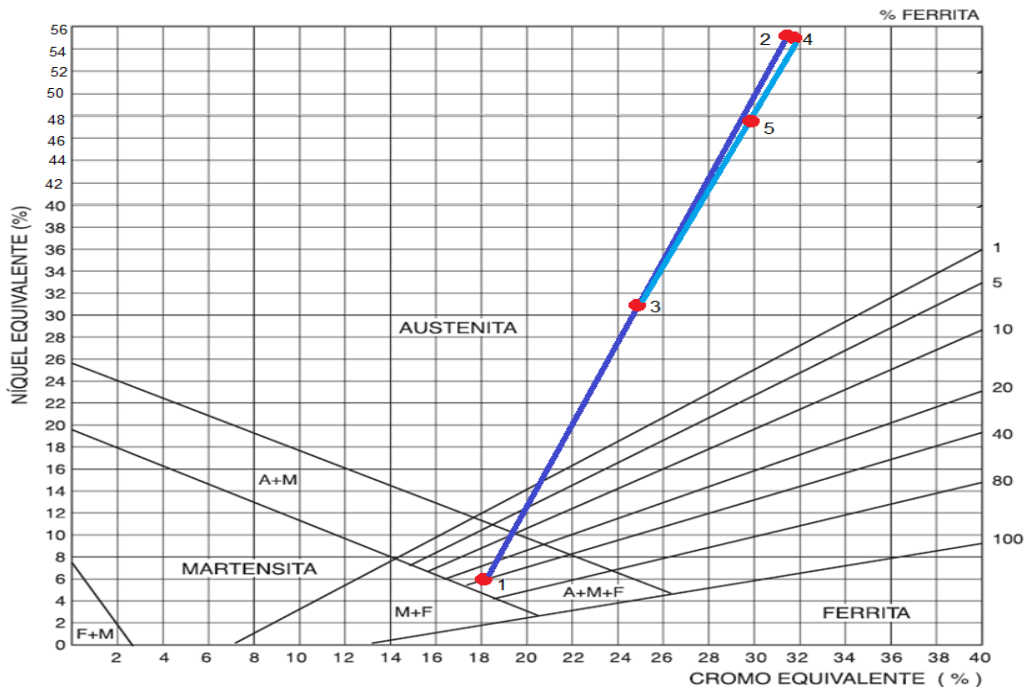


Figura 3.1. Análisis del depósito con electrodo E NiCrMo – 4.

La figura 3.1 muestra que el punto 1 pertenece a la aleación AISI 630 (17 - 4 PH), el punto 2 a la aleación B 574 (Hastelloy C - 276), el punto 3 a la mitad del segmento 1 - 2, el punto 4 al electrodo E NiCrMo - 4 y el punto 5 al depósito resultante con un contenido de los elementos químicos (cromo y níquel) de Cr = 29,8 % y Ni = 47,9 %, además se revela que el mismo posee una estructura de austenita (A), con ausencia de ferrita y posible fisuración en caliente por encima de una temperatura de 1250 °C y formación de fase inter-metálica sigma entre 500 y 900 °C.

La figura 3.2 muestra el cordón resultante del depósito con electrodo E 320 – 15.

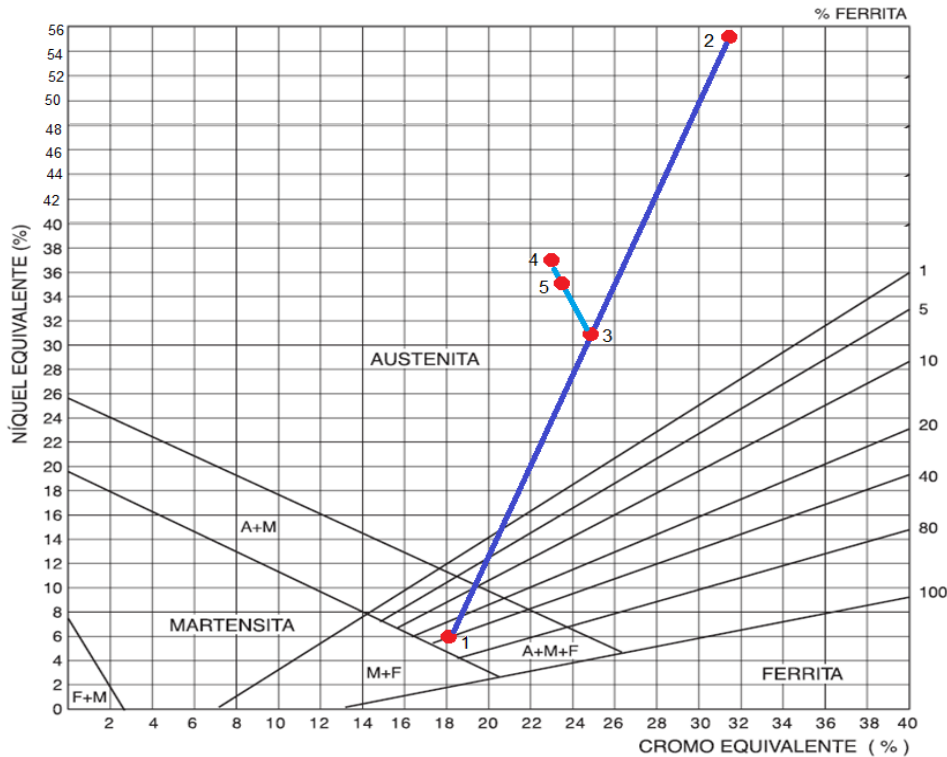


Figura 3.2. Análisis del depósito con electrodo E 320 – 15.

La figura 3.2 muestra que el punto 1 pertenece a la aleación AISI 630 (17 - 4 PH), el punto 2 a la aleación B 574 (Hastelloy C - 276), el punto 3 a la mitad del segmento 1 - 2, el punto 4 al electrodo E 320 - 15 y el punto 5 al depósito resultante con un contenido de los elementos químicos (cromo y níquel) de $Cr = 23,5 \%$ y $Ni = 35 \%$, además se revela que el mismo posee una estructura de austenita (A), con ausencia de ferrita y posible fisuración en caliente por encima de una temperatura de $1\ 250\ ^\circ C$, sin peligro de la formación de fase inter-metálica (sigma) entre 500 y $900\ ^\circ C$, ni de crecimiento del grano austenítico por encima de una temperatura de $1150\ ^\circ C$, ni de la fisuración por temple por debajo de $400\ ^\circ C$.

