

**Ministerio de Educación Superior
Instituto Superior Minero Metalúrgico
“Dr. Antonio Núñez Jiménez”
Departamento Mecánica**

**Determinación de las propiedades metalúrgicas de la
aleación de tantalio B 521 sometida a proceso de
soldadura**

Tesis en opción al título de Ingeniero Mecánico

Autor: Ariagna María Ceiro Cuadra

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

Moa - 2017



Declaración de autoridad

Yo: Ariagna María Ceiro Cuadra

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

Ariagna María Ceiro Cuadra

Dr. C. Tomás H. Fernández Columbié



Pensamiento

*“Como mismo la naturaleza le reveló sus secretos a los hombres del pasado;
así mismo lo hará con los hombres del presente. Solamente tienen que
hacerse las preguntas correctas”.*

Albert Einstein



Agradecimientos

Le agradezco a Dios por permitirme ser una persona de bien, y hacer de todos mis pasos una experiencia. A mi mamá Odalis Cuadra y mi abuela Ariagna Martí por su continua protección y preocupación en todo lo largo de mi vida, y ser las mejores madres del mundo.

A mi papi Rafael Ceiro por quererme y estar pendiente a pesar de la distancia no me falta su cariño, a mi padrastro Raúl Días por su apoyo incondicional y por asumir mis caprichos con gusto. A mi novio Julio Rodríguez por ser el hombre donde me apoyé estos 5 años, por amarme y cuidar de mí. De corazón le agradezco a mi tutor Tomás Fernández Columbié por el gran entusiasmo con el que me ayudó, por su fuerza de voluntad y por ser un gran profesor y amigo. A los profesores que colaboraron de alguna manera en mi formación profesional especial a Ramón Castillo por la ayuda prestada. A mis tíos y mis tías Jourgen, Carlos, Geltri, Iritza, Aranda, Tila y Milagros, por su amor y ayuda en momentos difíciles.

Agradezco a Ana Fernández Columbié mi madre adoptiva y a mis hermanas de corazón Katia Feliciano, Arletis Romero Fernández y Sisley Llago por ser incondicionales, y a mi amiga Maylin por todo su apoyo en estos momentos. A mis compañeras del cuarto por los momentos vividos en la beca. A mis compañeros de aula, a todos los que no veo y se han robado un pedazo de mi corazón, les agradezco.



Dedicatoria

Quiero dedicar este trabajo a mis padres Odalis Cuadra, Rafael Ceiro, Raúl Díaz y a mi abuela Ariagna Martí y mi abuelita Toñita por su amor, a mi familia en especial a mi tío Jourgen por enseñarme que con sacrificio todo se puede lograr. A mi novio por estar en las buenas y malas. A mis profesores y amigos.

TABLA DE CONTENIDOS

SÍNTESIS	Pág
INTRODUCCIÓN	
CAPÍTULO 1. MARCO TEÓRICO. ANTECEDENTES INVESTIGATIVOS	
1.1. Introducción	4
1.2. Características de los materiales refractarios	4
1.3. Propiedades físicas del tantalio	5
1.3.1. Características de las aleaciones de tantalio	6
1.3.2. Efecto de la corrosión del tantalio en ácido sulfúrico	7
1.4. Ciclo térmico de la soldadura	8
1.4.1. Transferencia de calor y flujo de fluido en soldadura por fusión	10
1.4.2. Proceso de solidificación en la soldadura	11
1.4.3. Modelado de la solidificación en soldadura	12
1.4.4. Integridad estructural de las uniones soldadas	13
1.5. Proceso de soldadura del tantalio	15
1.5.1. Soldadura del tantalio por el método de gas y tungsteno	17
1.6. Modificaciones estructurales de la zona fundida	19
1.7. Simulación del modelo térmico en los procesos de soldadura	20
1.8. Conclusiones del capítulo 1	23
CAPÍTULO 2. MATERIALES Y MÉTODOS	
2.1. Introducción	24
2.2. Composición química de las aleaciones de tantalio	24
2.3. Plan experimental	25
2.4. Máquina de soldar empleada en la soldadura	25
2.4.1. Electrodo no consumible para la soldadura	26
2.4.2. Electrodo consumible para la soldadura	27
2.5. Preparación metalográfica	28
2.5.1. Área para la selección de las muestras	28
2.5.2. Corte de las muestras	29
2.5.3. Encapsulado de probetas con resina	29
2.5.4. Propiedades de la resina epoxi ROYAPOX – 5050	29

2.5.5. Desbaste de las muestras	30
2.5.6. Pulido y ataque de las muestras	30
2.5.7. Observación microscópica y comportamiento microestructural	30
2.5.8. Ensayo de microdureza aplicado a las muestras	32
2.6. Cálculo del ciclo térmico	32
2.6.1. Cálculo de la intensidad de corriente	32
2.6.2. Determinación del voltaje del arco eléctrico	33
2.6.3. Cálculo de la velocidad de soldadura	33
2.6.4. Cálculo de la energía lineal del proceso de soldadura	33
2.7. Cálculos numéricos para la soldadura por arco de tungsteno y gas	34
2.7.1. Cálculo de la velocidad de enfriamiento del cordón	35
2.8. Cálculo de costo del proceso de soldadura	36
2.9. Simulación por el método de los elementos finitos	38
2.9.1. Mallado del modelo	38
2.9.2. Condiciones de frontera	39
2.10. Conclusiones del capítulo 2	42
CAPÍTULO 3. ANÁLISIS DE LOS RESULTADOS	
3.1. Introducción	43
3.2. Análisis del ciclo térmico de soldadura	43
3.2.1. Análisis del ciclo térmico de soldadura	43
3.2.2. Análisis de los cálculos numéricos	46
3.2.3. Análisis de los cálculos de costos de la soldadura	47
3.3. Análisis del comportamiento microestructural	49
3.3.1. Análisis microestructural de la zona fundida	50
3.3.2. Análisis microestructural zona afectada térmicamente	51
3.3.3. Análisis microestructural en la interfase del cordón	52
3.4. Análisis de la dureza	53
3.5. Análisis de la simulación por el Método de los Elementos Finitos	54
3.5.1. Análisis del campo de temperaturas	55
3.5.2. Análisis de la conductividad térmica	56
3.6. Análisis económico	57



3.7. Impacto ambiental	58
3.7.1. Afectaciones al medio por los procesos de soldadura	59
3.8. Conclusiones del capítulo 3	60

CONCLUSIONES GENERALES.

RECOMENDACIONES.

REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS



Resumen

El objetivo del trabajo es determinar las propiedades metalúrgicas de la aleación de tantalio B 521 sometida a proceso de soldadura con gas y tungsteno. Se realizó una unión a tope en tubos de 32 milímetros de diámetro y de 1,3 milímetros de espesor, se empleó como electrodo no consumible, el de tungsteno al 2 % de torio (WT20), el aporte consumible fue un micro alambre de 2,5 milímetros de diámetro. Se estableció el ciclo térmico de soldadura a partir de una temperatura de fusión de 3 017 °C y una conductividad térmica de 57,5 W/m·K. Para la obtención del comportamiento microestructural de las zonas de la unión soldada, las muestras fueron encapsuladas con resina epoxi ROYAPOX 50-50, donde se establece que luego de la aplicación de temperatura, estas estructuras son consistentes en estructura columnar tosca y estructura dendrítica. La simulación por el método de los elementos finitos (MEF) permitió analizar la evolución de la temperatura y la conductividad térmica generadas durante el proceso. Se realiza la valoración económica y el impacto ambiental de los procesos de soldadura de las aleaciones de tantalio.



Abstract

It is paper has as objective to determine the properties metallurgy of the tantalum alloy B 521 subjected to welding process with gas and tungsten. He was carried out a union to end in tubes of 32 millimetres of diameter and of 1.3 millimetres of thickness, it was used as non consumable electrode, the one of tungsten to 2 % torio (WT20), the consumable contribution was a micro it wires of 2.5 millimetres of diameter. The thermal cycle of welding settled down starting from a temperature of coalition of 3 017 °C and a thermal conductivity of 57.5 W/m.K. For the obtaining of the behaviour microestructural of the areas of the welded union, the samples were encapsulated with resin epoxy ROYAPOX 50-50, where he settles down that after the application of temperature, these structures are consistent in rough columnar structure and it structures dendrites. The simulation for the method of the finite elements (MEF) it allowed to analyze the evolution of the temperature and the thermal conductivity generated during the process. He is carried out the economic valuation and the environmental impact of the processes of welding of the tantalum alloys.

Introducción

La actividad minero-metalúrgica constituye un renglón económico de gran envergadura para el desarrollo nacional. Cuba es uno de los países privilegiados en cuanto a lo que este tema respecta, aunque no tan desarrollada como otras industrias posee importantes minas, principalmente las de níquel, cobalto y cobre, entre otras.

Una de las principales fábricas productoras de níquel de nuestro país la constituye la empresa "Comandante Pedro Sotelo Alba"- Moa Nickel S.A del municipio de Moa, donde se obtiene el sulfuro de Ni + Co con una tecnología de lixiviación ácida a presión.

Las plantas industriales no pueden controlar su proceso de fabricación en algunos casos, por lo tanto, el obtener una calidad óptima en sus productos, se vuelve una tarea difícil, que día a día enfrentan los responsables de producción. La investigación \ desarrollo aplicados en planta puede resolver gran parte de este problema, siempre que exista coherencia en el planteamiento de los proyectos a realizar, esto es que los análisis se enfoquen a problemas específicos, no sin antes llevar a cabo estudios preliminares que permitan el conocimiento básico mínimo del proceso de fabricación y su comportamiento.

Los sistemas mecánicos están sometidos durante su funcionamiento a cargas variables con el tiempo. La aplicación continuada de estas cargas puede llevar a la aparición de pequeñas grietas en el material, generalmente en la superficie, que progresan a través de él, que reducen la capacidad portante del componente, que puede terminar en su fractura. Dicho fenómeno se conoce como fallo por fatiga y es el responsable de más del 50 % de los fallos en componentes mecánicos.

Una de las consideraciones importantes en el diseño de los componentes es la vida esperada a fatiga. El fenómeno de fatiga es conocido desde el siglo pasado y por su importancia se le ha dedicado una gran atención y esfuerzo investigador. Dicho esfuerzo ha ido encaminado tanto a conocer los mecanismos que rigen el propio fenómeno como al desarrollo de métodos de análisis para ayudar al ingeniero en el problema de diseño. La gran dificultad que presenta la predicción de la duración del proceso de crecimiento de una grieta por fatiga, debido a los numerosos parámetros que influyen en el proceso y dado que algunos de los cuales no son conocidos de forma precisa, hacen que el problema esté aún sin resolver.

Las propiedades del material y la carga son las principales incertidumbres que afectan al proceso de crecimiento de grietas en fatiga. La naturaleza aleatoria de las propiedades del material hace que la vida de crecimiento de grieta de distintos elementos de un mismo material y sometido a cargas idénticas, pueda dar valores significativamente diferentes.

En cuanto al agrietamiento de las soldaduras presumiblemente se deba a dos factores: tecnología de soldadura inapropiada y gases de purga inadecuados. La primera puede ser desde el afilado del tungsteno hasta la posición de la mano del soldador pasando por los parámetros seleccionados en la máquina. La segunda, está asociada a las trazas de contaminantes existentes en la atmósfera de nuestro poblado, no es nada raro que el argón se mezcle con ellos.

La situación problemática de la investigación la constituye:

En los mantenimientos que se realizan a las líneas de tuberías que transportan fluidos en la empresa "Comandante Pedro Sotto Alba" y fundamentalmente en la planta de lixiviación, donde se encuentra instalada una línea de tubería para inyectar H_2SO_4 , fabricada de la aleación de tantalio B 521, se ha detectado que en las uniones que se realizan en esta tubería, en el cordón se presenta defecto de agrietamiento, lo cual pudiera estar asociado a las temperaturas y bruscos enfriamientos producto del ciclo térmico, aunque se han realizado trabajos en esta línea (Domingo, 2012 y Cañete, 2016), las grietas detectadas ocasionan salideros y derrame del fluido y no permiten el caudal requerido, con afectaciones a la producción y al medio ambiente.

El **Problema** de la investigación es:

Aún son insuficientes los estudios relacionados con el comportamiento microestructural y la dureza de la aleación de tantalio B 521, así como la distribución de temperaturas durante el ciclo térmico de soldadura.

Hipótesis

A partir del ciclo térmico de soldadura donde se considere la intensidad de corriente, la velocidad de soldadura y la energía lineal del proceso, se obtendrán zonas metalúrgicas con estructuras libres de fisuración, que permita mitigar el efecto del agrietamiento en el cordón soldado de la aleación de tantalio B 521 determinado a través de la simulación por el método de elementos finitos.

Objeto de la investigación

Unión por soldadura de gas y tungsteno de las aleaciones de tantalio B 521.

Campo de acción: microestructura, microdureza y proceso de simulación por el MEF de la aleación de tantalio B 521 luego del proceso de soldadura de gas y tungsteno.

Objetivo

Establecer el comportamiento microestructural, la dureza de la aleación de tantalio B 521, así como la distribución de las temperaturas a través del método de los elementos finitos sometida a proceso de soldadura de gas y tungsteno.

Objetivos específicos

1. Establecer el comportamiento metalúrgico y de la dureza en la soldadura de la aleación de tantalio B 521, así como el proceso de distribución de temperatura a través del método de los elementos finitos del ciclo térmico de soldadura.
2. Relacionar los parámetros afines con el ciclo térmico de soldadura que permitan la unión metalúrgica de la aleación de tantalio B 521, así como la determinación de las isothermas para el proceso de simulación.
3. Analizar los resultados obtenidos del comportamiento microestructural y la microdureza que se obtienen en la zona fundida y la zona de influencia térmica, así como del proceso de simulación por el MEF.

Tareas del trabajo

1. Establecimiento del estado del arte relacionado con el objeto de estudio.
2. Planificación y realización experimental.
3. Análisis de resultados y obtención de las microestructuras, la microdureza y la distribución de temperaturas del proceso de soldadura de la aleación de tantalio.
4. Fundamentación de las inestabilidades metalúrgicas que surgen en las aleaciones de tantalio luego de ser sometida a ciclo térmico de soldadura GTAW.
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

Las aleaciones resistentes a las altas temperaturas regularmente se refieren a materiales que se les proporcionan resistencia a la fluencia, al medio ambiente agresivo y estabilidad en un rango de temperatura de 260 a 1 200 °C, los que son usados generalmente en presencia de gases de combustión en fuentes de calor, tales como motores de turbinas y reciprocantes, plantas de poder, hornos y equipos de control de polución. Es imperativo que esos materiales puedan retener sus propiedades bajo estas condiciones, y que sus microestructuras permanezcan estables en tales circunstancias de operación.

El capítulo tiene como objetivo establecer las particularidades durante el proceso de soldadura de la aleación de tantalio B 521 y sus propiedades metalúrgicas.

1.2. Características de los materiales refractarios

Los metales refractarios presentan altos puntos de fusión, densidad relativamente alta, así como la conductividad térmica. Estos están en un aumento importante, debido a su uso en la tecnología nuclear y espacial. Ellos son considerados en la categoría de difícil soldadura, tienen gran afinidad con el oxígeno y otros gases a temperaturas elevadas y por esa razón no pueden soldarse con cualquier proceso o donde el metal acalorado se expone a la atmósfera. Deben poseer menores cantidades de impurezas, pues son las causantes que sean quebradizos (Stelmakh *et al.*, 2013, Cañete, 2016).

De acuerdo con Greenberg *et al.*, (2012), Pupo (2012) y Cañete (2016) esas aleaciones presentan como características distintivas la transición dúctil quebradiza. La recristalización del metal durante la soldadura puede aumentar su temperatura de la transición. La contaminación durante el período de alta temperatura y las impurezas propician el aumento de la temperatura de transición para que el material se comporte de forma quebradiza. Si la contaminación ocurre para que la temperatura del proceso se incremente lo suficiente, habrá una soldadura sin características metalúrgicas deseables. Los gases de la contaminación pueden ocurrir a las temperaturas por debajo del punto de fundición del metal, estas van desde 371 hasta 538 °C.

Habashi (2001) y Bulloch *et al.*, (2009) coinciden en plantear que la utilización de los materiales refractarios está asociada a la existencia de altas temperaturas y la corrosión, por lo que los hace versátil en ese entorno. Algunas de estas aplicaciones son las líneas de vapor de

las plantas térmicas que están sometidas, en la mayoría de los casos, a mecanismos de falla de termofluencia y fatiga térmica y muchas de estas a nivel mundial han concluido su tiempo de vida de diseño y sobreexplotación. La obtención de modelos de predicción de vida remanente permite predecir el grado de envejecimiento de esas aleaciones.