Al caracterizar a través del diagrama constitutivos (diagrama de Schaeffler) la unión disímil de los aceros ASTM A 693 tipo 630 (SAE 17 – 4 PH) Hastelloy C - 276 con electrodo E 320 – 15 a través del método de soldadura SMAW, se puede plantear que con ambos electrodos se logran depósitos satisfactorios que no son susceptibles a la tendencia al agrietamiento.

3.4 Análisis del tratamiento térmico pre y post-soldadura

De acuerdo con las dimensiones del árbol y de la junta, para una masa metálica de espesor, $S = 24 \text{ mm}$, el tiempo de permanencia durante el calentamiento previo al proceso tecnológico de soldeo es $t_p = 48 \text{ min}$ (0,8 h) y el tiempo de permanencia necesario para eliminar las tensiones de primer y segundo género generadas como resultado del ciclo térmico impuesto a la junta es $t_{p_{rev}} = 118 \text{ min}$ (1,97 h).

3.5 Análisis del ensayo visual

Se realizó el ensayo visual al árbol después de ejecutado el proceso de soldadura. Los resultados obtenidos se muestran en la figura 3.3.



Figura 3.3. Sección de árbol soldado

Mediante el análisis visual se puede observar en la figura 3.4 una junta en la cual el cordón de soldadura presenta macrodeformaciones de forma, las cuales están dentro de los parámetros prescritos en la Norma ASME, además la no presencia de fusión incompleta, de poros y de cráteres, de discontinuidades que minimizan el factor de seguridad y con ello la fiabilidad del árbol y la turbomáquina.

3.5.1. Análisis de la defectoscopia a color

Esta permitió a través del empleo de los líquidos empleados (limpiador, penetrante y revelador) obtener la calidad del cordón de soldadura.



Figura 3.4. Sección de árbol soldado y coloreado

Se aprecia en la figura 3.4, luego de aplicado el proceso de defectoscopia a color, un cordón de soldadura libre de microporos y microfisuraciones, discontinuidades formuladas como focos concentradores de tensiones y causantes de fallas.

3.6. Resultados de la metodología de cálculo de soldadura

De acuerdo con Torres (2003) el diámetro de electrodo seleccionado para garantizar una junta capaz de absorber los esfuerzos tensionales a que está sometido el árbol es $d_e = 3,2 \text{ mm}$.

La intensidad de corriente de soldadura necesaria para realizar el proceso tecnológico de soldeo es $I_s = 140 \text{ A}$.

En consideración con lo planteado en el capítulo 2 por Indura (1999), la tensión de soldadura seleccionada fue $U_a = 25 \text{ V}$.

Para un coeficiente de aporte de $\alpha_d = 14 \text{ g/A}$, una corriente de soldadura $I_s = 140 \text{ A}$, una densidad del material fundido $\rho = 7700 \text{ kg/m}^3$ y un área del cordón de soldadura obtenida a través del software Mechanical Desktop 2006 de $F = 334 \text{ mm}^2$, la velocidad de soldadura es $v_s = 12,7 \text{ mm/s}$.

Teniendo en cuenta un rendimiento de la transferencia de calor de la fuente de energía $\eta = 0,7$, una velocidad de soldadura es $v_s = 12,7 \text{ mm/s}$, una corriente de soldadura $I_s = 140 \text{ A}$ y una tensión de soldadura $U_s = 25 \text{ V}$, la energía, aporte térmico o calor aportado es $H_{net} = 193 \text{ J/m}$.

Con el aporte térmico $H_{net} = 193 \text{ J/m}$, y la longitud del cordón de soldadura $l = 342,43 \text{ mm}$ determinada mediante el software Mechanical Desktop 2006 se obtiene una energía específica entrante $Q = 66 \text{ W}$.

En función de los parámetros: energía específica entrante, $Q = 66 \text{ W}$, conductividad térmica, $\lambda = 16 \text{ W/m.K}$, temperatura de fusión, $T_c = 1643 \text{ }^\circ\text{K}$, temperatura inicial, $T_o = 623 \text{ }^\circ\text{K}$, se determinó que la longitud del charco de soldadura es $L_l = 6,4 \text{ mm}$.

En consideración a los parámetros: aporte térmico, $H_{net} = 193 \text{ J/m}$, calor específico, $C_e = 500 \text{ J/kg.K}$, temperatura de fusión, $T_c = 1643 \text{ K}$, temperatura inicial, $T_o = 623 \text{ K}$, y

espesor de la placa, $d = 24 \text{ mm}$, se determinó que el espesor relativo de la placa es $\tau = 34,23 \text{ mm}$.

A través de la conductividad térmica, $\lambda = 16 \text{ W/m.K}$, la temperatura de fusión, $T_c = 1643 \text{ K}$, la temperatura inicial, $T_o = 623 \text{ K}$, y el aporte térmico, $H_{net} = 193 \text{ J/m}$, se determinó que la velocidad de enfriamiento para una placa gruesa es $R = 521 \text{ K/s}$.

Sobre la base de las variables: corriente de soldadura, $I_s = 140 \text{ A}$, la temperatura de fusión, $T_c = 1643 \text{ K}$, la velocidad de soldadura, $v_s = 12,7 \text{ mm/s}$, el rendimiento de la transferencia de calor de la fuente de energía, $\eta = 0,7$ y la tensión de soldadura seleccionada, $U_a = 25 \text{ V}$, se determinó que el tiempo de enfriamiento del cordón de soldadura es $t = 37,5 \text{ min}$.

Mediante la tarifa de pago al soldador, $Tps = 3,75 \text{ \$/h}$ y el factor operador, $Fo = 24$, se determinó que el costo de mano de obra es $Cmo = 0,012 \text{ \$/m}$.

Con un área del cordón de soldadura obtenida a través del software Mechanical Desktop 2006 de $F = 334 \text{ mm}^2$, una densidad del material fundido $\rho = 7\,700 \text{ kg/m}^3$, una corriente de soldadura $I_s = 140 \text{ A}$, una longitud del cordón de soldadura, $l = 342,43 \text{ mm}$ y un coeficiente de depósito, $kH = 9$, se determinó que el tiempo principal de soldadura es $t_o = 70 \text{ min}$.

El tiempo de servicio al puesto de trabajo es $t_{spt} = 2,8 \text{ min}$.

El tiempo de descanso del obrero es, $t_{do} = 7 \text{ min}$.

El gasto de Mano de Obra Indirecta, $G_{MOI} = 21 \text{ min}$.

En función de las variables: peso del material depositado, $Pmd = 0,61 \text{ kg}$, velocidad de depósito, $Vd = 0,55 \text{ kg/h}$, eficacia de la fuente de energía, $Efe = 0,95$, se determinó que el costo de energía eléctrica es $Cee = 11,92 \text{ \$/m}$.

Para una longitud del cordón de soldadura, $l = 342,43 \text{ mm}$, un área del cordón de soldadura obtenida a través del software Mechanical Desktop 2006 de $F = 334 \text{ mm}^2$ y una densidad del material fundido, $\rho = 8\,000 \text{ kg/m}^3$, se determinó que la cantidad de electrodos es $C_E = 0,01 \text{ kg}$.

En función de las variables: costo del material de aporte, $M = 32 \text{ \$}/\text{kg}$, costo de la MO directa, $C = 0,012 \text{ \$}/\text{m}$, costos indirectos, $A = 320 \text{ \$}$, costo de la energía eléctrica, $E = 2 \text{ \$}/\text{kWh}$ y la relación fundente-alambre, $R = 1$, se determinó que el costo total por kg de material depositado es $C_{t_{\text{kg metal depositado}}} = 527,81 \text{ \$}/\text{kg}$.

3.7. Resultados de la metodología de cálculo de mecanizado

Para garantizar el buen acabado superficial de las secciones a mecanizar en el proceso de torneado, se establecieron los regímenes de corte: velocidad de corte, $v_c = 90 \text{ m}/\text{min}$, avance longitudinal, $s = 0,2 \text{ mm}/\text{rev}$, lo que determinó una frecuencia de rotación del husillo de $n = 250 \text{ min}^{-1}$.

En consideración al diámetro del semiproducto, $D = 120 \text{ mm}$ y al diámetro mínimo a mecanizar, $d = 32 \text{ mm}$, se determinó que la profundidad de corte es $t = 44 \text{ mm}$.

Para una longitud a maquinar, $L = 230 \text{ mm}$, número de pasadas, $i = 12$, frecuencia de rotación del husillo, $n = 250 \text{ min}^{-1}$ y avance longitudinal, $s = 0,2 \text{ mm}/\text{rev}$, se determinó que tiempo invertido por el operario en la ejecución del trabajo es $T_m = 55 \text{ min}$.

Con las variables: profundidad de corte, $t = 44 \text{ mm}$, ángulo de posición de la cuchilla de refrentar, $k_\alpha = 45^\circ$, se determinó que la longitud de entrada de la cuchilla es $Y = 31 \text{ mm}$, así como el coeficiente, $\Delta = 3$, el número de pasadas, $i = 12$, la frecuencia de rotación del husillo, $n = 250 \text{ min}^{-1}$, el avance longitudinal, $s = 0,2 \text{ mm}/\text{rev}$ y el diámetro del semiproducto, $D = 120 \text{ mm}$, se determinó que el tiempo básico de refrentado es $T_b = 23 \text{ min}$.

Mediante el empleo de los regímenes de corte de fresado: diámetro de la fresa, $D_f = 18 \text{ mm}$, velocidad de corte, $v_c = 90 \text{ m}/\text{min}$, se determinó que la frecuencia de rotación del husillo es $n = 1500 \text{ min}^{-1}$.

El avance por dientes (S_z), establecido para el mecanizado de los chaveteros es $S_z = 0,2 \text{ mm}/\text{diente}$.

A través de los parámetros: longitud a mecanizar, $l = 80 \text{ mm}$, entrada de la fresa, $Y = 37 \text{ mm}$, magnitud de la salida de la fresa, $\Delta = 3 \text{ mm}$, número de pasadas, $i = 3$ y avance por minuto de la pieza, $S_m = 10 \text{ mm/min}$, se determinó que el tiempo de mecanizado para el fresado de los chaveteros es $T_m = 24 \text{ min}$.

De acuerdo con Feschenkov, (1989), se determinó que dentro de los gastos de tiempo figuran: el tiempo auxiliar, $T_a = 6 \text{ min}$, el tiempo de procesos tecnológicos, $T_{spt} = 1,92 \text{ min}$, el tiempo organizativo, $T_{org} = 30 \text{ min}$, el tiempo de descanso y necesidades personales, $T_{dnp} = 6 \text{ min}$ y el tiempo básico o principal de máquina, $T_b = 24 \text{ min}$, el cual genera un tiempo por unidad de producción $T_{pu} = 68 \text{ min}$.

A través de las variables: tiempo por causas organizativas, $T_{pco} = 0,48 \text{ min}$, tiempo por causas técnicas, $T_{pct} = 0,38 \text{ min}$, se determinó que el tiempo total del proceso tecnológico es $\sum T_{total} = 69 \text{ min}$.

3.8. Análisis de la simulación por el Método de los Elementos Finitos

No existe una formulación variacional para un determinado problema físico, como en el caso de la ecuación de la conducción calorífica. Una alternativa consiste en el uso de una composición de tres métodos (Huang, 1994; Zienkiewicz, 1994).

Para simular el proceso de soldadura con el empleo de los elementos finitos se procedió a realizar el mallado del elemento, como se muestra en la figura 3.5. El estudio de la malla nos permitirá, por un lado su refinamiento y por el otro, mejorar la exactitud de la solución. Durante las simulaciones habrá que adoptar decisiones de compromiso entre los errores de los resultados y el consumo de tiempo de memoria para la ejecución del código (Saavedra, 2000).

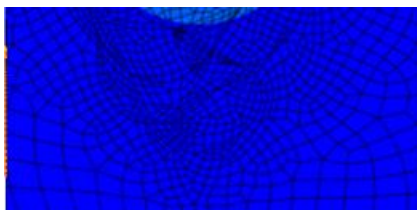


Figura 3.5. Mallado en la sección de junta para la simulación del proceso de soldadura.

En total el modelo numérico consta de 89 777 nodos distribuidos por 18 290 elementos. El método de resolución empleado fue el del gradiente conjugado de Jacobi. Para demostrar esta afinidad se compararon la solución analítica y la numérica, por lo que se consideró en el experimento:

- La fuente de 1 643 °K emitido durante 1 segundo, cubriendo un área de 334 mm² en una superficie de 342,43 mm.
- El material del árbol con sus propiedades térmicas constantes ($\rho = 7\,700\text{ kg/m}^3$; $C = 500\text{ J/kg}^\circ\text{K}$; $\lambda = 16\text{ W/m}^\circ\text{K}$), de dimensiones de 27 x 24 x 342,43 mm y una temperatura de entrada inicial de 623 °K.