1.3. Propiedades físicas del tantalio

El uso de tantalio en equipos para la industria de procesos químicos no es por sus propiedades físicas que son más bien promedio y comparables con las de los aceros inoxidable y aleaciones de aluminio, y presenta una tensión de ruptura de 350 - 450 MPa y una dureza de 25 - 65 HRB. Las propiedades mecánicas pueden ser mejoradas al alearse con algunos elementos similares (el tantalio solo se alea con titanio, zirconio, molibdeno, niobio y wolframio (tungsteno)).

Plantean Stephenson y Roth (1971) y Cañete (2016), que el tantalio es un metal reactivo que forma fácilmente el pentóxido de tantalio (TaO₅), que lo recubre y pasiva totalmente. La gran resistencia a la corrosión del tantalio pasivado se debe a las características de ese óxido difícil de romper por medios químicos, que es de características vítreas y de muy bajo espesor.

Según Hebda (2001), su comportamiento frente a agentes químicos corrosivos y metales fundidos es similar al del vidrio. Es el material metálico con mayor resistencia a la corrosión, comparable a la del grafito y fluoropolímeros (teflón), pero tiene limitaciones de temperatura, la que no debe exceder de los 150 °C para preservar su resistencia a la corrosión. A alta temperatura (> 500 °C) reacciona con gases que deterioran sus propiedades, como en el proceso de soldadura.

Una de las inconveniencias del tantalio planteado por Rodil (2007), es que es atacado por el fluor gaseoso, fluoruro de hidrógeno gaseoso, el trióxido de azufre, el ácido sulfúrico fumante, el ácido fosfórico sobre 190 °C y álcalis concentrados calientes. En contacto con metales menos nobles, actúa como cátodo propiciando desprendimiento de gas hidrógeno, lo cual conduce a fallas por fragilización del tantalio. La presencia de hidrógeno disuelto en el metal deteriora marcadamente su conductividad eléctrica, por lo que esto puede ser usado para detectar posible fragilidad por hidrógeno.

De acuerdo con Climent y Castella (1997), dentro de las aleaciones refractarias, una de las empleadas en las industrias es el tantalio, el cual se caracteriza por presentar propiedades que lo hacen resistentes a esos medios. El tantalio es una aleación gris, de gran dureza y con un

alto punto de fusión de 3 017 °C, superado solo por el tungsteno y el rhenio. Como carburo de tantalio se usa en un compuesto con grafito, lo que da origen a un material de alta dureza y un alto punto de fusión de 3 738 °C

1.3.1. Características de las aleaciones de tantalio

Según Pupo (2012) y Cañete (2016), para mejorar las propiedades mecánicas del tantalio es aleado con otros elementos, ya que un bajo porcentaje de metal de aleación no perturba su propiedad de alta resistencia a la corrosión. Dentro de las aleaciones de gran importancia están las con 2,5 y 10 % de W. También es aleado con Cb (cadmio) y Hf (aleaciones aeroespaciales T - 111, T - 222, Astar 811 °C). En la tabla 1.1 aparecen algunos tipos.

Tabla 1.1. Aleaciones de tantalio

Aleación	UNS	% Tantalio	% W	% Cb
Puro aglomerado	RO 5 400	100		
Puro fundido al vacío	RO 5 200	100		
2,5 W	RO 5 272	97,5	2,5	
10 W	RO 5 255	90	10	
40 Cb	RO 5 240	60		40

Según las especificaciones que establecen las normas ASTM, esta realiza una clasificación en correspondencia con la forma de fabricación, entre ellas se encuentran las del tipo B 364, especificación estándar para lingotes de tantalio y aleaciones de tantalio, la B 365, una especificación estándar para barras y alambre de tantalio y aleaciones de tantalio, la aleación B 521 que se refiere a la especificación estándar para tubos con y sin costura de tantalio y aleaciones de tantalio y otro tipo es la B 708, referida a planchas, láminas y flejes de tantalio y aleaciones de tantalio (Kim y Cha, 2005).

las aplicaciones más usuales de acuerdo al criterio de Suguru (2004) son: en la industria de procesos químicos, en serpentines de refrigeración o calentamiento, calefactores de bayoneta, intercambiadores de calor, condensadores, válvulas, bombas de flujo, juntas de expansión, equipos para fabricación de vidrios, cubiertas para termocuplas, embudos. También se pueden encontrar en otras aplicaciones dentro de los hornos calefactores y en equipos para fabricación: en matriz para extrusión, en moldes para fundición, en puntas para perforar, en tazas, en equipo para electroplateado.

Su mayor uso es en la industria electrónica para la fabricación de circuitos, capacitores, rectificadores, cargadores de batería, tubos electrónicos, también en el sector médico por sus propiedades antibacterianas, se construyen prótesis y equipo quirúrgicos, en la industria metal

mecánica su empleo está difundido en la elaboración de herramientas de corte, utilizado como carburo de tantalio de altísima dureza.

1.3.2. Efecto de la corrosión del tantalio en ácido sulfúrico

Se han realizado estudios de corrosión del tantalio puro en ácido sulfúrico y soluciones de ácido clorhídrico, sin embargo la mayoría se han enfocado solamente en las medidas de proporción de corrosión por los medios gravimétricos y no han incluido consideraciones, datos de termodinámicas, comportamiento microestructural, morfología de corrosión o polarización.

Se ha enfatizado en las condiciones de prueba a temperaturas sobre el punto de ebullición de las soluciones ácidas. Para el caso, el Lupton *et al.*, (1981) expone el Nb a calentamiento a una concentración de 70 y 75 % de H_2SO_4 (los puntos de ebullición de 165 y 185 °C respectivamente). Burns *et al.*, (1984) ha publicado las proporciones de corrosión para Nb caliente de 10 a 70 % de H_2SO_4 y de 10 a 36 % de ácido clorhídrico (HCl), con varios aditivos de sal (a 15 % $AlCl_3$, 10 % NaCl y 0,01 % $FeCl_3$). Bishop (1963) ensayó varios metales incluyendo refractarios como el niobio en H_2SO_4 y soluciones de HCl, y anteriormente su punto de ebullición (notablemente a las temperaturas de 250 °C).

Robin y Rosa (2000) también determinaron las curvas de iso-corrosión para el Nb y Nb-Ta en soluciones de HCl, con concentraciones que van desde 5 a 20 % de HCl y el punto de ebullición de la solución, de 150 a 200 °C, el tiempo de la exposición estuvo de 3 y 14 días.

MacLeary (1962) presentó las proporciones de corrosión para bajo Nb en una variedad de condiciones y ácido tipo/concentración, principalmente al punto de ebullición en el más bajo punto de la balanza de temperatura. Covino *et al.*, (1980) presentó los resultados para la proporción de corrosión del Nb en HCl en campos de temperaturas de 35 a 100 °C y concentraciones de HCl de 1,5 y 10 N (equivalente a aproximadamente 4,8; 21,2 y 38,1 %).

Robin (1997) experimentó en aleaciones de Nb y Nb-Ta por encima de una amplia gama de concentraciones de ácidos sulfúricos (10 – 98 %), de un cuarto de temperatura a 175 °C y diferentes momentos de exposición que varían de 1 a 19 días. Bulho y Joanni (1984), también, estudiaron el efecto de la temperatura de 40 °C en el Nb, en una solución de H_2SO_4 al 96 % y proporciones de corrosión como las densidades actuales.

Asselin *et al.*, (2007), resumen que el Nb forma una película pasiva a una temperatura inferior a los 95 °C en concentrado de ácido sulfúrico y ácido clorhídrico, y que en los experimentos realizados de pérdida de peso y la polarización con el empleo del potenciodinámico demostró

que el Nb expuesto a concentración de HCl o las soluciones de H_2SO_4 , probablemente se corroen a través de un proceso que involucra la oxidación de Nb a Nb_2O_5 y la disolución química de ese óxido.

La corrosión de Nb en proporciones de 20 a 38 % de HCl de 75 a 95 °C aumentó con la concentración de HCl y la temperatura. En las soluciones de H_2SO_4 , las proporciones de corrosión incrementaron de 20 a 40 % en estas concentraciones, pero disminuyó de 40 a 80 % en ambas temperaturas.

De acuerdo con lo expuesto anteriormente se puede establecer que el tantalio como material refractario es resistente al ácido sulfúrico cuando se expone a diferentes condiciones de corrosión, por lo que permite inferir que el agrietamiento en la línea de tubería fabricada de tantalio y que transporta H_2SO_4 en la empresa "Comandante Pedro Sotto Alba" no está influenciado por las incidencias de ese fluido.

1.4. Ciclo térmico de la soldadura

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

Considera Fernández-Columbié *et al.*, (2014) que el estudio de los ciclos térmicos en soldadura es un tema lo suficientemente complejo como para que se evalúen distintos enfoques, por ejemplo:

- Utilizar ecuaciones térmicas que permitan establecer una distancia característica, compararla con mediciones in situ, obtener regresiones para analizar la coherencia de los valores, todo ello suponiendo una cantidad importante de simplificaciones.
- Desde el punto de vista de microestructura analizando las ecuaciones de difusión y transformaciones de fases que permitan determinar la distancia entre las isoterma, por supuesto, este último requiere del manejo de información distinta al previo.

Para modelar ciclos térmicos se utiliza el método de elementos finitos (MEF), ya que este proceso ocurre en tiempos muy cortos y con variación de temperaturas extremas, que van

desde la fusión hasta aquellas que no afectan la estructura del metal base. La figura 1.1 representa esquemáticamente estas regiones. Como consecuencia, se originan velocidades de enfriamiento variables y muy rápidas dentro de cada zona.

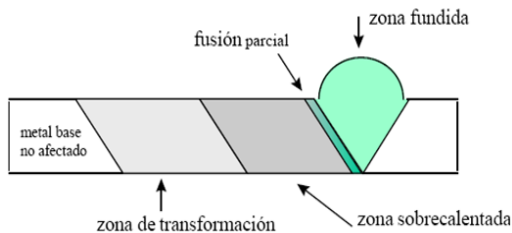


Figura 1.1. Zonas características de la unión soldada.

La distribución de temperatura y la velocidad de enfriamiento en cada zona del cordón y sus adyacencias están influenciada por el aporte de energía, el diámetro del electrodo, la temperatura inicial o de precalentamiento (T_0), la geometría de la junta, las características térmicas del material y las condiciones particulares de enfriamiento.

La figura 1.2, muestra el efecto del calor aportado concentrado en el centro de un cordón de soldadura, representando las distintas isothermas que se generan, a diferentes distancias del arco.

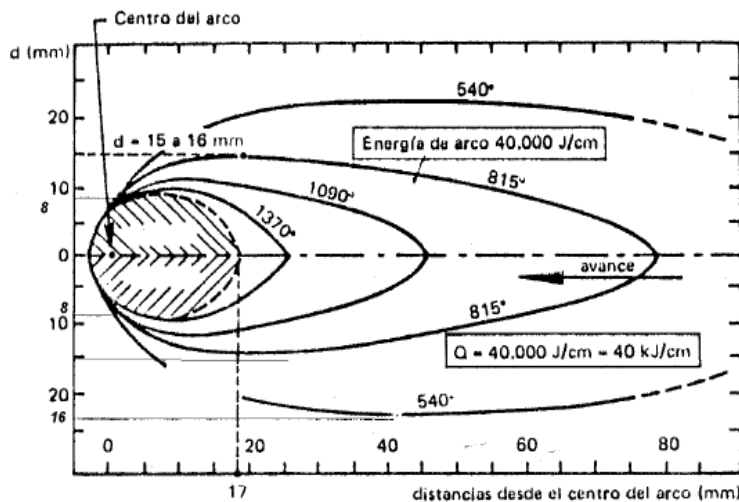


Figura 1.2. Distribución de las isothermas en un proceso de soldadura.

El punto cero representa el centro del cordón hacia la izquierda tenemos isothermas de calentamiento y hacia la derecha de enfriamiento. Considerando que la temperatura de fusión del acero es de 1539°C y la correspondiente a la transformación austenítica es de 815°C , entonces entre estas dos isothermas tenemos la región sobrecalentada y de 815 a 540°C la región transformada.

Se puede observar que el ancho de las zonas de sobrecalentamiento y de transformación es inversamente proporcional a la velocidad de avance de la soldadura y esto es más pronunciado si se superan los 30 cm/min, como ocurre en soldadura automática, un efecto similar se lograría si se disminuye el diámetro del electrodo y con ello el amperaje.

1.4.1. Transferencia de calor y flujo de fluido en soldadura por fusión

Plantean DebRoy y David (1995) que durante la soldadura por fusión la interacción entre el metal base y la fuente de calor lleva a rápido calentamiento y fusión, y a una vigorosa circulación de metal fundido. En la pileta líquida la circulación de este metal fundido está controlado por agitación, por el gradiente de tensión superficial y por fuerzas electromagnéticas. La transferencia de calor y el flujo de fluido resultantes afectan la distribución de temperaturas en el metal base, la forma y tamaño de la pileta líquida, el proceso de solidificación, la velocidad de enfriamiento y las cinéticas de transformación en estado sólido en el metal de soldadura y en la zona afectada por el calor (HAZ).

La variación de la temperatura con el tiempo, a menudo denominada ciclo térmico, afecta a la evolución microestructural, las tensiones residuales y la magnitud de las distorsiones en la soldadura. Sobre la superficie de la pileta líquida la distribución de temperaturas influye en la pérdida de elementos de aleación por evaporación y en la absorción y desorción de hidrógeno y de otros gases como oxígeno y nitrógeno, por lo que la composición, la microestructura y propiedades resultantes del metal de soldadura se ven afectadas (García y Burgos 2003).

En el interior del metal de soldadura las inclusiones no metálicas crecen o se disuelven dependiendo de la temperatura local. La predicción y el control tanto de las temperaturas, como de las velocidades de circulación del fluido en la pileta líquida y de las velocidades de enfriamiento son esenciales para asegurar la calidad de la soldadura con la geometría de la zona de fusión deseada, la composición química y la microestructura, así como también bajas tensiones residuales y distorsiones (Suzuki, 2007).

Dado que la medición de las temperaturas superficiales, dentro de la pileta líquida o en las zonas que se mantienen en estado sólido es difícil, además de costoso y complejo, un recurso muy utilizado es el uso de métodos de modelado numérico que permitan aportar información de la transferencia de calor durante la soldadura por fusión. En toda soldadura solo una fracción de la energía disipada por la fuente de calor es realmente absorbida por el metal base.

La eficiencia del arco es un parámetro importante para la medición de la eficiencia de la transferencia de calor durante los procesos de soldadura por arco eléctrico (Gaul *et al.*, 2011).

En la pileta líquida el calor es transportado por convección y conducción. Debido a la complejidad del fenómeno de flujo de calor convectivo usualmente los cálculos para transferencia de calor en soldadura se limitan a la aplicación de transferencia de calor por conducción. Sin embargo este tipo de cálculos representa una aproximación simple y útil al problema de transferencia de calor en soldadura por fusión (Gaul *et al.*, 2011).

A partir del proceso de transferencia de calor desde el arco de soldadura a la pieza y dentro de la misma pieza se determinan parámetros importantes como la temperatura máxima o pico, el tamaño y la forma de la pileta de soldadura y de la zona afectada por el calor, y las velocidades de enfriamiento del metal de soldadura.

1.4.2. Proceso de solidificación en la soldadura

En soldadura a medida que la fuente de calor interactúa con el material la severidad del ciclo térmico experimental, el material varía de zona en zona, identificándose tres regiones principales en la soldadura: la zona fundida (ZF) o columnar (ZC), la zona afectada térmicamente (ZAT) y el metal base (MB) no afectado por la presencia de la fuente de calor. La ZF es la que experimenta la fusión y posterior solidificación.

De acuerdo con Wang *et al.*, (2008) la solidificación del metal de soldadura es influenciada por la composición química del sistema, por la geometría de la pileta líquida y por las condiciones térmicas bajo las que tiene lugar. Adicionalmente existen otros factores que afectan la solidificación como la presencia de impurezas en la pileta líquida, la existencia de una considerable turbulencia, un volumen de metal líquido pequeño respecto del metal base y la existencia de grandes gradientes de temperatura en el metal líquido. Además debido a que la fuente está en movimiento la solidificación es un proceso dinámico, que depende de la velocidad de soldadura. Cuando se requiere precalentamiento los gradientes de temperatura se ven afectados.

En este sentido DebRoy y David (1995) plantean que las características de la solidificación en soldadura son únicas de este proceso tecnológico. Sin embargo, la mayoría del conocimiento sobre la solidificación de la pileta de soldadura proviene de la extrapolación del conocimiento de solidificación de fundiciones, lingotes y monocristales con menores gradientes térmicos y menores velocidades de crecimiento (Goncalves, 2006). También las teorías de solidificación

rápida han sido extendidas a la solidificación de soldaduras a muy altas velocidades de enfriamiento (David y Vitek, 1989).