El análisis de los resultados (figura 3.5) nos permite verificar la relación ya conocida, que con el uso de una malla más densa se consigue disminuir el error de la solución numérica. Evidentemente este aumento en el número de elementos repercutirá tanto en el consumo de memoria, como en el de tiempo de ejecución del código, lo que fue reportado por Bathe (1996).

Se aprecia que en la zona del material base, el mallado va aumentando de tamaño a medida que se aleja del cordón. Esto es debido a que la transmisión de calor es mucho más significativa en la zona afectada térmicamente (ZAT), adyacente al cordón.

Hay que destacar que en la representación gráfica que se muestra en la figura 3.6 la presencia de los puntos rojos correspondiente a una temperatura de 1 400 °C, se justifica como una necesidad para que el programa de elementos finitos mantenga la precisión deseada dentro del rango en el que están definidas las propiedades térmicas. Además se observa que en la ZAT existe una isoterma a 900 °C la cual corresponde a una zona de normalizado en la cual la martensita tiene un comportamiento estable lo cual significa que la junta es capaz de adaptarse por deformación plástica al campo de tensiones de origen térmico y no provocar discontinuidades en el retículo cristalino.

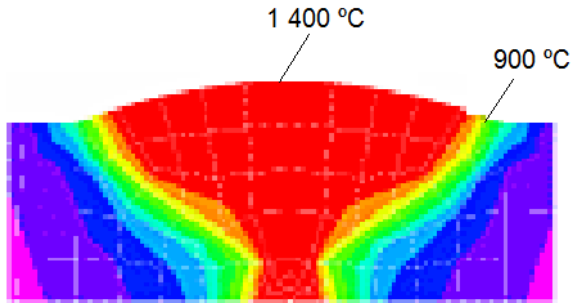


Figura 3.6. Comportamiento de la temperatura en el cordón de soldadura.

Las oscilaciones de la temperatura máxima estacionaria (en los nodos) aparecen por el efecto que tiene la malla sobre la discretización del haz en movimiento. Para la región reticulada con malla gruesa el período de estas fluctuaciones es de 0,1 s y 0,05 s en la discretización fina.

Podemos observar que la zona afectada por el calor (ZAC) es mayor (se ensancha) cuando mayor es el aporte térmico y la temperatura de precalentamiento usada en el proceso. Por otro lado, cuando el calor aportado o la temperatura de precalentamiento disminuyen, la distribución de temperaturas máximas se concentra a ambos lados del cordón de soldadura, en dos bandas estrechas y cuando aumentan la distribución de temperaturas máximas se dispersa, lo que provoca que las bandas se ensanchen.

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.

Las temperaturas de transformación que son importantes son: Ac_1 , Ac_3 (temperatura crítica inferior y crítica superior respectivamente) y la isoterma que se genera sobre la interfase de fusión. La región entre Ac_3 y la isoterma en la línea de fusión es completamente reaustenizada cuando el cordón es depositado, mientras que entre las isotermas Ac_3 y Ac_1 ocurren solo transformaciones parciales de la austenita durante el calentamiento. Todas las regiones calentadas a temperaturas menores que Ac_1 son revenidas.

El análisis por el MEF permite estimar que existe un incremento de la temperatura por encima de la temperatura de fusión, lo que provoca la obtención de una estructura martensita con ferrita acicular. Esto permite predecir la velocidad de enfriamiento, ya que

para un enfriamiento rápido, unas placas de fase crecen en el borde de los granos de fase α y dependiendo de la velocidad del enfriamiento se obtendrá distintos tamaños de granos, pero además un enfriamiento rápido provoca la formación de placas más finas dando origen a la microestructura de Widmanstätten. Esta situación requiere de un tratamiento térmico posterior a la soldadura calentando por debajo del punto de transformación Ac1 a 620 °C y enfriando lentamente en aire no forzado para distensionar la zona de soldadura lo que ha sido reportado por Hicken *et al.* (2002).

Se determinó el análisis de deformación para el estado estático-estructural, representado en la figura 3.7.

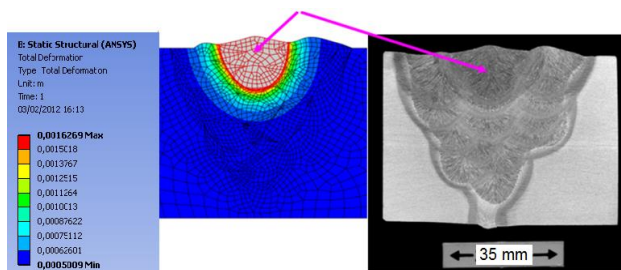


Figura 3.7. Comportamiento de la deformación para el estado estático-estructural.

El análisis de deformación para el estado estático-estructural muestra una dilatación lineal de carácter homogéneo, el cual garantiza que durante el proceso de solidificación del cordón de soldadura originen un mínimo movimiento de las dislocaciones y evitan el cizayamiento del cordón durante la contracción en un intervalo de 0,63 - 1,63 mm. Se observa que como consecuencia de este movimiento aparecen pequeñas oscilaciones en la temperatura del estado estacionario. Una ampliación de la región central nos permite identificar las frecuencias en la fluctuación de la temperatura.

Esta aleación por poseer una baja conductividad térmica de 16 W/m °K, conductividad eléctrica y coeficiente de dilatación lineal, es capaz de admitir las deformaciones microestructurales que induce el calor aportado a la red cristalina, sin causar fisuraciones en caliente.

Las oscilaciones de la temperatura máxima estacionaria (en los nodos) aparecen por el efecto que tiene la malla sobre la discretización del haz en movimiento. Para la región reticulada con malla gruesa el período de estas fluctuaciones es de 0.1 s y 0.05 s en la discretización fina.

Podemos observar que la zona afectada por el calor (ZAC) es mayor (se ensancha) cuando mayor es el aporte térmico y la temperatura de precalentamiento usada en el proceso. Por otro lado, cuando el calor aportado o la temperatura de precalentamiento disminuye, la distribución de temperaturas máximas se concentra a ambos lados del cordón de soldadura, en dos bandas estrechas y cuando aumenta, la distribución de temperaturas máximas se dispersa, lo que provoca que las bandas se ensanchen.

El ciclo térmico de soldadura somete al material base a transformaciones que van desde la fusión sobre la interface material base - material de aporte, hasta regiones donde no existe evidencia de efectos térmicos, donde se considera la temperatura según el tiempo de permanencia del arco.

3.9. Análisis económico

El concepto de costo y gasto difieren. Todos los recursos que emplea una empresa han de ser catalogados en una de las dos categorías. Los costos se definen como aquellos recursos que aplicamos en la fabricación de los bienes o servicios que la empresa ofrece, por el contrario los gastos serían aquellos recursos, aplicados en el período contable, en los que se incurrió para conseguir los ingresos de un determinado período o que fueron necesarios para que la empresa pudiera existir durante el mismo.

Para que esta distinción pueda ser comprendida se especifica que en el momento de la adquisición de un bien material o servicios la empresa incurre en el costo para obtener beneficios presentes o futuros, cuando se obtienen los beneficios es cuando el costo se convierte en gastos, por lo tanto un gasto es un costo que ha producido un beneficio y que ya está expirado. Los costos no expirados que puedan dar beneficios futuros se clasifican como activos tal es el caso de los inventarios de materias primas para la fabricación y las mercancías con destino a la venta. En la tabla 3.3 se recogen los costos por mantenimiento en lo que incurre el árbol de la bomba Toyo.

Tabla 3.3. Cálculo del costo por mantenimiento

Árbol averiado	Materiales	Precio (USD/kg)	Freq/anual	Costo/general
	Barra redonda B574	2 000	2	3 500
	Electrodo E320-15	32	2	40
	Empaquetadura	118	2	150
Mano de Obra	Hora/hombre	Freq/anual	Costo/unitario	Costo/general
Soldador "A"	1,7	2	6,38	12,76
Tornero "A"	3,0	2	10,5	21,0
Fresador "A"	1,15	2	4,03	8,06
Costo/total: 3 731,82				
Importaciones				
Denominación	Precio (USD)		Costo Total (USD)	
Árbol	90 000,00		95 000,00	
Ahorro por concepto de importación anual				
182 536.36 USD				

3.10. Impacto ambiental

En la industria del Níquel en Cuba resulta de gran aplicación el transporte hidráulico y neumático, diferenciándose entre la tecnología ácida y la amoniacal. En la tecnología ácida el mineral se alimenta a la industria en forma de pulpa, en esta situación el transporte hidráulico adquiere ventajas respecto a otras formas, es así como el mineral se transporta por varios kilómetros a presión o por gravedad hasta la industria y ya dentro de ella, continua aplicándose el hidrotransporte.

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

En las plantas de procesamiento de minerales también se generan grandes cantidades de residuales líquidos que contaminan las aguas. Cuba por ser una isla larga y estrecha hace que la contaminación que se produce en las cuencas hidrográficas se traslade rápidamente a la zona costera y por tanto estos también deben ser incluidos.

Además en las tareas de decisión y solución de los problemas generados por la contaminación se requiere emplear técnicas participativas de la comunidad y de las entidades implicadas en su generación y de ello, aparece la recomendación de la

preparación de profesionales y el desarrollo de acciones para aplicar el manejo integrado de las zonas costeras, las cuencas hidrográficas y las zonas protegidas, susceptibles de ser impactadas por el desecho de este material.

En la actividad extractiva como en otras actividades económicas, deben tomar parte cada vez más la comunidad, la cual debe encontrarse informada de las actividades y riesgos que implican para ellos las decisiones que les conciernen. La seguridad del trabajo ha ido evolucionando, al principio su campo de acción se limitaba a los factores mecánicos y ambientales, posteriormente el hombre fue el objeto de su más cuidadoso estudio. Se descubre el factor humano y su importancia se pone de relieve al analizar los casos de accidentes del trabajo.

Por otra parte, hay que señalar que en la actualidad un aspecto importante que limita la protección en los trabajadores de soldadura, sobre todo para países pobres, tiene que ver con el alto precio de los equipos de protección. Muchas industrias a causa de no disponer de los capitales suficientes o en ocasiones para no hacer inversiones que afecten sus utilidades, no crean las condiciones necesarias de protección, a riesgo de afectar la salud de los trabajadores.

Durante el proceso de soldeo la torcha de plasma produce una considerable cantidad de humos metálicos, ozono, dióxido de nitrógeno y radiación ultravioleta los cuales causan graves afecciones a los sistemas respiratorio y circulatorio, además de otros, dentro de los cuales figuran el incendio, las quemaduras, la radiación infrarroja, los riesgos eléctricos, el ruido, los fluoruros y el monóxido de carbono, los cuales propician enfermedades como la carboxihemoglobina, hipoacusia parcial y conjuntivitis actínica, lo que fue reportado por la norma NSHT (2004).

3.11. Conclusiones del capítulo 3

- La metodología establecida para la recuperación del árbol de la bomba Toyo posibilitó su reinserción y puesta en marcha en el sistema de bombeo, con el consumo mínimo de las variables energía y tiempo, y sin generar gastos superfluos por concepto de procesos tecnológicos.
- La simulación por el Método de los Elementos Finitos (MEF) descartó la influencia de las temperaturas en la zona afectada por el calor (ZAC).
- Con el análisis económico se logró un ahorro de 182 536,36 USD por concepto de importaciones en un año de servicio.



Conclusiones generales

- ❖ Al aplicar el ciclo térmico de soldadura en las aleaciones AISI 630 (17 - 4 PH) y la aleación B 574 (Hastelloy C - 276) con electrodos E NiCrMo – 4 y con electrodos E 320 – 15, se pudo determinar que con los mismos se logra un depósito en la sección del árbol de la bomba Toyo.
- ❖ En función de los parámetros del ciclo térmico y para una temperatura de fusión, de $T_c = 1643\text{ }^{\circ}\text{K}$, en el campo obtenido en el diagrama constitutivo para ambos electrodos es del tipo austenítico, partiendo de la zona central del mismo, lo que garantiza una soldadura satisfactoria.
- ❖ Al abordar la valoración económica del árbol de la bomba Toyo por concepto de mantenimiento donde se consideran los materiales, la mano de obra y otros insumos, incurre en costos generales de 182 536,36 USD.
- ❖ Durante el proceso de soldadura del árbol de la bomba Toyo se generan gases y humos tóxicos propios del proceso que afectan la salud de los operarios y del personal que allí labora, igual incidencia presenta el derrame de fluidos tóxicos que se generan en el proceso de lixiviación.



Recomendaciones

- ❖ Considerar en próxima investigación un nuevo diseño del árbol de la bomba Toyo, ya que los cambios abruptos de diámetros provocan en el mismo, concentraciones de tensiones que conducen a su rotura.
- ❖ Considerar en futuras investigaciones el efecto de la densidad de la cola, la cual, por presentar partículas de arena, actúa sobre el material del árbol de la bomba Toyo y afecta sus propiedades.