David *et al.*, (2003) afirma que durante los últimos 15 años se han producido avances significativos en la comprensión del proceso de solidificación en soldadura. La aplicación de herramientas computacionales termodinámicas y cinéticas ha mejorado el entendimiento del proceso de solidificación en aleaciones multicomponentes. A su vez, el avance de las técnicas de caracterización in-situ ha permitido la caracterización de la formación de la fase y de los efectos del no-equilibrio en la solidificación. El uso del modelo de aleación monocristalina resultó en un nuevo enfoque del rol de la geometría de la pileta líquida y del proceso de selección de crecimiento de dendritas en el desarrollo de la microestructura de la soldadura.

1.4.3. Modelado de la solidificación en soldadura

Además de los modelos empleados en soldadura para calcular el flujo de calor y fluido según David *et al.*, (2003), otras técnicas de modelado numérico están actualmente disponibles para describir la evolución de la fase sólida en soldadura. A partir de estos modelos computacionales termodinámicos para sistemas multicomponentes se puede predecir las fases primarias de solidificación, las fases que pueden formarse durante la solidificación debido a la redistribución de soluto y la estabilidad de estas durante el enfriamiento de la soldadura hasta temperatura ambiente.

A su vez, se pueden integrar con estos modelos termodinámicos y cinéticos basados en crecimiento controlado por difusión para proveer información sobre la evolución temporal de la microestructura (David *et al.*, 2003). Como se mencionó previamente, solidificación de no-equilibrio puede tener lugar en los procesos de soldadura a altas velocidades de enfriamiento y altas velocidades de crecimiento del frente. Avances recientes en modelos de función respuesta-interfase (Lippold y Kotecki, 2005) pueden ser utilizados para evaluar la selección de fases durante la solidificación en aceros multicomponentes acoplándolos con modelos termodinámicos.

David *et al.*, (2003) expone que estos modelos pueden estimar el radio del extremo de la dendrita, la temperatura en el extremo y los coeficientes de partición como una función de la velocidad de la interfase para distintas fases y determinar así cual es la cinéticamente favorecida. El próximo paso en modelado de solidificación en soldadura que consiste en acoplar modelos computacionales termodinámicos, de crecimiento controlado por difusión,

cristalográficos y autómatas-celulares (Rowe y Jeffeys, 2008) para definir los detalles de la morfología de la microestructura en función de la composición y los parámetros de proceso.

1.4.4. Integridad estructural de las uniones soldadas

Muchos de los cambios metalúrgicos, geométricos y superficiales, sucedidos en la soldadura, son producto de diversas causas entre ellas el aumento de la velocidad de depósito en la geometría del charco de soldadura, el efecto de la polaridad de la corriente, la extensión y diámetro del electrodo. Además, los factores anteriormente mencionados modifican la tasa de fusión, el tamaño de grano y la penetración de la soldadura por arco sumergido (Chandel *et al.*, 1997).

Otros estudios se han realizado alrededor de esta temática, la investigación de Flores (2002) presenta un método para el análisis de los procesos de fisuración de materiales dúctiles, argumentando que el micromecanismo de falla más común en aleaciones de elevada tenacidad es la coalescencia de microcavidades. Este autor emplea el modelo propuesto por Gurson, con el fin de reproducir el proceso de fisuración. Para ello incorpora el efecto de los esfuerzos hidrostáticos en la superficie de fluencia y advierte sobre la aparición de una componente dilatadora para la deformación plástica.

Este modelo puede calibrarse de manera simple para simular situaciones complejas que se salen del ámbito de aplicabilidad de la Mecánica de la Fractura clásica; aunque es aplicable únicamente a situaciones en las que el micromecanismo de fractura es la coalescencia de microvacíos. Se reporta que los resultados numéricos tienen buena correspondencia con las mediciones experimentales.

Aparte del conocimiento teórico sobre los mecanismos de generación y propagación de defectos, es necesario establecer herramientas para lograr evaluarlos. En un trabajo de Lotsberg (2009) se proponen fundamentos para la determinación de factores de concentración de esfuerzos, en soldaduras a tope, de estructuras de secciones tubulares, pilotes de cimentación, tuberías y estructuras de bóveda. Su trabajo consiste en la evaluación del espesor de la placa, en la zona de afectación térmica en el material y las tolerancias de fabricación, para aumentar la resistencia a fatiga en la zona de influencia térmica. En esta investigación la fatiga es producida por la flexión local cuando las placas son sometidas a carga en un plano.

Los trabajos realizados por Bao y Zhang (2010) establecen un método para el cálculo de los esfuerzos térmicos residuales en placas soldadas a filete longitudinalmente. En ellos se

evalúan las tasas de crecimiento de grietas debido a la fatiga, utilizando los métodos de la Mecánica de la Fractura y la ley de superposición para la obtención del factor de intensidad de esfuerzos. Se estableció un conjunto de ecuaciones algebraicas lineales que representan la relación entre los esfuerzos residuales y el factor de intensidad de esfuerzos residuales. Ese método puede ser empleado para los casos en que el camino de crecimiento de la grieta es perpendicular a la soldadura, y la influencia de los esfuerzos residuales longitudinales es más importante que los cambios en la microestructura del cordón soldado.

En Kanvinde *et al.*, (2008) se ha utilizado la Mecánica de la Fractura y la simulación micromecánica para evaluar la eficacia, en la predicción de la capacidad de deformación de las soldaduras de filetes estructurales con fisuras. La modelación de uniones soldadas también ha sido utilizado por distintos investigadores para analizar el comportamiento de las soldaduras en diversos escenarios, tal es el caso del diseño de componentes estructurales soldados en navíos.

Los investigadores Traidia y Roger (2011) presentan el desarrollo de un modelo numérico utilizando el método de los elementos finitos para describir la transferencia de calor, flujo del charco de soldadura y los campos electromagnéticos presentes en el proceso Tungsten Inert Gas (TIG). El modelo involucra el cátodo, el arco de plasma y la fusión de ánodos juntos, y se resuelve en un formalismo dependiente del tiempo, teniendo en cuenta las corrientes de Foucault. Para validar el modelo, se utiliza una cámara de rayos infrarrojos que registra la dinámica de la superficie del charco de soldadura. Un algoritmo de procesamiento de imágenes permite obtener la evolución temporal del ancho del charco de soldadura directamente desde la grabación de video. El modelo numérico desarrollado fue aplicado a la soldadura de acero inoxidable AISI 304.

Los resultados de la simulación mostraron que el efecto Marangoni juega un papel importante en la dinámica del charco de soldadura. A partir del modelo se explica la formación de vórtices, considerando una superficie con coeficiente de tensión dependiente de la temperatura y la presencia de azufre. Estos vórtices juegan un papel fundamental en la evolución temporal de las dimensiones del charco de soldadura. Para las condiciones de ese estudio se observa que la influencia de la tensión superficial disminuye en favor de las fuerzas de Lorentz. Una comparación entre los pulsos de corriente de soldadura muestra que las fuerzas son energéticamente equivalentes. La investigación concluye que para un determinado nivel de

energía, es más conveniente el uso de corriente pulsante de soldadura para soldar chapas de mayor dimensión. Esas predicciones están de acuerdo con los resultados experimentales desarrollados en la investigación.

En Kamp *et al.*, (2004) se realizó un estudio computacional por el método de elementos finitos (MEF) donde se estudió la incidencia de la rugosidad en la propagación subcrítica de grietas. El modelo estima la tasa de propagación de grietas considerando las múltiples deflexiones de la punta de grieta, concluyendo que este fenómeno es significativo en los procesos de fatiga. El trabajo obtiene una buena correlación en los resultados obtenidos. Aunque se sugiere realizar estudios experimentales adicionales empleando topografía 3D para una mejor comparación cuantitativa.

En la investigación realizada por Chin-Hyung *et al.*, (2009) se estudió el efecto de la geometría de soldadura sobre la resistencia a la fatiga de juntas soldadas a filete, utilizando probetas de geometría cruciforme. Dicha geometría se varió intencionalmente, y se encontró que la resistencia a la fatiga aumenta gradualmente con el aumento del ángulo de flanco de soldadura y radio de punta de soldadura. Se concluye además, que el espesor de garganta de soldadura posee poca influencia en la vida de fatiga.

1.5. Proceso de soldadura del tantalio

El tantalio es un elemento de la familia de los metales refractarios, debe soldarse de tal manera que el aire no entre en contacto con el material soldado. Antes de proceder a la soldadura hay que realizar el proceso de limpieza en la superficie con reactivos químicos, luego con agua se eliminan todos los rastros de productos químicos. Después de que las partes se limpian deben protegerse de la oxidación y para ello se emplea una cámara de gas inerte o una de vacío (Leyens, 2003; Bose, 2007).

Mythili (2004) y Pupo (2012) plantean que el tantalio comercialmente puro es suave y dúctil y no tiene una transición dúctil quebradiza. Hay varias aleaciones de tantalio comercialmente disponible. Aunque el material es fácil de soldar, debe limpiarse bien y para obtener buenos resultados debe soldarse en cámara de gas inerte, por lo que se recomienda el proceso de soldadura GTAW. Algunos productos del tantalio se producen por la tecnología de la metalurgia de polvo, por lo que produce porosidad en la soldadura.

Plantea Tang, (2000) que durante el proceso de soldadura del tantalio puede o no emplearse material de aporte, sí es recomendable para obtener resultados al soldar emplear corriente

continua y polaridad invertida, la ignición del arco debe realizarse con alta frecuencia y utilizar fundamentalmente como gas inerte el helio para mantener la máxima penetración.

Los autores Stephenson y Roth (1971) al analizar la soldadura de una aleación de óxido de tantalio concluyen que el mismo se puede soldar a otros metales, a pesar de que con algunos de ellos forma fases intermetálicas quebradizas, este defecto debe evitarse con el uso de diversas técnicas como la soldadura por resistencia, la TIG, por plasma, haz electrónico, pero siempre que se realice el proceso debe ser protegido con gas inerte del tipo argón o helio, de esta forma se evita la absorción de gases sobre los 300 °C, temperatura que los tornan quebradizo. De ser posible debe usarse una cámara con atmósfera de argón. También se puede soldar a sí mismo (TIG), pero nunca debe emplearse soplete de acetileno, lo cual destruye la estructura del tantalio.

Kammer *et al.*, (1972) realizan un estudio relacionado con la soldabilidad de diferentes aleaciones de tantalio, plantea que las aleaciones de tantalio pueden ser divididas en dos clases principales: (1) solución sólido simple fortalecida como las aleaciones Ta-5W-2,5Mo, Ta-10W-2,5Mo y Ta-8W-2Hf y (2) aleaciones complejas del tipo sólido-solución fortaleciendo y dispersa como la Ta-9,6 W-2,4 Hf-0,01 C y Ta-6,5W-3, 0Re-1, 0Hf-0, 3Zr-0,025Y. Estas propiedades están en correspondencia con la soldabilidad de las aleaciones anteriores.

Las evaluaciones preliminares de la soldabilidad de estas aleaciones mostraron que en la soldadura por fusión las aleaciones como la Ta-10W, Ta-8W-2Hf, se comportaban de manera dúctil, mientras que otras como las aleaciones Ta-5W-2,5Mo, Ta-1 0,2-5Mo, Ta-17W, luego de la soldadura por fusión se comportaron de manera quebradizas.

El estudio se realizó con dos objetivos: para determinar las causas de la pobre ductilidad en la soldaduras de las aleaciones de tantalio y evaluar los métodos para mejorar la ductilidad de la soldadura y para evaluar las propiedades mecánicas de soldaduras hechas con los procedimientos corregidos en tres aleaciones seleccionadas: Ta-5W-2,5Mo, Ta-10W-2,5Mo y Ta-17W.

Sobre la base de los resultados alcanzados por los autores Kammer *et al.*, (1972) concluyen que la mejor soldabilidad son las aleaciones de tantalio de solución sólido simple por las razones siguientes:

1. Se logra una unión dúctil en la soldadura por fusión en las aleaciones de tantalio como la Ta-5W-2,5Mo y Ta-10W-2,5Mo con tal de que el metal base sea de buena calidad y que

posea bajo contenido intersticial (aproximadamente menos del 100 ppm total de O_2 , N_2 y H_2) y el tamaño de grano medio.

2. El uso apropiado de los procedimientos con la máquina de soldar, incluye la entrada de energía moderada y atmósfera de pureza normal durante la soldadura.
3. Uso correcto de los procedimientos de post soldadura, incluso, una moderada temperatura de post soldadura con un tratamiento de calor (aproximadamente $815\text{ }^{\circ}\text{C}$ para 1 h) y libre de polvo en la superficie de soldadura.

1.5.1. Soldadura del tantalio por el método de gas y tungsteno

Según Boyko y Garber (1991); Bingul y Cook (1999); Aguirre (2006), la soldadura por arco de tungsteno y gas (gas tungsten arc welding, GTAW) es un proceso de soldadura por arco eléctrico, que produce la coalescencia de metales calentándolos con un arco entre un electrodo de tungsteno (no consumible) y la pieza de trabajo (figura 1.3).

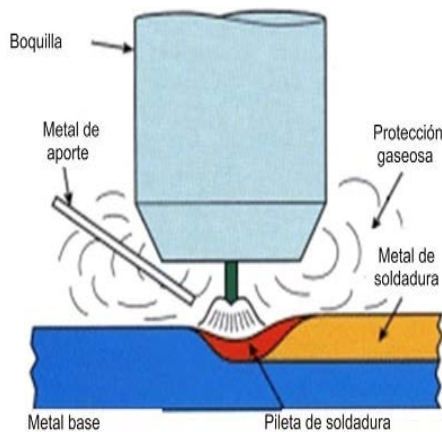


Figura 1.3. Soldadura en atmósfera inerte con electrodo de tungsteno.

La protección al charco de soldadura se obtiene a partir de un gas o de una mezcla de gases. A ese proceso se le denomina, algunas veces, soldadura de tungsteno con gas inerte (TIG).

Plantean Mompean (1991); Bhaumik *et al.*, (2001) que en la soldadura del tantalio, cuando es calentado por encima de los $500\text{ }^{\circ}\text{C}$, tiende a oxidarse rápidamente. A elevadas temperaturas el material está propenso a disolver discretamente cantidades de ese óxido en solución. Por esa razón, la soldadura del tantalio requiere de una atmósfera protectora, como la de un gas inerte o activo, para prevenir la contaminación y la fragilidad de nitrógeno y oxígeno. El relativo bajo coeficiente de expansión térmica y de conductibilidad minimiza la posibilidad de distorsión durante la soldadura.

Consideran Murray y Dunand (2003); Li *et al.*, (2005) que el tantalio como aleación refractaria presenta característica conocida como transición dúctil quebradiza. Esto se refiere a una temperatura donde el metal rompe de manera quebradiza en lugar de en una forma dúctil. La recrystalización del metal durante la soldadura provoca la temperatura de la transición. La contaminación durante el período de alta temperatura y las impurezas son, entre otras causas las responsables de provocar la temperatura de transición para que el material sea quebradizo. La contaminación del gas puede ocurrir a las temperaturas debajo del punto de fundición del metal, las mismas van de 371 a 538 °C.

Según estudios realizados por Thomas *et al.*, (1988), Pupo (2012) y Cañete (2016) concluyen que al someter a proceso de temperatura el tantalio enciende en el aire para formar pentóxido de tántalo, Ta_2O_5 , una sustancia blanca e infusible que se combina con los óxidos o hidróxidos metálicos para formar compuestos llamados tantalatos. El ácido tantálico, $TaO_5 \times H_2O$ es un precipitado gelatinoso que se produce añadiendo agua al pentacloruro de tántalo.

El pentóxido de tantalio, Ta_2O_5 , es un compuesto microcristalino de color blanco y es el más importante que forma el tantalio. Existen al menos dos formas estructurales del Ta_2O_5 , con una temperatura de transición sobre los 1360 °C (Stephenson y Roth, 1971). El pentóxido obtenido por debajo de dicha temperatura se simboliza por L- Ta_2O_5 o β - Ta_2O_5 y si se sintetiza por encima de H- Ta_2O_5 o α - Ta_2O_5 (Landolt-Börnstein, 1984). La forma L se obtiene calentando tantalio metálico en presencia de oxígeno a temperaturas de 600 °C. Aunque a bajas temperaturas existe poca cristalinidad, esta aumenta a partir de los 1 350 °C y la estructura del óxido depende del tratamiento térmico aplicado (Wells, 1986).

La red cristalina del L- Ta_2O_5 está formada por cadenas construidas por grupos de octahedros y bipirámides pentagonales que comparten vértices opuestos, de manera que el metal presenta un número de coordinación 6 y 7, respectivamente. Esas cadenas forman estructuras de tres dimensiones, pues se unen por compartición de vértices o por compartición de lados. Estudios han permitido caracterizar las posiciones de cada uno de los átomos de la celda unitaria del pentóxido de tantalio (Wagner, 1991 y Moore, 1987).

Plantea Roth *et al.*, (1970) que al calentar el tantalio en presencia de oxígeno el metal se oxida para formar diferentes compuestos. A partir de unos 250 °C se observa un cambio de coloración del metal siendo este primero de color gris, luego adquiere una tonalidad amarilla, luego azulada y finalmente un fino polvo de color blanco indicativo de la formación del

pentóxido. Las diferentes tonalidades son debido a la variación en el grosor de la capa de óxido formado. Cuando el grosor de esa capa oxidada es del orden de la longitud de onda de la luz visible, por lo que existen interferencias y se observan las coloraciones.

1.6. Modificaciones estructurales de la zona fundida

Las modificaciones estructurales pueden agruparse en dos grupos (Rodríguez, 1983, Guliar, 1978; Doyle, 1988), las que afectan el grano del metal y a su arquitectura interna. El estudio de esa 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.

Esas 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 la 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 dicha temperatura y de la velocidad de enfriamiento al atravesar las líneas de transformación.

En la soldadura de arco con gas y tungsteno (GTAW), se procede en general con depósitos sucesivos de metal fundido de volumen muy pequeño con solidificación casi instantánea, como consecuencia de la estructura del metal fundido es más fina, alineada y acicular. Si la operación lleva varias pasadas, la influencia térmica de las mismas producirá un refinamiento de grano en las estructuras (Lippold, 2005).

Según el trabajo de Henderson *et al.*, (2004) el crecimiento de los granos en el metal base está ligado invariablemente al ciclo térmico de la soldadura, a la temperatura y a la 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, lo que disminuye 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.

Las transformaciones de estructura generalmente están ligadas a cambios en las propiedades del metal, debido al tratamiento térmico en esa zona. Según sea la potencia térmica aplicada en la zona fundida, así variará la zona de influencia térmica (ZIT) en el metal base, el cual será sometido a modificaciones alotrópicas lo que da origen a toda una serie de estructuras que pueden ir desde el semi temple del tipo bainítico hasta el hipertemple totalmente austenítico.

Esas modificaciones variaran en dependencia de las diferentes regiones de la zona térmicamente afectada donde se encuentre (Barreiro, 1966 y Bakker, 1968).

1.7. Simulación del modelo térmico en los procesos de soldadura

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

La evolución temporal del campo de temperaturas de los componentes soldados tiene una influencia importante sobre las tensiones residuales, la distorsión y, por tanto, la resistencia a fatiga de la estructura soldada. Se utilizan soluciones clásicas para el cálculo del campo de temperaturas como es la ecuación de Rosenthal la cual realiza una integración semi-infinita con origen de calor un punto, una línea o una superficie (Rosenthal, 1941). Dichas soluciones pueden ser usadas para predecir el campo de temperaturas a una distancia alejada de la fuente de calor, pero no pueden predecir la temperatura cerca de la fuente de calor.

Más tarde, Eager *et al.*, (1983) modifican la teoría de Rosenthal para incluir la distribución Gaussiana en dos dimensiones, distribuyendo una fuente de calor constante sobre una superficie y conseguir una solución analítica para el campo de temperaturas. Su solución mejora la predicción del campo de temperaturas en las zonas del cordón donde la fuente de calor es pequeña.

Mazur (2001) presenta una metodología de predicción de las dimensiones de las zonas que ocupan distintos tamaños de grano de la ZAC, en un cordón de soldadura aplicado al acero de baja aleación por el proceso SMAW. Las bases para el desarrollo del algoritmo fueron las ecuaciones clásicas de transferencia de calor para determinar los ciclos térmicos de soldeo, metalurgia básica, incluyendo diagramas de fases y cinética de crecimiento de granos y relaciones empíricas para describir la correlación de las variables de soldeo y las dimensiones del cordón de soldadura.

Burgos y García (2003), se basaron en los parámetros tecnológicos del proceso SMAW, aplicando una modelización mediante MEF. Los campos de temperaturas provocados por la soldadura consistieron en las propiedades de juntas de acero AISI 1020, en condiciones de fuerte embridamiento. Se tomó en consideración la transferencia de calor en estado cuasiestacionario así como la variación de las propiedades del material en función de la temperatura. Se efectuó una comparación de resultados logrados entre métodos analíticos y con aplicación de MEF en casos similares.

Más tarde, García y Sola (2007) realizaron un trabajo que indica los pasos a tener en cuenta a través de un procedimiento diseñado para aplicar la simulación de la soldadura mediante MEF. Los campos térmicos provocados por la soldadura se apoyaron en las propiedades de juntas de acero A-36, en condiciones de fuerte embridamiento o rigidez, tanto en uniones a tope como en uniones en T. Se tienen en consideración aspectos de la transferencia de calor en estado cuasiestacionario, así como la variación, no lineal, de las propiedades del material en función de la temperatura.

Se indican en los resultados los desplazamientos, deformaciones y tensiones residuales obtenidas en la simulación. Como conclusiones del trabajo de investigación realizado, se indica que han desarrollado a partir de las curvas de tiempo y de temperatura una modelización de los campos térmicos ajustados a parámetros reales de proceso SMAW, lográndose relacionar los mismos con los desplazamientos para obtener tensiones residuales en juntas a tope y en T, de acero ASTM A-36, de 12 mm de espesor, sometidas a alto embridamiento.

En relación con la determinación del comportamiento de la distribución de calor en la unión soldada de la aleación de tantalio, el empleo de los métodos de los elementos finitos (MEF), permitirá establecer la distribución de calor durante el proceso de soldadura con gas y tungsteno.

1.8. Conclusiones del capítulo

- Dentro de los materiales refractarios empleados en la industria, el tantalio está considerado de excelentes propiedades y su alto punto de fusión ($3\ 017\ ^\circ\text{C}$), no obstante presenta características quebradizas al ser sometido a proceso de soldadura.
- El tantalio como material refractario es resistente al ácido sulfúrico cuando se expone a diferentes condiciones de corrosión, por lo que permite inferir que el agrietamiento en la línea de tubería fabricada de tantalio y que transporta H_2SO_4 en la empresa "Comandante Pedro Sotto Alba" no está influenciado por las incidencias de ese fluido.
- Los campos térmicos generados por el efecto del calor aportado en el centro de un cordón de soldadura y considerado a través de las distintas isothermas puede ser determinado a través de los métodos de los elementos finitos (MEF).

Capítulo 2

Materiales y Métodos

CAPÍTULO 2: MATERIALES Y MÉTODOS

2.1. Introducción

El Tantalio tiene propiedades únicas que lo hacen imprescindible para ciertas aplicaciones, lo que justifica su alto costo. Ofrece aproximadamente la misma resistencia a la corrosión a la mayoría de los ácidos y cáusticos que el vidrio. Además puede ser doblado, laminado y soldado con facilidad. Su ductilidad y densidad lo hacen sumamente útil en la fabricación de blindajes militares. Asimismo, su densidad y estabilidad nuclear lo convierten en un material valioso para recipientes de elementos radioactivos. Se puede soldar a otros metales (con algunos forma fases intermetálicas quebradizas y deben evitarse) con el uso de diversas técnicas (por resistencia, TIG, plasma, haz electrónico) pero debe ser protegido con gas inerte (argón o helio) para evitar la absorción de gas por encima de 300 °C que lo torna quebradizo. De ser posible utilizar una cámara con atmósfera de argón. También se puede soldar a sí mismo (TIG autógena).

El capítulo tiene como objetivo establecer el procedimiento metodológico para determinar el comportamiento estructural luego de aplicado el ciclo térmico de soldadura en la aleación de tantalio B 521, sometido a proceso de corrosión y agrietamiento en el cordón de soldadura.

2.2. Composición química de las aleaciones de tantalio

La composición química estándar de la aleación B 521 (especificación estándar para tubos de tantalio), según *Alloy Casting Institute* (ACI), muestra la designación adoptada por la AISI y SAE, de la *American Society for testing Materials* – ASTM y la SAE, se refleja en la tabla 2.1.

Tabla 2.1. Composición química de la aleación de tantalio B 521

Grado	Fe	Si	Nb	W	Ti	O	Cr	H	N	TA
B 521	0,003	0,003	0,028	0,004	0,002	0,010	0,0005	0,001	0,002	Balance

Según la composición química representada en la tabla 2.1, la aleación se caracteriza por ser tantalio de alta pureza, que la convierte en un material dúctil y presentar un comportamiento mecánico muy sensible a la temperatura y a la tensión. En condiciones de trabajo a las que están expuestas, el ácido sulfúrico (H₂SO₄) a un 98 %, le permite elevada resistencia al medio corrosivo.

2.3. Plan experimental

Para el desarrollo del plan experimental se prepararon tres probetas de aleaciones de tantalio. La figura 2.1 se corresponde con la vista lateral de la unión de ambos tubos para ejecutar la unión soldada, el diámetro del mismo es de 32 mm X 1,5 mm de espesor (tipo R 05200 ASTM, B 521).

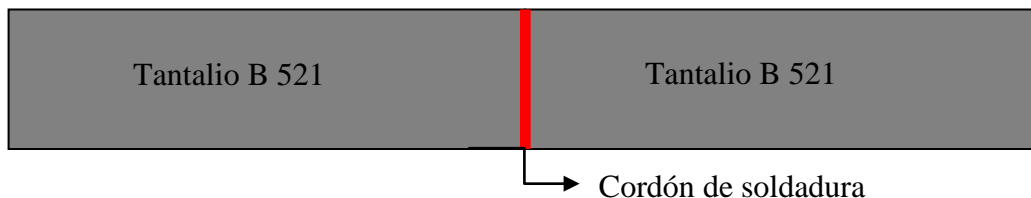


Figura 2.1. Preparación de las uniones para la soldadura.

La unión se realizó a tope sin preparación de los bordes, con electrodo desnudo y proceso de gas y tungsteno (GTAW), durante el proceso de soldadura no se empleó cámara de rastreo. En la tabla 2.2 se muestran los parámetros empleados para establecer el ciclo térmico de soldadura.

Tabla 2.2. Parámetros para la soldadura de las probetas

Diámetro del electrodo (mm)	2,5
Longitud del arco (mm)	2
Temperatura de fusión (°C)	3 017
Temperatura de ignición (°C)	34
Rendimiento (%)	0,90
Conductividad térmica (W/m·K)	57,5

La unión se preparó con longitud de tubo de 150 mm, se realizó un punteado de cuatro puntos de la unión tubo, para de esa forma evitar alabeo y distorsiones, se sometió al proceso de soldeo con electrodo desnudo. La preparación de las muestras para la soldadura se efectuó según la Norma ASTM E-92. Las muestras se cortaron en una fresadora para determinar las variaciones en la ZF, la ZIT y la interface del cordón.

2.4. Máquina de soldar empleada en la soldadura

La soldadura manual con electrodo revestido se puede hacer tanto con corriente alterna (CA) como con corriente directa (CD) y esta última se puede aplicar con el electrodo negativo. El tipo de corriente está condicionado con el tipo de máquina que la genera. La máquina de soldar empleada fue un inversor, el cual presenta un bobinado monofásico, sin embargo es desventaja, al igual que los controles de estado sólido, que requiere un alto

nivel de preparación para darle mantenimiento y reparar la fuente. En la tabla 2.3 se muestran las características de la máquina tipo Miller.

Tabla 2.3. Características de la máquina Miller

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

Los rangos de amperaje para las que son diseñadas es de hasta 315 ampere, la cual limita los tipos de materiales en los que se pueden utilizar, el arco que produce es muy estable y alcanza un rendimiento de 85 a 90 %. La ventaja fundamental de este tipo de máquina es el ahorro del consumo energético.

Entre las ventajas están el tamaño reducido de los componentes, su empleo en muchos procesos, posee una elevada eficiencia y permite un arco con excelentes características y un tiempo rápido de respuesta.

2.4.1. Electrodo no consumible para la soldadura

El Ta puede ser soldado a otros metales usando diversas técnicas: por resistencia TIG, plasma y haz electrónico, pero debe ser protegido con gas inerte como argón o helio para evitar que los metales absorban gases sobre los 300 °C, que los tornan quebradizos. De ser posible es conveniente emplear un cámara con atmósfera de argón, también se pueden soldar a sí mismos con TIG o autógena y nunca debe usarse soplete de acetileno, pues destruye los materiales. La norma A.W.S. establece que para soldar la aleación de tantalio se emplee electrodo de tungsteno. En la tabla 2.4 aparece el tipo de electrodo no consumible.

Tabla 2.4. Tipo de electrodo no consumible

Aleación	AWS	ISO	Cantidad de óxido
2 % torio	A5.16-90	WT20	1,7 - 2,2 % ThO ₂

Electrodo de tungsteno al 2 % de torio (WT20) se utiliza para la soldadura TIG con corriente continua. Para oxidación, ácidos y aceros resistentes al calor, cobre, tantalio y titanio. En la tabla 2.5 se muestra la composición química del electrodo.

Tabla 2.5. Composición química del electrodo

C	O	H	N	Fe	Ti
0,03 máx	0,08 – 0,16	0,008	0,015	0,12	Balance

Se seleccionó el electrodo de tungsteno de torio por ser un material refractario con alto punto de fusión (2 204 °C), aunque ellos oxidan a muchas más bajas temperaturas. La oxidación acelerada en el aire ocurre a 190 °C para el tungsteno, 395 °C para el molibdeno y 425 °C para el tantalio y columbium. Por consiguiente, deben aplicarse los revestimientos protectores a esos metales, si van a ser usados a temperaturas superiores.

2.4.2. Electrodo consumible para la soldadura

La soldadura GTAW se puede realizar con y sin material de aporte, en el caso de la soldadura de la línea de ácido sulfúrico la unión soldada se realizó con material de aporte del tipo microalambre (figura 2.2) de 2,5 mm de diámetro x 4 990 mm de longitud, según denominación de la ASTM B 368 R 05 – 200.



Figura 2.2. Microalambre para la soldadura.

En la tabla 2.6 se muestra la composición química estándar del material de aporte.

Tabla 2.6. Composición química del metal de aporte

Nb	W	Fe	Ti	Mn	O	H	Cr
0,028	0,0044	0,003	0,0005	0,0048	0,0105	0,0014	0,0005
Mo	Ni	Si	N	C	Cu	Zr	Ta
0,0048	0,0015	0,003	0,0024	0,0041	< 0,0005	0,001	Resto

Por su dureza, resistencia al calor y tenacidad se recomienda esa aleación para revestimientos en partes de máquinas y herramientas expuestas a abrasión, presión e impacto, en piezas como punzones, mordazas, válvulas, compuertas, dados, cuchillas, pistones de prensa de extrusión, matrices troqueladas de corte, dados de extrusión. Se aconseja también para aplicaciones de trabajo en caliente. Presenta una dureza al depósito de 58-60 HRC, con una resistencia a la temperatura de hasta 500 °C.

2.5. Preparación metalográfica

La preparación defectuosa de las probetas puede arrancar las inclusiones importantes, destruir los bordes de grano, revenir un acero templado o en general, originar una estructura superficial distorsionada que no guarda ninguna relación con la superficie representativa y características del metal. Las operaciones se resumen en el siguiente orden, según la norma NC 10 - 56:86 y ASTM E 3 - 95.

1. Selección de la muestra.
2. Toma o corte de la muestra.
3. Montaje y preparación de la muestra.
4. Ataque de la muestra.
5. Análisis microscópico.
6. Obtención de microfotografías.

2.5.1. Área para la selección de las muestras

La localización de la parte objeto de estudio se realizó de modo que la misma representaba el sitio de la falla de la pieza, lo que incluía el límite entre una soldadura y el metal base (figura 2.3). El tamaño adecuado de la probeta permitió sostenerla con la mano durante su preparación y en función del área de trabajo del microscopio a utilizar.



Figura 2.3. Área de selección de las muestras en la línea de ácido partida.

Se seleccionaron muestras de las tuberías, en la misma ZF y ZAT de la soldadura, fundamentalmente en el área donde existe el defecto.

2.5.2. Corte de las muestras

Las operaciones de corte para la toma de las probetas, se realizaron en un torno C 11 MT, ubicado en el laboratorio de Máquinas Herramientas del ISMMM, se garantizó abundante refrigeración por ser el tantalio un material refractario, y garantizar en lo posible, eliminación de las rebabas que quedan después del corte y lograrse puedan la calidad de la preparación metalográfica.

Se cortaron tres muestras de la unión soldada con longitud de 15x15 con espesor de 1,5 mm, y luego se encapsularon con resina epoxi del tipo ROYAPOX – 5050.

2.5.3. Encapsulado de probetas con resina

Como las muestras son de pequeño espesor dificultó el difícil manejo en las operaciones de desbaste y pulido, se montaron en resina epoxi ROYAPOX. Las que se colocaron en un molde plástico y posteriormente se les añadió la resina hasta cubrir totalmente el volumen entre la muestra y el molde. Fueron preparadas con esa técnica las seleccionadas de la unión soldada. En la figura 2.4 se muestra el encapsulado de las muestras.



Figura 2.4. Montaje de la muestra en resina epoxi ROYAPOX 5050.