Referencias bibliográficas

REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

1. Alfonso, E. Apuntes sobre la interrelación composición – microestructura y propiedades del acero. Monografía. ISBN 959 – 16 – 0188 - 3. Universidad de Matanzas. 2002.
2. Asta, E.; M. Salazar, F. Cambiaos. Tenacidad a la fractura en uniones soldadas de aceros estructurales de alta resistencia con riesgo de aparición de fisuras en el metal de soldadura." Soldadura y tecnologías de unión (2007).
3. ANSI/AWS D1.1-96 Structural Welding Code: Steel. The American Welding Society, 1996.
4. Aydodu, G. Determination of susceptibility to intergranular corrosion in AISI 304L y 316L type stainless steels by electrochemical reactivation method. Thesis Msc. (EE.UU.).Middle East Technical University.2004.
5. Bailey, N. Weldability of Ferritic Steels. The Welding Institute, 1995.
6. Barreiro, A. J. Aceros especiales, 3ª. ed. Madrid, 1966.
7. Bakker, F.; Horestreydt, A. Soldadura por arco, Madrid, 1968.
8. Bonifaz, E., Finite Element Analysis of heat flow in single-pass arc welds. Welding Journal. May 2000.
9. Bhate, J.; Dvorkin, N., A continuum Mechanics Based Four Node Shell Element for General Nonlinear Analysis, Int. J. Computer-Aided Eng and Software. 1 (4) (1984) 77 – 78.
10. Burgos, J., Tecnología de Soldadura. Editorial Pueblo y Educación. 1987.
11. Cary, H., Modern Welding Technology, 4th ed. Prentice Hall. Ohio. USA. 1998. pp. 107 – 2.
12. Casillas, A., "Cálculo de taller". 5ª ed., Madrid, España 1982. Pág 316-321
13. Coromant Korokey. Guía de aplicación de herramientas. Pag 38-43. 1996
14. Di Caprio. G, Los aceros inoxidables, editorial Grupinox-milano, 1999.
15. Easterling, K. Introducción a la física metalúrgica de la soldadura. Heinemann, pp. 18-19. 1992.
16. Electromanufacturas S.A. Manual de Soldadura, Electromanufacturas. Bogotá. 2000.

17. Facchini, L.; Vicente, N.; Lonardelli, I.; Magalini, E.; Robotti, P.; Molinari, A. Metastable austenite in 17-4 precipitation-hardening stainless steel produced by selective laser melting. *Adv Eng Mater* 2010; 12(3):184 - 8.
18. Faubert, FM, Springer GS. Measurement of the thermal conductivity of argon, krypton, and nitrogen in the range 800 - 2000 °K. *J Chem Phys* 1972; 57: 2333 – 40.
19. Fernández, T.; Alcántara, D.; Rodríguez, I. Proceso de maquinado con arranque de virutas. Folleto docente. ISMMM. 2007.
20. Feschenkov, V, Majmutov, R. El torneado. Editorial Mir. Moscú. Pág 152-163. 1989.
21. Fosca, C., Introducción a la metalurgia de la soldadura, Lima PUCP, cuarta edición, 2003.
22. García Y., Burgos, J.; Obtención de campos de temperaturas en juntas soldadas mediante el empleo de MEF. *Revista de la Facultad de Ingeniería. Universidad Central de Venezuela. Editorial Papiro, Venezuela, VOL 18-Nº 2, 2003.* (a) Disponible en: < <http://www.revelo.com.ve/programa/indice/> > acceso: julio2005.
23. García Y., Burgos J. Obtención de los campos de temperaturas en juntas soldadas mediante el empleo de MEF. JIFI 2002, Simposio de la red Iberoamericana de Aceros Tradicionales y Aceros Estructurales, Avanzados. 1er, Caracas, Venezuela. 2002.
24. Goldak, J., Moashi, G. Numerical Aspect of modelling weld. Moashigu, Carleton University. *ASM Handbook, Vol 6 Welding, Brazing and Soldering.*1999.
25. Gómez, O., Soldadura de Metales. Universidad Industrial de Santander, 1993.
26. Guliar, A. Metalografía, Tomo 1 y 2. Editorial. MIR MOSCÚ. 1978.
27. Huang, H., A Usmani, Finite element analysis for heat transfer, Springer-Verlag. 98 (34) (1994) 35 – 38.
28. Hsiao, C.; Chiou, C.; Yang, J. *Mat. Chem. Phy.* 74 (2002) 134.142.
29. Iamboiev, S, Takayama, Matsunawa, Interpretation of phase formation in austeniticstainless steel welds", *Welding Journal*, December 2003.pp 339 - 347. www.aws.org/wj/supplement/12-2003-IAMBOLIEV-s.pdf.
30. Ibáñez, J. Estudio de la soldadura en aceros austeníticos. Tesis doctoral. Facultad de Ingeniería. Universidad de Piura. 2005.

31. INDURA S.A. Sistemas y Materiales de Soldadura, 132 páginas, Chile, 1999.
32. James, M.; 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.
33. James, M. In Handbook of Measurement of Residual Stresses, Edited by J. Lu, Society for Experimental Mechanics, Inc., pp. 1-4. 1996.
34. Jerrard, P.; Hao, L.; Evans, K. Experimentation investigation into selective laser melting of austenitic and martensitic stainless steel powder mixtures. J Eng Manuf 2009; 223 (11): 1409–16.
35. Koseki, T. Solidification of undercooled Fe-Cr-Ni alloys part II, microstructural evolution, Metallurgy Materilas Transaction, A27, 1996:3226 - 3240.
36. Kujanpää V. P., "Solidification cracking – estimation of the susceptibility of austenitic and austenitic-ferritic stainless steel weld", Metal construction, 12 (6), 282-285. 1985.
37. Klar, E.; Samal, P. Powder metallurgy stainless steels. ASM International. Materials Park, Ohio, 2007; p.119 – 21.
38. Macherauch, E. y Kloos, K. Conferencia en ciencia y tecnología de tensiones residuales. Vol. 1, Garmisch-Partenkirchen, DGM-Verlag, Oberursel, pp. 3 - 26. 1986.
39. Marulanda, J.; Zapata, A.; Mesa, D., Fundamentos de la soldadura de metales. Universidad Tecnológica de Pereira. 2007.
40. Mathar, J., Transaccions ASME, 56, (4), pp. 249 - 254. 1934.
41. Masubuchi, K. Análisis de estructuras soldadas. Pergamon Press, Elmsford, N. Y. 1980.
42. Meriño, G. Conformación, soldadura y endurecimiento de metales con explosivos. Reporte de aplicación. Cenic. La Habana. 1977
43. Meyer, H. Grietas Laminares en Construcciones Soldadas. II Conf. On Significance of Defecte in Welds, Welding Inst. London. 1968.
44. Mikliaev, P. Anisotropía en las propiedades mecánicas de los metales. Ediciones Metalurgia. Moscú. 1986.