2.5.4. Propiedades de la resina epoxi ROYAPOX – 5050

ROYAPOX 5050 es una resina epoxi, que se presenta en forma de dos componentes y una vez polimerizada a temperatura ambiente forma una masa incolora, dura y algo flexible.

Presenta excelentes cualidades de resistencia a la humedad, propiedades mecánicas y dieléctricas. La resina ROYAPOX 5050 conserva sus características a temperaturas comprendidas entre 30 y 125 °C.

2.5.5. Desbaste de las muestras

Se hizo después del corte, se montó la probeta y se realizó en una desbastadora de cinta rotativa sobre papeles abrasivos de diferentes grados, colocados sobre discos giratorios. Se giró al pasar de un abrasivo a otro para borrar por completo las huellas del abrasivo anterior, y se utilizaron las series: 150, 220, 280, 320, 400, 500 y 600, luego se lavaron las probetas con agua abundante. Las características de la máquina son las siguientes

Voltaje: 250 V

Corriente: 2,5 Amp

Número de revoluciones: 300–1 000 rev/min

Potencia del motor: 3,7 kW

2.5.6. Pulido y ataque de las muestras

El pulido se usó para eliminar las rayas finas producidas en la última operación de desbaste hasta que se consiguió una superficie sin rayas y con alto pulimento a espejo. Se pulió con el apoyo de la cara desbastada de la probeta sobre un paño embebido con una suspensión acuosa de óxido de cromo, el cual se aplicó sobre el disco de la pulidora, el paño utilizado fue de fieltro, luego se lavaron las probetas con alcohol y fueron secada finalmente con aire seco y caliente.

En el ataque se empleó ácido fluorhídrico en una proporción del 48 % durante 5 horas, se tomó la probeta con la pinza y se sumergió con la cara pulida hacia abajo en el reactivo contenido en el cristizador. Se extrajo, se lavó con alcohol y se secó con aire seco y caliente.

2.5.7. Observación microscópica y comportamiento microestructural

Para la observación de las probetas se empleó un microscopio óptico binocular marca NOVEL modelo NIM-100 (figura 2.5) ubicado en el laboratorio de Ciencia de los Materiales del ISMM de Moa, está dotado de una cámara instalada mediante el hardware IMI.VIDEOCAPTURE.exe que refleja la fotografía en el computador. Para colocar las

probetas en el microscopio y evitar una observación distorsionada de las imágenes, se montaron en un dispositivo con plastilina que permitió la nivelación adecuada de estas.



Figura 2.5. Microscopio óptico NOVEL modelo NIM-100.

El análisis microestructural consistió en la observación de una muestra patrón de las aleaciones de tantalio, se seleccionó la zona del metal base, lo más alejado de donde pudiera tener influencia el ciclo térmico de soldadura, el objetivo de este análisis fue obtener una muestra sin afectación en su estructura cristalina que nos permitiera determinar luego de la soldadura, posibles cambios ocurridos en la zona fundida (ZF), en la zona de influencia térmica (ZIT) y en la interfase del cordón. La figura 2.6 se corresponde con la muestra patrón del tubo empleado en la línea de ácido sulfúrico.

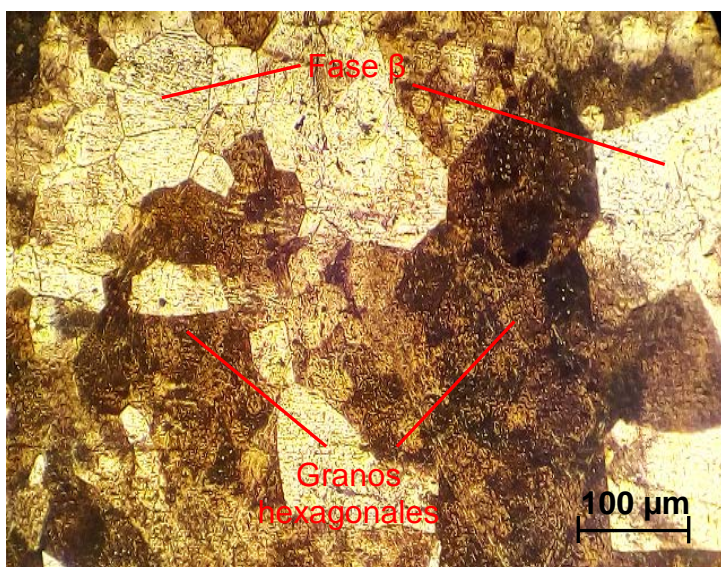


Figura 2.6. Estructura patrón del tubo.

En la microestructura de la figura 2.6 se observa una morfología de granos de fase β , característico de la aleación de tantalio en estado de suministro, la estructura es de granos grandes distribuidos de forma regular en toda el área observada.

2.5.8. Ensayo de microdureza aplicado a las muestras

El ensayo de microdureza se aplicó para determinar la dureza de volúmenes microscópicamente pequeños en la aleación. En este se utilizó un microscopio modelo PM-3 No 168, del laboratorio de microscopía de minas del ISMM de Moa. La superficie de las probetas se prepararon de igual manera que para el análisis microestructural (desbaste y pulido). El número de dureza HV se determinó por el tamaño de las huellas, igualmente que la dureza Vickers.

Para determinar la microdureza (HVN) de las probetas de análisis se realizó para una carga de 50 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.

2.6. Cálculo del ciclo térmico

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

La velocidad del arco a lo largo de la pieza de trabajo es mucho mayor que la de difusividad térmica. El flujo de calor en la dirección del trabajo es pequeño comparado con el de la dirección perpendicular de avance.

2.6.1. Cálculo de la intensidad de corriente

La intensidad de la corriente de la soldadura depende del diámetro del electrodo, la 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:

$$I_s = 2,5d_e^2 + 35,5d_e - 18 \quad (2.1)$$

Donde:

I_s - intensidad de corriente de soldadura; A

d_e - diámetro del electrodo; mm

2.6.2. Determinación del voltaje del arco eléctrico

La tensión del arco no influye significativamente en el ancho del cordón; influye notablemente en el refuerzo (forma cóncava o convexa del mismo), lográndose soldaduras planas (con tensiones altas) y abultadas (con tensiones bajas), pero siempre en el rango de alcanzar un arco estable y según Rodríguez (1987) se determina como:

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

Donde:

U_a - tensión del arco; V

2.6.3. Cálculo de la velocidad de soldadura

Es el desplazamiento del electrodo a una velocidad adecuada (velocidad de soldadura), donde se funde constantemente una porción del material base y se adiciona material de aporte producto de su propia fusión. En la medida que el proceso se desarrolla el baño metálico va solidificando y formando el material de la costura, según Rowe y Jeffeus (2008) se determina como:

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

Donde:

V_s - velocidad de soldadura; m/s

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

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

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

2.6.4. Cálculo de la energía lineal del proceso de soldadura

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

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

E_L - energía lineal; J/m

η - eficiencia de la fuente de calor; %

La eficiencia (η) del proceso de soldadura GTAW oscila de 0,8 a 0,9 (Cary, 1998). A los efectos de los cálculos realizados se asumió una eficiencia de 0,9.

La soldadura bajo protección de gases o soldadura en atmósfera de gases protectores, tiene como característica fundamental que el electrodo o el material de aportación, el arco y el baño de fusión, se hallan protegidos del efecto del aire circundante por medio de un gas, suministrado a la zona de soldadura con ese propósito. El consumo del gas protector depende del espesor del material base y de la intensidad de corriente de soldadura. Para el cálculo según Holzhauser *et al.*, (1999), propone la siguiente expresión:

$$Q_{gas} = 3,3 \cdot 10^{-3} \cdot (I_s)^{0,75} \quad (2.5)$$

Donde:

Q_{gas} - consumo del gas protector; m³/s

2.7. Cálculos numéricos para la soldadura por arco de tungsteno y gas

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

$$L_l = \frac{Q}{2\pi\lambda(T_c - T_0)} \quad (2.6)$$

Donde:

L_l - longitud del charco de soldadura; m

Q - energía entrante; W

λ - conductividad térmica; W/m K

T_c - temperatura de fusión; °C

T_0 - temperatura inicial; °C

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

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

$$Q = q \cdot l \quad (2.7)$$

Donde:

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

l - longitud a soldar; m

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

$$q = \frac{I_s \cdot U_a}{v_s} \eta \quad (2.8)$$

2.7.1. Cálculo de la velocidad de enfriamiento del cordón

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

$$\tau = d \sqrt{\frac{\rho C_e (T_c - T_0)}{q}} \quad (2.9)$$

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 fina está dada por:

$$R = \frac{2\pi\lambda(T_c - T_0)^2}{q} \quad (2.10)$$

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

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

2.8. Cálculo de costo del proceso de soldadura

El costo del gas se relaciona con el tiempo necesario para ejecutar la soldadura. El gas de protección generalmente se usa a un flujo especificado y se mide en metros cúbicos por hora. La cantidad de gas de protección usada sería el producto del tiempo necesario para ejecutar la soldadura multiplicada por el caudal de salida del gas. Generalmente, el costo del gas se basa en el costo por metro de la soldadura (Blunt y Nigel, 2002)

$$Cg = \left(\frac{Pg \cdot C}{v_s} \right) \quad (2.12)$$

Donde:

Cg - costo del gas; \$/m

Pg - precio del gas; \$/m³

C - caudal; m³/h

La base para calcular el costo de mano de obra en peso por metro aparece en la ecuación (2.12). El factor operador que se muestra es el mismo que el ciclo de la jornada, que es el porcentaje del tiempo de arco contra el tiempo total pagado.

$$Cmo = \left(\frac{Tps}{v_s \cdot Fo} \right) \quad (2.13)$$

Donde:

Cmo - costo mano de obra; \$/m

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

Fo - factor operador; (%)

En la soldadura eléctrica manual es de 5–30.

Cuando se realiza una construcción soldada hay dos tiempos que se deben tomar en cuenta, estos son: el en el que el operador está efectivamente depositando material y los tiempos accesorios. Al primero se le conoce como duración de arco, y viene a ser el tiempo en que el soldador está depositando material en la junta. Entre los tiempos accesorios se tienen: de ensamble, de posicionamiento y de preparación de la junta. Cuando retira un montaje de su posición o limpia una soldadura, el que ejecuta necesariamente esta reiterando operaciones, según Burgos (1987) se determina como:

$$t_o = \frac{\rho(S)l}{kH \cdot I_s} \quad (2.14)$$

Donde:

t_o - tiempo principal de soldadura; min

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

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

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).

$$C_{ee} = \left(\frac{Te U_a I_s P_{md}}{1000 V_d F_o E_{fe}} \right) \quad (2.15)$$

Donde:

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

P_{md} - peso del material depositado; kg/m

V_d - velocidad de depósito; kg/h

E_{fe} - 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:

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

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

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

Donde:

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

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

C - costo de la mano de obra (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

2.9. Simulación por el método de los elementos finitos

Para la modelización con el método de los elementos finitos se empleó el software ANSYS R 15.0. Ese programa facilita la simulación de los tratamientos térmicos al construir, a partir de unos pocos datos, un modelo numérico (malla y cargas). Entre sus características:

- ✚ Permite elegir entre un proceso estacionario o uno transitorio,
- ✚ Da la posibilidad de trabajar con tres tipos de geometrías (ortoédrica, un arco de cilindro o un cilindro completo) y de seleccionar las dimensiones y distribución de la malla.
- ✚ Posibilita reducir el tamaño del archivo de salida eligiendo los nodos de los que se guardará su historia térmica.

2.9.1. Mallado del modelo

El mallado es un paso crucial en el análisis de diseño, a razón de que es uno de los factores primordiales de los que dependen los resultados finales. Inicialmente el software estima un

tamaño de elemento global para el modelo tomando en cuenta, su volumen, área de superficie y otros detalles geométricos. El tamaño de malla generada (número de nodos y elementos) depende de la geometría y las cotas del modelo, el tamaño del elemento, la tolerancia y el control de malla y las especificaciones de contacto. La figura 2.7 se corresponde con el mallado del modelo para la simulación.

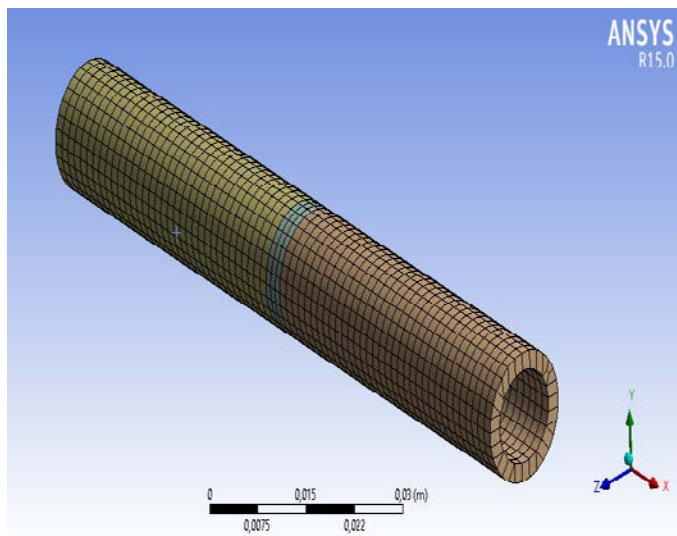


Figura 2.7. Mallado del modelo.

El software permite realizar un mallado más fino en las zonas de interés, es decir donde el gradiente de temperatura es mayor, la zona de fusión y la afectada por el calor, lo que permitirá una mayor definición y detalle.

Se reticuló una geometría ortoédrica con una malla cuadrada de 4 milímetros de aristas. Como malla adaptativa se emplearon 10 celdas de 0,2 mm en la dirección del eje Z (paralelo al haz), y para el resto se emplearon elementos de 2 mm de altura. Esta región más densamente discretizada fue desplazándose en Z, desde las proximidades de la superficie hasta los 1,5 mm de profundidad. El mallado se estructuró con 14 988 nodos y 2 414 mallas.

El uso de una malla de esas características no afecta a la precisión del resultado, pero produce un ahorro significativo de tiempo y memoria en la ejecución de la simulación.

2.9.2. Condiciones de frontera

Definir las restricciones es tan importante como precisar las cargas, anteriormente se ha especificado las cargas presentes en el estudio (temperatura), por lo tanto, se delimitan las restricciones donde se debe suprimir el movimiento en las direcciones X, transversal a la longitud del cordón de soldadura, Y, saliente de el plano de la unión soldada y en Z, dirección paralela a la longitud del cordón de soldadura, lo que en la realidad se conoce como embridar la pieza a soldar. En la figura 2.8 se muestran las condiciones de fronteras para la soldadura.

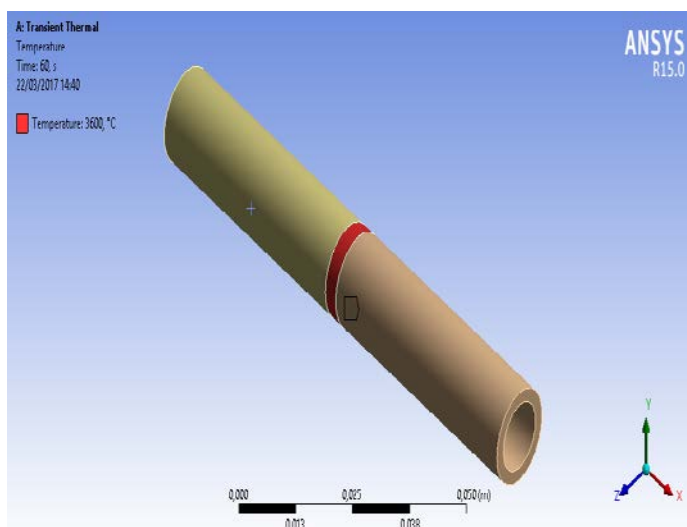


Figura 2.8. Condiciones de frontera.

Se estimó dos condiciones de fronteras: la transferencia de calor por convección, y por radiación.

Transferencia de calor por convección

La ley de enfriamiento de Newton establece que la tasa de transferencia de calor que abandona una superficie a una temperatura (T_s) para pasar a un fluido del entorno a una temperatura (T_f) se establece por la ecuación:

$$Q_{conv} = hA(T_s - T_f) \quad (2.17)$$

Donde h es el coeficiente de transferencia de calor ($W/m^2 \cdot ^\circ C$), que es una correlación simplificada entre el estado del fluido y las condiciones de flujo, por lo que generalmente se conoce como una propiedad de flujo.

En general el cálculo de h resulta muy difícil de realizar ya que depende de muchos factores: composición del fluido, temperaturas de este y la superficie, geometría de la superficie del sólido y la hidrodinámica del movimiento del fluido a lo largo de la superficie.

Todas las propiedades se evalúan a la temperatura media de película y se calcula como:

$$T_{media} = \frac{T_s + T_f}{2} \quad (2.18)$$

La temperatura ambiente utilizada para calcular las temperaturas medias es 34 °C.

Transferencia de calor por radiación

La ley de transferencia de calor por radiación viene dada por la ley de Stefan-Boltzman modificada:

$$Q_{radiación} = \varepsilon \sigma A (T_s^4 - T_a^4) \quad (2.19)$$

Donde ε es la emisividad de la superficie radiante que se define como la razón entre la potencia de emisión de la superficie y la potencia de emisión de un cuerpo negro a la misma temperatura. A los materiales se les asigna un valor de emisividad que varía de 0 a 1,0. Un cuerpo negro, por lo tanto, tiene una emisividad de 1,0 y un reflector perfecto tiene una de 0.

2.10. Conclusiones del capítulo 2

- ✚ Se caracterizó la composición química de la aleación de tantalio B 521, la forma de unión de la misma y los parámetros de soldadura establecidos para el proceso de soldadura de gas y tungsteno (GTAW) con material de aporte.
- ✚ Quedaron establecidos los parámetros del ciclo térmico de soldadura para la unión de la aleación de tantalio B 521, los cuales serán empleados durante la simulación por el método de los elementos finitos (MEF) para predecir la distribución de temperaturas en el cordón soldado.
- ✚ La técnica o método de los elementos finitos (MEF) permite establecer la prescripción de temperatura en la unión a partir de la transferencia de calor por convección y por radiación, resulta satisfactoria y eficiente para obtener la historia térmica y esfuerzos residuales, además de la historia de esfuerzos a lo largo del proceso.

Capítulo 3

Análisis de los resultados

CAPÍTULO 3. ANÁLISIS DE LOS RESULTADOS

3.1. Introducción

La evolución temporal del campo de temperaturas de los componentes soldados tiene una influencia importante sobre las tensiones residuales, la distorsión y la resistencia a fatiga de la estructura soldada. 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 imprevisibles pandeos globales o locales durante o después de la soldadura.

El capítulo tiene como objetivo determinar el ciclo térmico de soldadura de la aleación de tantalio, su comportamiento microestructural, la dureza, así como la distribución de temperaturas a través del método de los elementos finitos (MEF).

3.2. Análisis del ciclo térmico de soldadura

Una parte importante del proceso de soldadura lo constituye el estudio de la zona afectada térmicamente en el material base, que es la zona de material adyacente al baño fundido que sufrió alguna modificación en su microestructura (ZAC). El estudio de esta zona crítica es importante desde dos puntos de vista, fundamentalmente.

Una, desde un análisis detallado de su metalurgia, ya que esa zona está sometida a un duro ciclo térmico, donde el calentamiento y tiempo de enfriamiento juegan un papel importante, dado la influencia que tienen sobre el tamaño de grano de la microestructura. También influye el proceso de soldadura, ya que el aporte térmico variará sensiblemente en función de los parámetros de tensión, intensidad y velocidad del procedimiento de soldadura por lo que, en cierta forma, el consumible puede tener alguna incidencia.

3.2.1. Análisis del ciclo térmico de soldadura

La junta de soldadura correspondiente a la línea de tubería para el transporte del ácido sulfúrico en la planta de lixiviación, está compuesta por el tubo de 1,5 mm, se seleccionó el electrodo con un diámetro de 2,5 mm, se tuvo en cuenta que aunque las normas establecen diámetros de electrodos hasta de cinco milímetros, se escogió el mismo para evitar los esfuerzos térmicos y de contracción, estos originan cargas residuales, distorsiones longitudinales y transversales (Cañete, 2016).

Para establecer el circuito eléctrico formado por los electrodos y el arco se determinó la intensidad de corriente por la ecuación 2.1, que para un diámetro de electrodo de 2,5 mm, la intensidad de corriente a emplear es de 86 amperes.

La introducción de temperaturas de 371 a 538 °C en el tantalio presenta la característica conocida como la transición dúctil-quebradiza, al soldar con esa intensidad puede evitarse la recristalización del metal durante la soldadura, además evita que la contaminación ocurra a las temperaturas debajo del punto de fundición del metal, reportado por Pupo (2012 y Cañete, 2016).

Aunque con el empleo del proceso GTAW se trabaja con corriente continua y alterna, si la corriente es continua y la polaridad directa, las intensidades de corriente son del orden de 50 a 500 amperios.

Con esta polarización se consigue mayor penetración y un aumento en la duración del electrodo, ya que con la polarización inversa el baño de fusión es mayor pero hay menor penetración; las intensidades oscilan de 5 a 60 A. No se recomienda la corriente alterna, aunque combina las ventajas de las dos anteriores, ya que origina un arco poco estable y difícil de cebar, expuesto por Hernández (2006).

La tensión del arco fue calculada por la ecuación 2.2 donde se consideró que para una intensidad de corriente de 86 ampere, la tensión de soldadura sería de 14 voltios.

La tensión determinada es la necesaria para realizar el proceso de soldadura, la cual se considera la magnitud permisible dentro de los parámetros de la soldadura GTAW, que es de 5 a 30 V, tensión que coincide con reportes de otro autor como Maratray (2000).

Para una junta de pequeño espesor la penetración depende de la tensión del arco, la velocidad de avance y principalmente de la corriente, la penetración oscila alrededor de un valor inestimable con la velocidad y la tensión; sin embargo, con la corriente la variación es lineal. Las funciones principales de la tensión (voltaje) son estabilizar el arco y proporcionar un cordón liso, sin salpicaduras. Por otro lado, reporta Ghosh *et al.*, (2004), que para electrodos de 2,5 mm, la tensión del arco no influye significativamente en el ancho del cordón; interviene notablemente en el refuerzo.

La velocidad de soldadura determinada por la ecuación 2.3, donde se tuvo en cuenta el

coeficiente de aporte (α_d) de 8,6 g/A.min, un área de sección transversal del cordón F_t de 0,015 cm² y una densidad del material fundido de 16,6 g/cm³, se debe emplear una velocidad de 0,0083 m/s.

La velocidad de soldadura encontrada, la corriente y el voltaje en conjunto controlan el calor aportado por el proceso de soldadura, cuyo propósito es causar la fusión de los materiales para que al solidificar permitan la formación de una unión integral, según fue reportado por Marulanda *et al.*, (2007).

La ecuación 2.4 permitió determinar la energía lineal del proceso de soldadura, en la misma se tuvo en cuenta la tensión del arco de 14 V, la intensidad de la corriente de 86 A, la velocidad de 0,0083 m/s y el rendimiento, que para la soldadura GTAW es de 0,9. Sustituyendo los valores se tiene que el resultado de esa energía lineal es de 8 085 500 J/m.

El valor de la energía lineal alcanzado en cada punto está relacionado con varios factores, ejemplo, la distancia a la que se encuentra la fuente, la velocidad de traslación e intensidad de la misma, para el caso correcto de la distancia. La temperatura lograda en un punto determinado guarda una relación inversa con la separación desde la línea de aplicación del calor, criterio reportado por Radhakrishnan (2000).

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

El consumo del gas protector depende de la intensidad de la corriente, determinado por la ecuación 2.5. La cantidad de gas que se requiere para ejecutar el proceso de soldeo en la unión es de 0,0935 m³/s.

El caudal de gas determinado permite que la superficie del baño permanezca perfectamente brillante y que ningún depósito de óxido aparezca a lo largo del cordón de soldadura, ya que al ser calentado el tantalio alrededor de los 650 °C, tiende a oxidarse rápidamente y está propenso a disolver discretamente cantidades de ese óxido en solución. Por esa razón, la soldadura requiere de una atmósfera protectora, también minimizará el coeficiente de expansión térmica y de conductividad, criterio que coincide con Kim (1989).

3.2.2. Análisis de los cálculos numéricos

El cálculo de la longitud del charco de soldadura se determinó por la ecuación 2.6, la cual tuvo en cuenta una energía entrante, una temperatura de fusión de $3\ 017\ ^\circ\text{C}$, una temperatura ambiente de $34\ ^\circ\text{C}$, una conductividad térmica de $57,5\ \text{W/m}\ ^\circ\text{K}$, la energía entrante calculada por la ecuación 2.7 tiene en cuenta una longitud de unión de $0,148\ \text{m}$, luego se sustituyó en la ecuación 2.8 que considera la intensidad de corriente, la tensión del arco, la velocidad de recorrido y el rendimiento del proceso. El resultado de la energía entrante es de $19\ 944\ \text{W}$. Los valores sustituidos en las ecuaciones 2.6; 2.7 y 2.8 establecen que la longitud del charco es de $0,0185\ \text{m}$.

La combinación entre la longitud del charco de soldadura y la velocidad del recorrido permitirá determinar el tiempo de la fase líquida en un punto, en la línea central de la soldadura, el cual es observado por el operador a la hora de ejecutar el proceso, según lo planteado por Cerjak (1998).

La longitud del charco puede ajustarse para transferir material fundido desde el electrodo hasta la pieza de trabajo, para remover películas superficiales que pudieran existir sobre la pieza de trabajo y promover reacciones complejas entre la escoria, el material base y el gas protector, de tal forma que se puedan crear cambios metalúrgicos significativos en la junta. En el caso de una soldadura, el flujo de calor desde la fuente depende del espesor de la placa a soldar, consideraciones que han sido reportadas en los trabajos de Villa *et al.*, (1999) y de Fosca (2003).

Por la ecuación 2.9 se determinó el parámetro espesor relativo de la placa, que considera la densidad del material ($1\ 660\ \text{kg/m}^3$), la temperatura de fusión ($3\ 017\ ^\circ\text{C}$), la temperatura ambiente ($34\ ^\circ\text{C}$), el calor específico ($140\ \text{J/kg K}$) y la energía de calor ($134\ 760\ \text{J/m}$); el valor de τ es de $0,1434$ el mismo permite establecer que la unión a realizar se considera como espesor de placa fina.

Los parámetros establecidos para considerar placas finas están de $0,6$ a $0,9$; según el resultado obtenido de $0,1434$; para nuestro trabajo se considerará placa fina. La distinción entre chapa gruesa y fina se refiere al flujo de calor, cuando este es fundamentalmente lateral y por la diferencia de temperaturas entre la superficie y la base que sean pequeñas en comparación con la temperatura de fusión, reporte realizado por Dutra y De Paola (1996).

La ecuación 2.10 permitió evaluar la velocidad de enfriamiento del cordón, para lo cual se consideró la temperatura de fusión ($3\ 017\ ^\circ\text{C}$), la temperatura ambiente de $34\ ^\circ\text{C}$, la conductividad térmica de $57,5\ \text{W/m K}$ y la energía entrante de $134\ 760\ \text{J/m}$. La velocidad de enfriamiento a la cual solidifica la aleación de tantalio al sustituir los valores en la ecuación es de $28,3\ ^\circ\text{C/s}$.

El parámetro velocidad de enfriamiento suele utilizarse para evaluar el riesgo de fisuración en la soldadura donde se considera la posición de ejecución y el tiempo de realización. La determinación de la velocidad de enfriamiento sobre la línea central de soldadura en la cual el tantalio pasa a través de una temperatura ($540\ ^\circ\text{C}$), que reacciona con gases, deteriorando sus propiedades.

Por la ecuación 2.11 se determinó el tiempo de enfriamiento del cordón, se consideró el rendimiento del proceso, la intensidad, la temperatura de fusión, la velocidad de soldadura y la tensión del arco. Se tiene que el tiempo necesario para que ocurra el enfriamiento del cordón y que pase de la condición líquido-sólido, se requiere de 3 minutos con 27 segundos.

El tiempo de enfriamiento calculado de 3 minutos no contribuye en la relajación de tensiones, ni permite atenuar los centros de cristalización que se forman en el retículo cristalino como resultado del gradiente térmico y el grado de subenfriamiento durante el proceso de solidificación, no obstante, durante ese tiempo el cordón de soldadura tendrá que lograr la solidificación total, aunque en la estructura interna sigan ocurriendo transformaciones estructurales que garanticen la integridad de la unión.

3.2.3. Análisis de los cálculos de costos de la soldadura

Todos los sistemas de costos incluyen los mismos elementos básicos de mano de obra, materiales y gastos generales. En la obtención de los costos de soldadura, el tiempo que se requiere en hacerla es usado para determinar el costo de la mano de obra, el cual es adicionado a los costos de materiales y gastos generales. Los costos por gastos generales son obtenidos por repartición como un porcentaje del costo de mano de obra.

El costo del gas necesario se determinó por la ecuación 2.12. Los precios establecidos están regidos por las normas de consumo de la empresa “Comandante Pedro Sotto Alba” que considera un costo del gas de $32,14\ \$/\text{m}$, el precio del gas es de $0,227\ 248\ \$/\text{m}^3$, el caudal

del gas es de $0,99 \text{ m}^3/\text{s}$, según la AWS (1996) y con una velocidad de soldadura determinada por la ecuación 2.3 de $0,0083 \text{ m/s}$, se obtuvo que el consumo del gas es de $0,093 \text{ m}^3/\text{s}$. Para 120 mm de longitud del cordón tendrá un costo de \$ 3,26.

El resultado del consumo del gas obtenido, permite ajustar el arco para transferir material fundido desde el electrodo hasta la pieza de trabajo, para remover películas superficiales que pudieran existir sobre la pieza y promover reacciones complejas entre la escoria, el material base y el gas protector, de tal forma que se puedan crear cambios metalúrgicos significativos en la junta al solidificar dentro del pozo, así no se destruiría la resistencia mecánica y la tenacidad de la unión, lo que coincide con Marulanda *et al.*, (2007).

El costo de la mano de obra se determinó por la ecuación 2.13, la tarifa del pago del soldador, por la tarifa salarial de la empresa “Comandante Pedro Sotto Alba”, un soldador con categoría homologado devenga \$ 3,20 por hora, el factor operador escogido fue 24, así como una velocidad de soldadura de $0,0083 \text{ m/s}$, el costo de la mano de obra estimado para realizar el proceso de soldadura de un metro de soldadura es de 16,14 \$/m. Para la soldadura de una línea de inyección de ácido el costo de la mano será de \$ 1,93.

Por la ecuación 2.14 se calculó el tiempo principal de soldadura donde se tuvo en cuenta el peso específico de la aleación de tantalio que es de $16,6 \text{ g/cm}^3$, el área de la sección transversal del cordón calculada para cuatro pasadas, es de $4,5 \text{ cm}^2$, la longitud del cordón de soldadura es de 120 mm, la intensidad de corriente es de 86 A y el coeficiente de depósito considerado fue 9, por lo que el tiempo de soldadura es de 11 min.

Para determinar el costo de la energía eléctrica se tuvo en cuenta la tarifa de pago del MINEM a la UNE. La tarifa del MINEM es tarifa A1, que es el pago en CUC, con una demanda contratada de 1 500 kW para obtener ese servicio de pago de \$ 3,00. Para los diferentes horarios (pico, normal y madrugada) se establece una tarifa, siendo de \$ 0,04, tarifa eléctrica establecida en horario normal.

El costo de la energía eléctrica determinado por la ecuación 2.15 en se tuvo en cuenta una tensión de 14 V, una intensidad de corriente de 86 A, un peso de material depositado de 0,011 kg, una velocidad de soldadura de $0,0083 \text{ m/s}$, un factor operador de 24 y una eficiencia de la fuente de energía de 0,95, permitió establecer que el costo es de 155,94 \$/m. Para 120 mm de longitud de cordón con un costo de \$ 28,89.

La cantidad de electrodos necesarios calculado por la ecuación 2.16 para un área de la sección transversal de la junta de $4,5 \text{ mm}^2$, la longitud a soldar, la densidad del material de aporte ($16,6 \text{ g/cm}^3$) será $0,010 \text{ kg}$ de electrodos.

Para determinar el costo total por peso de kilogramos depositado, se empleó la ecuación 2.17, la cual tiene en cuenta el costo del material de aporte de \$ 28,89; el costo de la mano de obra (\$ 3,34); los costos indirectos (\$ 6,35); el costo del gas de protección (\$ 0,227); el costo de la energía eléctrica (\$ 0,04); la velocidad de deposición ($25,2 \text{ kg/h}$), la eficiencia del proceso (0,7) y el factor de marcha u operatividad (24). En el proceso de soldadura se incurre en un costo en peso por kilogramo de $97,7 \text{ \$/kg}$, donde se han incluido todos los elementos de costos para una unión soldada.

3.3. Análisis del comportamiento microestructural

La soldadura permite la fusión de metales o unión metalúrgica, debido a que este es un proceso de aporte de metal fundido, el cual produce excesivo calor y es depositado de forma puntual en los elementos a soldar, lo que crea calentamientos y enfriamientos no uniformes, ocasiona dilataciones y contracciones respectivamente. La figura 3.1 muestra las zonas obtenidas del proceso de soldadura de la aleación de tantalio B 521.