45. Moro, L. The electronic structure and bonding of hydrogen near a FCC Fe stacking fault", J. Physics D (Appl. Phys.), 33, 292-298 2000.
46. 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. Colombia. Cádiz. 2009.
47. Niebles, E. Desarrollo de un modelo y de una base de conocimientos para el diseño de producto soldados, Tesis de maestría, Universidad del Norte Barranquilla, Colombia, 2007.
48. Park, Y.; Maroef; I.; Landau, A. y Olson, D. Retained Austenite as a Hydrogen Trap in Steel Welds, Welding Journal, February, 27s - 35s. 2002.
49. Quintana, P. Influencia del nitrógeno, presente en el gas de protección, sobre la soldabilidad de un acero inoxidable austenítico mediante el proceso GTAW, Lima, Tesis de Licenciatura en Ingeniería Mecánica, Pontificia Universidad Católica del Perú, 2004.
50. Quintero, M.; Cerpa, S.; Mejias, G.; León, J.; Quintero, A., Soldadura de un acero inoxidable dúplex 2205 por el proceso de soldadura GTAW. Revista Latinoamericana de Metalurgia y Materiales. 56 (4) 1 – 3, 2006.
51. Ramírez, G. introducción a la técnica de ensayo no destructivos, Ed. Instituto Nacional de técnicas aeroespaciales, Madrid, 1980
52. Rodríguez, H. Metalurgia de la Soldadura. Edit Pueblo y Educación 1983. 613 pp.
53. Rowe, R.; Jeffeys, L., Manual de Soldadura GMAW (MIG – MAG). Paraninfo Ediciones. España. 2008.
54. Samal, P.; Nandivada, N, Hauer I. Properties of 17-4 PH stainless steel produced via press and sinter route. Proceedings of PM 2008 World Congress, Washington DC, June 9, 2008.
55. Sieurin, H.; Sandström, R. Austenite reformation in heat affected zone of dúplex stainless steel 2205. Materials Science & Engineering. A 418, Suecia. 2006, pp 250-256.
56. Shing-Hoa Wang, Po-Kay Chiu, Jer-Ren Yang, Jason Fang, Gamma phase transformation in pulsed GTAW weld metal of duplex stainless steel, Materials Science and Engineering A420, 2006, pp 26-33.



57. Starr, TL, Garnet TJ, Usher JS, Scherzer CM. DMSL mechanical properties: tensile and fatigue properties of GPI. Proceedings of EDS North America. [Accessed on May 17, 2010]. [Available from T. L. Starr, University of Louisville, Louisville, KY, USA].
58. Stout, R.; Doty, W. Weldability of Steels. Welding Research Council, 1971.
59. Wang, J.; Zou, H.; Li C, Peng YH, Qiu S, Shen B. The microstructure evolution of type 17-4 PH stainless steel during long-term aging at 350°C. Nuclear Engineering Design 2006; 236:2531–6.
60. Yu, C.; Yang, L., Shen, C.; Luan, B.; Perng, T., Corrosion behaviour of thermo hydrogen processed Ti – 6 Al – 4 V, Scripta Materialia. 56 (43) 1019 – 1022, 2007.
61. Zienkiewicz, O, El método de los elementos finitos. Cuarta Edición. McGraw-Hill, Barcelona, España. 1994.
62. Zuñiga, R. Tecnología de la soldadura eléctrica por fusión. Edit Pueblo y Educación. 350 pp. 1987.

Anexos

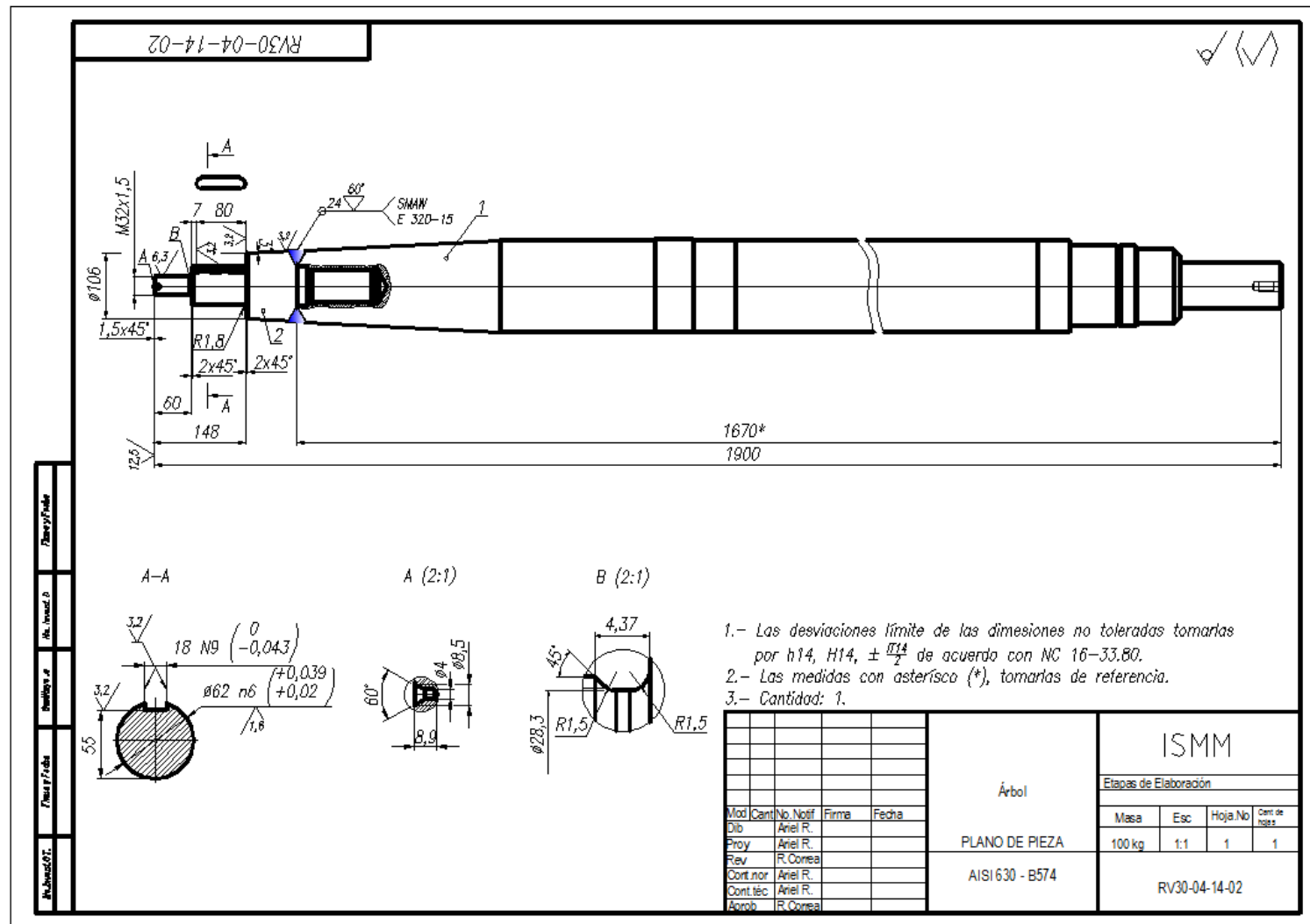
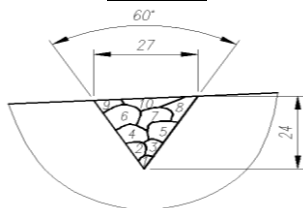