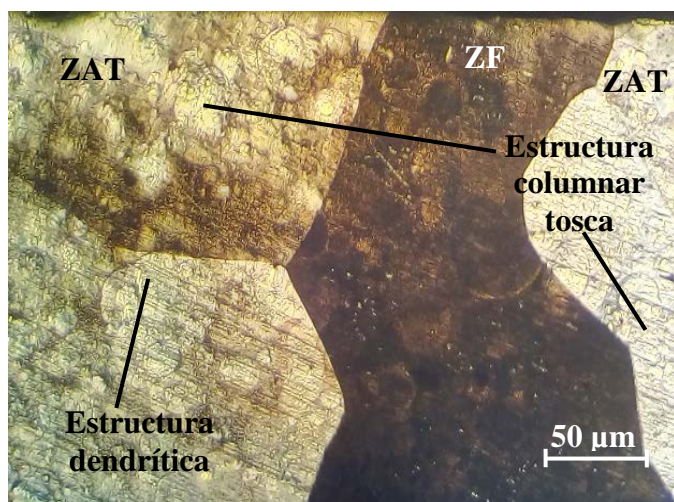


Figura 3.1. Zonas del cordón de soldadura.

En la figura 3.1 se ha representado el análisis de las zonas del cordón de soldadura, donde se observan los límites de las obtenidas en el cordón de soldadura, la parte oscura es la zona fundida (ZF) de la unión, a ambos extremos se encuentra la zona afectada térmicamente o zona de influencia (ZAT/ZIT), durante el calentamiento impuesto por el ciclo térmico la estructura es consistente en una estructura columnar tosca y estructura dendrítica.

La morfología de esqueleto muestra un patrón de solidificación dendrítico, la ferrita esqueleto se hace presente en todo el cordón de soldadura, cerca de la interfase se da el crecimiento epitaxial siguiendo la solidificación de patrón dendrítico dirigido hacia la dirección a la fuente de calor del arco eléctrico. En esta zona la estructura del grano puede ser controlada con el empleo de métodos que promuevan nucleación en el charco de soldadura.

Las tonalidades que adquiere el tantalio es debido a la variación en el grosor de la capa de óxido (pentóxido de tantalio) formado. Cuando el grosor de esta capa oxidada es del orden de la longitud de onda de la luz visible existen interferencias y se observan las coloraciones.

3.3.1. Análisis microestructural de la zona fundida

La solidificación del pozo de fusión es caracterizada por un crecimiento competitivo entre los granos de forma similar a lo que ocurre en la región columnar de piezas fundidas.

La estructura de solidificación de la ZF es determinada principalmente por el proceso de crecimiento competitivo entre los granos columnares e igual tienen una gran importancia en las propiedades finales de esta zona. En la figura 3.2 se muestra la microestructura de la zona fundida entre material base y el material de aporte con una capa de soldadura.

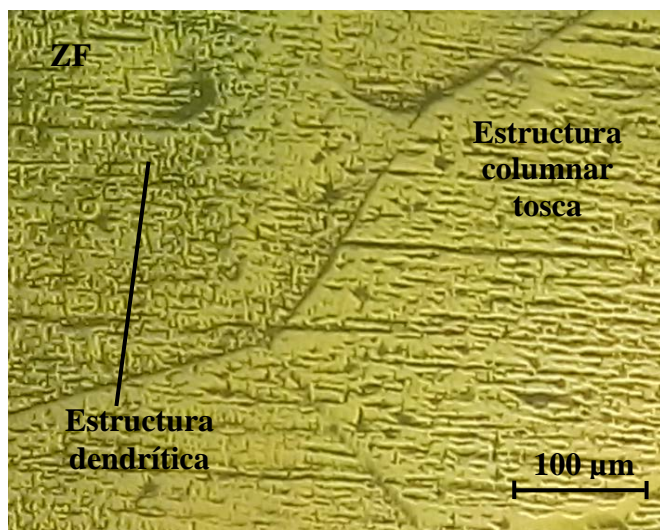


Figura 3.2. Zona fundida.

En el sustrato de la ZF, luego del proceso de soldadura, se observa en dependencia de la orientación de la sección metalográfica y con respecto a la dirección del crecimiento celular que la estructura varía de una red de células hexagonales a unos grupos de líneas casi paralelas. La orientación de las células dentro de un solo grano parecen similares. Como el

volumen de la aleación total aumentó, en la subestructura se volvieron más grandes, pero desalineadas como resultado de una mayor segregación luego del ciclo térmico de soldadura.

Las zonas atacadas en los bordes de los granos que se observan, son posiblemente causadas por el rápido enfriamiento, ya que en el tantalio la temperatura de recrystalización ocurre en el rango de 900 a 1200°C

3.3.2. Análisis microestructural zona afectada térmicamente

En las figuras 3.3 (a) y 3.3 (b) se muestran las microestructuras de la zona de influencia térmica de la aleación de tantalio B 521 obtenidas por el proceso de soldadura de gas y tungsteno.

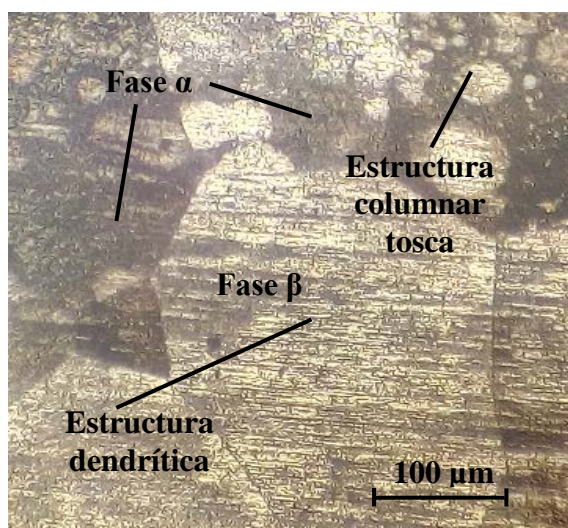


Figura 3.3(a). ZAT (lado izquierdo).

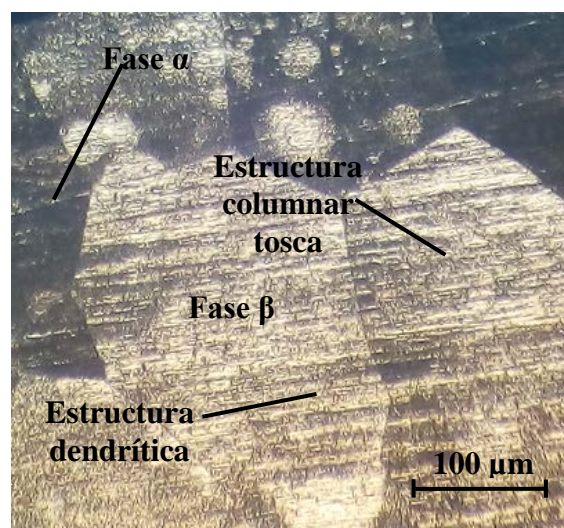


Figura 3.3 (b). ZAT (lado derecho).

Se realizó la observación metalográfica en la ZAT en la aleación de tantalio luego del proceso de soldadura, se consideró el análisis tanto para el lado derecho como para el izquierdo. En la figuras 3.3 (a) y 3.1 (b), que son las muestras obtenidas, se observa en ambas morfologías la formación de una microestructura de granos de estructura columnar tosca.

La figura 3.3 (a) está precedida por granos parcialmente fundidos con características a la del metal base, dominados por el desarrollo de una zona de granos columnares, producto de la solidificación del charco de soldadura.

En la formación de ese tipo de estructura la transición para granos columnares equiaxiales es anómalo, a menos que el proceso de crecimiento sea sorpresivo. Dentro de los granos celulares se puede observar la formación de la estructura dendrítica.

La figura 3.3 (b) muestra la formación de granos equiaxiales con formación de precipitados finos de segunda fase, disperso a largo de los límites de grano y dentro de él. Se puede observar que ambas estructuras (izquierda y derecha), luego del proceso, en ambos lados de la ZF, se han obtenido microestructuras similares, donde no existe la presencia de grietas y de poros.

El resultado de esa microestructura en las propiedades mecánicas, puede ser más débil que el resto de la estructura no afectada térmicamente, ese efecto es producido por el temple o el enfriamiento rápido desde temperaturas superiores a los 1 000 °C, que ha provocado la ocurrencia de una transformación masiva, aunque en algunos casos estas propiedades pueden mejorarse por tratamiento post soldadura.

3.3.3. Análisis microestructural en la interfase del cordón

El análisis microestructural correspondiente a la interfase del cordón de soldadura se muestra en las figuras 3.4 (a) y 3.4 (b), las mismas muestran el comportamiento obtenido.

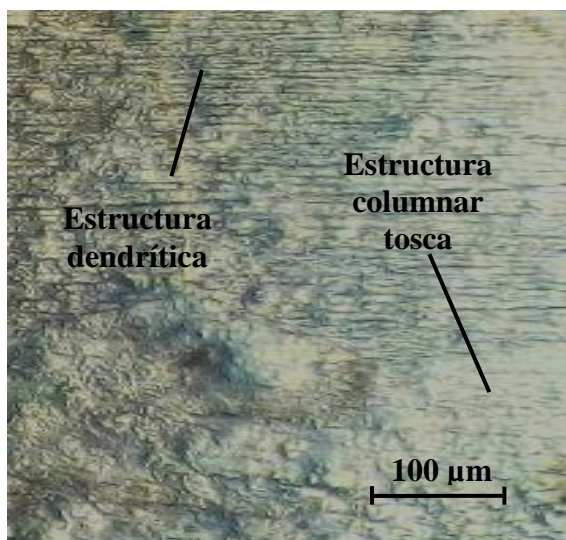


Figura 3.4 (a). ZAT (lado izquierdo).

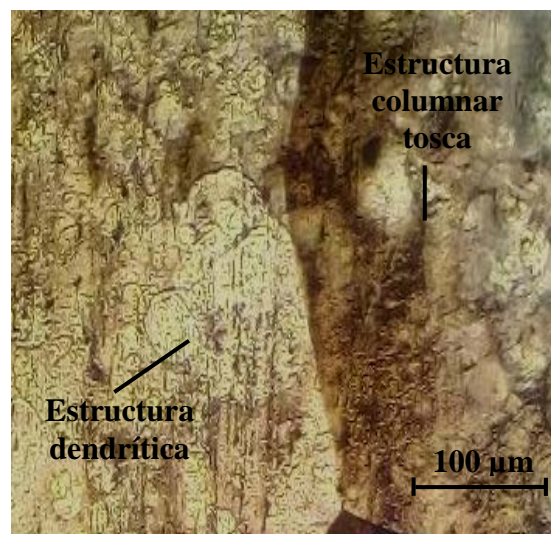


Figura 3.4 (b). ZAT (lado derecho).

La interfase del cordón muestra un patrón de solidificación dendrítico, la dendrita se hace presente en todo el cordón de soldadura, cerca de la interfase se da el crecimiento epitaxial siguiendo la solidificación de patrón dendrítico dirigido hacia la fuente de calor del arco

eléctrico. En esta zona la estructura del grano puede ser controlada con el empleo de métodos que promuevan nucleación en el charco de soldadura.

En esa zona se observa una línea (figura 3.3 (b)) donde el material base es parcialmente fundido, ya que se encuentra en contacto directo con la pileta (cordón de soldadura), en ambas microestructuras se aprecia el crecimiento epitaxial de los granos de forma perpendicular, en esa línea, se obtiene un refinamiento de grano por el choque térmico concedido por la temperatura propia de la soldadura.

Se observa la microestructura del material base compuesta por granos poligonales y que no han sido modificados por el ciclo térmico (zona inferior), sin embargo se aprecia la morfología columnar dendrítica y la estructura columnar tosca orientadas hacia la parte superior del cordón de soldadura y en la raíz esta orientación es menos pronunciada, ya que la velocidad de enfriamiento fue menor.

En ambas microestructuras ha existido un crecimiento de granos columnares durante la solidificación, formados paralelos a la dirección de la soldadura, presumiblemente por la ocurrencia de altas temperaturas en esa zona, debido a que la velocidad de enfriamiento es moderada.

3.4. Análisis de la dureza

Para determinar la dureza luego de aplicado el ciclo térmico de soldadura, se analizaron las tres zonas obtenidas (ZF, ZAT y la interfase). Se realizaron como mínimo tres mediciones en cada una. En la tabla 3.1 se muestran los resultados.

Tabla 3.1. Análisis de la dureza en cada zona

Zona	HV1	HV2	HV3
MB	140	141	140
ZIT	737	738	738,60
ZF	891	890	890

Para una dureza inicial de 140 HV aproximadamente del metal base, en la zona afectada térmicamente, existe un incremento de la dureza de hasta 737 HV, lo cual está en correspondencia con la microestructura obtenida, donde los granos no alcanzaron una deformación total, sin embargo en la ZF la dureza alcanzada fue de hasta 890 HV, ello está

motivado por la formación de estructura quebradiza en esa zona, que provoca un aumento considerable por el ciclo térmico de soldadura impuesto.

3.5. 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). En la figura 3.5 se representa la distribución de temperaturas de la soldadura como un proceso transitorio-no lineal al lograr como resultado campos térmicos distribuidos a todo lo largo de la costura, dichos campos están asociados al sistema de embridamiento o rigidez de la junta.

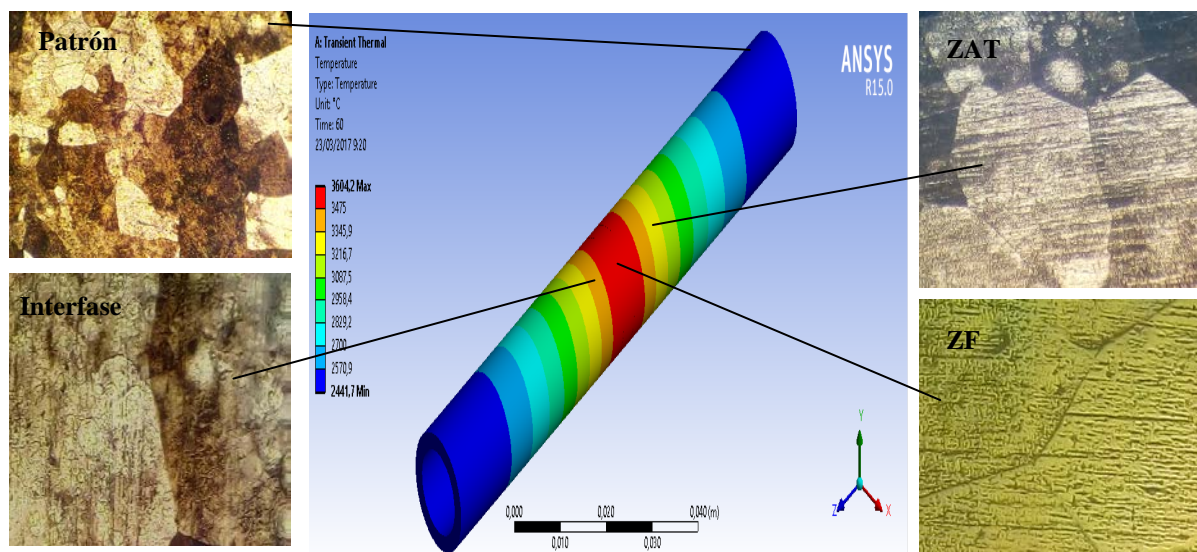


Figura 3.5. Distribución de temperaturas a lo largo de la costura.

En la figura 3.5 se muestran los resultados del proceso de deposición de material, que establecen la evolución de la temperatura y el campo de tensiones generadas durante el proceso y la estimación del riesgo de fisuración en caliente de la aleación de tantalio B 521 sometida a ciclo térmico de soldadura.

Los campos de temperaturas generados en la junta soldada se mantienen termo dependientes a lo largo de todo el proceso de simulación. El área de las isotermas se están en dirección perpendicular al eje de la costura, eso se justifica debido a las transferencias ocurridas por la convección y la radiación al medio externo.

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

3.5.1. Análisis del campo de temperaturas

El ciclo térmico representa como varía la temperatura a lo largo de todo el tiempo de un punto cualesquiera del metal durante la soldadura. Es decir, la historia térmica de un punto cualquiera del metal y, por ello, tiene una influencia notable en la microestructura final de dicho metal y en sus propiedades mecánicas. La figura 3.6 muestra los campos de temperaturas en la unión de soldadura.

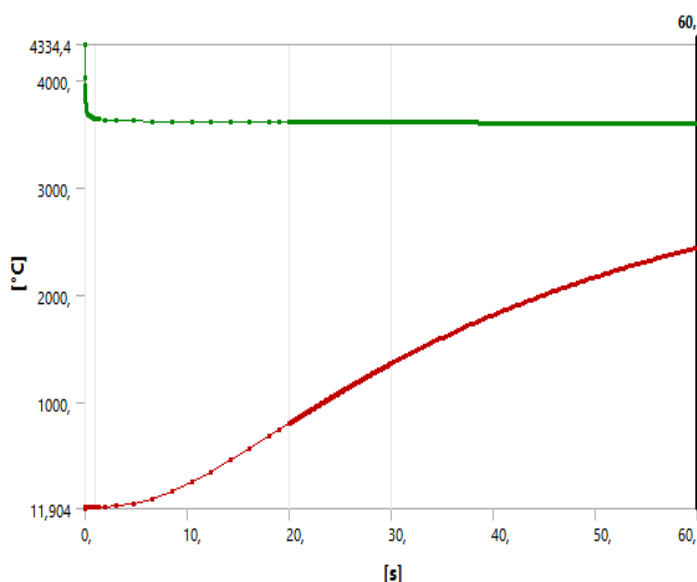


Figura 3.6. Distribución de los campos de temperaturas.