Figura 1. Árbol de la bomba Toyo (Fuente: Reyes, A (2015)).

ANEXO 2

No: <u>RV30-04-14-02</u> OS: <u>521147</u> Proceso de soldadura: <u>SMAW</u> Elaborado por: <u>Ariel Reyes Lobaina</u> Fecha: <u>5/5/2015</u>		Denominación: <u>Árbol</u> Destino: <u>Presa de Cola</u> Tipo: _____ Revisado por: _____ Fecha: <u>5/5/2015</u>	
<u>Metal Base:</u> Especificación SFA No: <u>AISI 630 - B574</u> Análisis quím (%) y prop: <u>0,07 C; 1 Si; 1 Mn; 16,5 Cr; 3,5 Ni; 4 Cu; 4 Nb, 0,04 P y 0,03 S.</u> Otros: _____		<u>Croquis:</u> 	
Clasificación AWS:	E 320 – 15		
Dimensión del electrodo:	Ø 3,2 ; L = 350 mm		
Espesor del depósito:	24 mm		
Preparación:	Mecánica		
Fundente del electrodo (clase)	Austenítico		
Nombre comercial del fundente	---		
Otros:			
<u>Posición:</u> Posición de la ranura: _____ Progresión de soldadura: Ascend. _____ Descend. _____ Plana: <u>X</u>		<u>Pre calentamiento:</u> Temp. mín. de precal: <u>350</u> °C Temp. máx. de interpasos: <u>150</u> °C Temp. de Post: <u>620</u> °C Otros TT: <u>---</u>	
<u>Tratamiento Térmico Post – Soldadura:</u> Rango de temp: <u>615 – 620 °C</u> Tiempo de permanencia: <u>1,97 h</u> Enfriamiento: <u>Aire a velocidad de 25 °C/min</u>		<u>Gas:</u> --- <u>Composición %:</u> Gas: Argón Mezcla: _____ Flujo: _____ <u>Protección:</u> ---	



ANEXO 3

Características Eléctricas:

Corriente: CD Polaridad: Invertida Voltaje (rango) 25 (Volts)

Amperaje: 140 (Amp:) _____ (Amp:) _____

Electrodo de tungsteno: ---
 (Tungsteno puro, toriado 2 %)

Transferencia del metal (GTAW): ---
 (Spray, corto circuito)

Velocidad de alimentación del electrodo: _____ (m/s)

Técnica: Dimensiones de la boquilla: _____ Método de ranurado posterior de la raíz: _____ Mov. del electrodo: Recto <u>X</u> Oscilatorio _____ Distancia boquilla superficie de trabajo: <u>---</u> Pases sencillos o múltiples (por lados): _____ Electrodo(s): Sencillos <u>X</u> Múltiples _____ Velocidad de ejecución (rango): <u>0,0127</u> m/s. Martillado: <u>--</u> Otros: _____	Valoración Económica: Precio de recup.: \$ <u>2157,95</u> Gasto de material: kg <u>55</u> Gasto de mano de obra: h <u>5,85</u> Otros gastos: <u>1,5 h</u> Peso de pieza: kg. <u>100</u> Costo de recuperación: \$ <u>3 731,82</u> Ahorro: \$ <u>182 536,36</u>
---	--

No. Cordón	Proc	Metal de aporte Clase Diám	Corriente AC/CD AMP	Voltaje Mín Máx	Vel de ejec (m/s)	Otros
10	SMAW	E 320-15 3,2	CD 140	--- 25	0,0127	---

- Técnica de reparación o mantenimiento preventivo

Tipo de limpieza inicial y entre pases:

Cepillo X Solventes Abrasivos Calor Otros

Preparación:

- Maquinar la superficie a recuperar.
- Eliminar residuos de óxidos e impurezas del metal base.
- Limpiar con acetona u otro líquido la superficie a soldar.

Factores del paro de trabajo

❖ Desgaste por:

___ Impacto ___ Presión / Fricción ___ Abrasión X Corrosión ___ Calor ___ Cavitación X Erosión

❖ Rotura por:

___ Accidente ___ Fatiga X Choque ___ Sobrecarga ___ Temperatura

4. Otros

___ Defectos de fundición _____ Defectos por maquinado

Técnicas de aplicación

- Eliminar residuos de óxidos e impurezas con cepillos de cerdas metálicas de acero inoxidable no contaminado, alcohol industrial y paños limpios de algodón.
- Realizar defectoscopia a color para revelar posibles defectos en el material base.
- Los electrodos deben ser calcinados (secados) a 300 °C durante 1h.
- Los cordones deben ser angostos, discontinuos, rectos y sin oscilaciones para atenuar las cargas residuales y las distorsiones longitudinales y circunferenciales.
- Evitar depresiones (cráteres) al finalizar cada cordón.
- Realizar tratamiento térmico pre y post soldadura.
- Realizar defectoscopia a color.



Figura 2. Espectrómetro cuántico de masa PMI MASTER PRO.