El campo de temperatura ejerce gran influencia (línea continua) sobre el campo de esfuerzos y deformaciones, durante el proceso de soldadura se calienta bruscamente de forma localizada la zona de la unión en comparación al área adyacente (línea roja), lo que genera una distribución de temperatura no uniforme, además la misma cambia durante todo el proceso de soldadura en términos de enfriamiento y calentamiento (línea verde), por lo

que se generan esfuerzos de compresión en las zonas cercanas al cordón de soldadura y esfuerzos de tracción en el área adyacente a este cordón.

Al aplicar el ciclo térmico en la aleación de tantalio y como se observa en la figura 3.6 existe una disociación del proceso de soldadura e influencia mutua entre el campo de temperaturas, el de esfuerzos y deformaciones y campo de estado microestructural. También el campo de temperaturas ejerce gran influencia (línea continua) sobre el campo de estado microestructural, debido a la distribución de temperaturas no uniformes que se generan, ocurren cambios microestructurales en el área adyacente a la zona de fusión, denominada ZAC (zona afectada por el calor) y en la zona de fusión.

3.5.2. Análisis de la conductividad térmica

Durante el proceso de soldadura, el material base es calentado a través del aporte térmico que tiene lugar en dicho proceso. Los niveles de temperatura (isotermas) se distribuyen uniformemente por todo el material, alcanzando el punto de fusión en la zona de soldadura, hasta la temperatura inicial en aquellas zonas alejadas no afectadas por el calor. La figura 3.7 se corresponde con los resultados de la conductividad térmica.

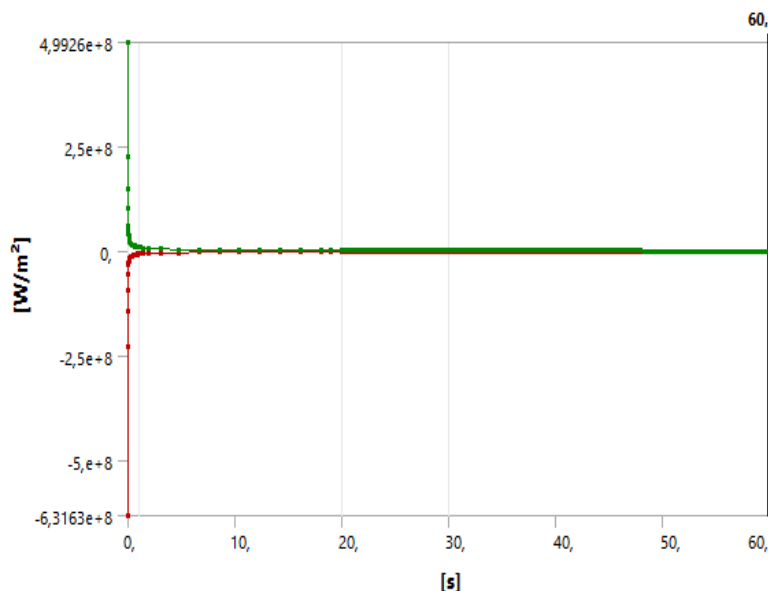


Figura 3.7. Resultados de la conductividad térmica.

Las isotermas representan las líneas que unen todos los puntos con la misma temperatura en un determinado instante. La forma y tamaño de esas isotermas dependen de la conductividad térmica del material base y de la velocidad de soldeo.

Se observa en la figura la unión entre la línea verde y la línea roja, según el modelo, en esos momentos el material, estará enfriándose después de haber sido transitada por el arco en razón de la conductividad térmica del metal, tan pronto como pase el arco comenzará la evacuación del calor hacia el resto de la pieza con lo que descenderá la temperatura de la zona calentada por este.

En lo que respecta al estado de tensiones, al enfriarse las zonas dilatadas en condición de embridamiento, surgen tensiones de tracción en la zona de soldadura y en la afectada por el calor. En zonas alejadas aparecen tensiones de compresión para que se cumpla la condición de equilibrio.

La consecuente contracción experimentada, es más incisiva que en otras zonas cercanas y, por lo tanto, se generan tensiones tan pronto como la fuente de calor desaparece. 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.

Podemos observar que la zona afectada por el calor (ZAC) es mayor (se ensancha) cuando es más 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.

3.6. Análisis económico

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

Los costos operacionales u operativos serán la repercusión que tenga la inversión sobre los costos totales de la empresa, es decir, incremento de materias primas, de gastos de mano de obra o de gastos generales. Estos costos figuran en la cuenta de resultados del período y tienen un tratamiento financiero diferente al costo de adquisición de la inversión. En la tabla 3.2 se muestran los costos de mano de obra directa.

Tabla 3.2. Costos de mano de obra directa.

Línea de ácido averiada	Materiales	Precio (CUP)	Freq/anual	Costo/general
	Tubería B 571	20,00	2	40,00
	Electrodo WT20	160,00	2	320,00
	Electrodo consumible	118,00	2	336,00
Mano de Obra	Hora/hombre	Freq/anual	Costo/unitario	Costo/general
Soldador "A"	1,7	2	6,38	12,76
Fresador "A"	3,0	2	10,5	21,0
Técnico "A"	1,15	2	4,03	8,06
Sub total				41,82

En la tabla 3.3 se muestran los resultados obtenidos del costo de fabricación por soldadura.

Tabla 3.3. Costo de fabricación de la soldadura

No	Operación	Equipo y materiales	Tiempo en horas	Tarifa horaria CUP	Importe CUP
1	Encapsulado	Resina epoxi	0,50	2,70	1,35
2	Pulido	Lijas	1	1,67	1,67
3	Observación	Microscopio	1	1,67	1,67
Sub total					4,69

Al considerar los costos por concepto de mano de obra directa y los costos de fabricación se incurre en un costo total de 46,51

Se evaluaron los costos relacionados con el proceso de soldadura, por concepto de salario. Al evaluar el costo en que se incurrió en todo el proceso de soldadura y analizar las variables, gastos en salarios de 41,82 CUP, materiales 3,26 USD, en energía eléctrica 28,89 USD, costos indirectos 6,35 USD, se tiene que el costo del proceso tecnológico de soldadura por mantenimiento de una línea de inyección de ácido sulfúrico en la empresa.

3.8. Impacto ambiental

En la soldadura, de forma general, el desafío consiste en la continuidad del material, o lo que llamamos la ausencia de defectos físicos y topoquímicos; también en la productividad a lograr en los distintos procesos y en muchos casos se le suma a lo anterior la necesidad de acercarse todo lo posible a la homogeneidad química y mecánica de la junta respecto al material a soldar.

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

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

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

Debido a los riesgos de enfermedades profesionales a que están sometidos los soldadores, ellos se incluyen dentro de un grupo llamado de sobre riesgo, con una elevada tasa de jubilación temprana a causa de las dolencias adquiridas en la ejecución de su trabajo. Esto también provoca la escasez de soldadores calificados que se mantengan de forma estable, con lo que se afecta seriamente el proceso de producción.

En cuanto al agrietamiento de las soldaduras puede que se deba a dos factores: tecnología de soldadura inapropiada y gases de purga inadecuados. En la primera puede ser desde el afilado del tungsteno hasta la posición de la mano del soldador pasando por los parámetros seleccionados en la máquina, segundo, las trazas de contaminantes existentes en la atmósfera de nuestro poblado, donde el Ar se mezcla con ellos.

Además del Ar puro puedes usar una mezcla de Ar y He. Eso da una soldadura más caliente, por tanto el post-flow es más crítico, pero ayuda a purgar las cámaras con menor volumen de gas. Se necesita un buen diseño de la purga y de la extracción de calor. Muchas personas olvidan que lo primero que tienen que purgar son las mangueras y las cámaras. El Ta es sumamente sensible a diminutas cantidades de contaminantes, hay que soldarlo en un ambiente quirúrgico.

Mucho Ar de alta pureza durante un tiempo prolongado, limpieza quirúrgica literalmente, no tocar, no respirar sobre el área de la soldadura, acetona de alta pureza, baja humedad, cero corrientes de aire, cero turbulencia de los gases de purga y buenas técnica de soldadura son llaves del éxito. Apenas se termine la soldadura, si se aprecia que el metal ha cambiado de color, aunque solamente haya perdido el brillo, puede decirse que la soldadura no sirve.

3.9. Conclusiones del capítulo 3

- ✚ Las ecuaciones desarrolladas permiten establecer el ciclo térmico de soldadura del tantalio, considerado para una unión a tope en un diámetro de tubería de 32 milímetros y 1,2 milímetros de espesor con el empleo de argón como gas de soldadura.
- ✚ Luego del ciclo térmico de soldadura se caracterizaron las diferentes microestructuras obtenidas en las distintas zonas de la unión, la zona fundida (ZF), la zona de influencia térmica (ZIT) y la interfase de la unión de la aleación de tantalio B 521 realizada por proceso de soldadura de gas y tungsteno.
- ✚ Los resultados del proceso de simulación por el MEF permitieron analizar la evolución de la temperatura y la conductividad térmica generadas durante el proceso, para conseguir una estimación del riesgo de fisuración en caliente, así como el hecho de lograr una herramienta útil para la optimización del diseño de fabricación.

Conclusiones generales

- ✚ Luego del ciclo térmico de soldadura a la aleación de tantalio B 521 se han obtenidos variaciones metalúrgicas en las diferentes zonas de la unión soldada, las cuales están constituidas por estructuras columnar tosca, estructuras dendríticas, así como una estructura de una red de células hexagonales, ninguna propensa al agrietamiento.
- ✚ Para una unión a tope en tubos de 32 milímetros de diámetro y de 1,3 milímetros de espesor, con electrodos no consumible de tungsteno al 2 % de torio y de 2,5 milímetros de diámetro, una temperatura de fusión de 3 017 °C y una conductividad térmica de 57,5 W/mK, quedó establecido que se requiere de una energía entrante de 19 944 W durante el ciclo térmico.
- ✚ Al realizar el análisis del campo de temperaturas y la conductividad térmica, para la primera se estableció que la temperatura cambia durante todo el proceso de soldadura en términos de enfriamiento y calentamiento y para la segunda que en las zonas cercanas al cordón se generan tensiones tan pronto como la fuente de calor desaparece.
- ✚ Al ejecutar el proceso de recuperación por soldadura incide en un costo total de 159,92 USD.



Recomendaciones

- ✚ Determinar en próxima investigación la resistencia a la corrosión frente al ácido sulfúrico la junta soldada de la aleación de tantalio B 521 realizada por proceso de soldadura.
- ✚ Considerar según la temperatura de fusión del tantalio B 521 de 3 507 °C, realizar la unión mediante soldadura por fricción radial o rotativa como una alternativa de evitar superar la temperatura de 650 °C que lo convierte en material quebradizo.

Bibliografías

1. Aguayo, F.; Soltero, V. Metodología del diseño industrial, primera edición, editorial Alfaomega, 2003.
2. Aguirre, I. Modelado del proceso de soldadura MIG/MAG. III congreso Boliviano de Ingeniería Mecánica y electromecánica, S.C.- Bolivia, septiembre de 2006.
3. American Welding Society (AWS). Welding Handbook. 8va Edición. 1996
4. Bakker, F y Horestreidt, A. Soldadura por arco, Madrid, 1968.
5. Barreiro, A. Aceros especiales, 3ª. ed. Madrid, 1966.
6. Bhaumik, S.; Bhaskaran, T.; Rangaraju, R.; Venkataswamy, M.; Parameswara, M.; Krishnan, R., Failure of turbine rotor blisk of an aircraft engine. Engineering Failure Analysis. 9 (7) 287 – 301, 2001.
7. Blunt, Jane and Nigel C. Balchin (2002). Health and Safety in Welding and Allied Processes. [Cambridge](#): Woodhead. [ISBN 1-85573-538-5](#).
8. Bingul, Z.; Cook, E. Dynamic Modeling of GMAW Process. Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics & Automation, Deitroit, Michigan, May 1999.
9. Boothroyd, G.; Dewhurst, P., Product Design for Manufacture and Assembly. Second edition editorial Marcel Dekker Inc., 2002.
10. Bose, D., High Temperature Coatings. Elsevier Science & Technology Books. 2007.
11. Boyko, V.; Garber. R. I. Plasticidad Reversible de los Cristales. Nauka Fismatlit. Moscú Rusia. Cuarta edición, 1991.
12. Bulloch, J. H., Callagy, A. G., Scully, S. et al. A failure analysis and remnant life assessment of boiler evaporator tubes in two 250 MW boilers. Engineering Failure Analysis. 16 (3): 775-793, 2009.
13. Burgos, J. Tecnología de la soldadura – 1 ed -. Editorial Pueblo y Educación La Habana. 1987. 285 p.
14. Cam, G. y Koçak, M., Progress in joining of advanced materials. International Materials Reviews, 43 (1) 1 – 44, 1998.

Tesis en opción al título de Ingeniero Mecánico Ariagna María Ceiro Cuadra

15. Cañete, M. Caracterización por rayos x de las aleaciones B521 y B708 sometidos al ciclo térmico de soldadura. Tesis en opción al título de Ingeniero Mecánico. Instituto Superior Minero Metalúrgico, 2016.
16. Cary, H., Modern Welding Technology, 4th ed. Prentice Hall. Ohio. USA. 1998. pp. 107-204.
17. Climent, F.; Castella, G. Caracterización de la reacción de oxidación del tantalio a Ta₂O₅ mediante difracción de rayos X a alta temperatura, análisis térmico y microscopía electrónica de barrido. Bol. Soc. Esp. Cerám. Vidrio, 36 (4): 413-417, 1997.
18. Cerjak, H., Mathematical Modelling of Weld Phenomena 4. MaterialsModelling Series. Primera edición. 1998.
19. Cullity, B. D. Elements of X-Ray Diffraction. Department of Metallurgical Engineering and Materials Science. University of Notre Dame. Instituto Cubano del Libro. Ediciones Revolucionarias. La Habana. 1967.
20. De Almeida, L.; Le May, I. y Monterio, S., Proc. Conf. On Strength of Metals and Alloys (ICSMA), H. J. McQueen (Ed.), Pergamon Press, Oxford, 1 1986. 337.
21. Doyle, L., Procesos y Materiales de Manufactura para ingenieros, Tercera edición, 1042 pág, Prentice Hall, México, 1988.
22. Dutra, J. C.; De Paola, O. S., Comparacao entre o proceso MIG/MAG convencional e pulsada. XXII ENTS- Blumeneau/ S.C, (1996) 239-243.
23. EL- Hebeary, R., Shennawy, M. y Abdel - Aziz, A., "Control del Riesgo del Hidrógeno Inducido en grietas de la Soldadura del Acero, 2004 IIW. Congreso Internacional, 19 - 33, Cairo, Egipto 2004.
24. Fitzpatrick, M.; Fry, A. Measurement Good Practice Guide No. 52, Determination of Residual Stresses by X-ray Diffraction – Issue 2, National Physical Laboratory - NPL, United Kingdom, 2005.
25. Fitzpatrick, M.; Lodini, A. Analysis of Residual Stress by Diffraction using Neutron and Synchrotron Radiation, 1 ed., London, Taylor & Francis, 2003.
26. Fosca, C., Introducción a la metalurgia de la soldadura, Lima PUCP, cuarta edición, 2003.

27. Guerra, J.; Muelle, D., Aplicación de la metodología de diseño DFMA para productos soldados en la empresa Induardil e hijos LTDA. Tesis de Pregrado, Universidad del Atlántico, Barranquilla, Colombia, 2007.
28. García Y.; Burgos, J.; Obtención de campos de temperaturas en juntas soldadas mediante el empleo de MEF. Revista de la Facultad de Ingeniería. Universidad Central de Venezuela. Editorial Papiro, Venezuela, VOL 18-Nº 2, 2003. (a) Disponible en: <http://www.revelo.com.ve/programa/indice/> acceso: julio 2005.
29. 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.
30. Ghosh, P.; Singh, P.; Vaze, K.; Kushwaha, H., Characterisation of pipe welds and HAZ in primary heat transport system piping of pressurised heavy water reactors, Science and Technology of Welding Joining. 9 (3) 200-208, 2004.
31. Greenberg, B.; Ivanov, M.; Patselov, A.; Besshaposhnikov, Y. The processes of fragmentation, intermixing and fusion upon explosion welding. AASRI conference on modelling. SciVerse ScienceDirect. AASRI Procedia. 3 (1): 66-72, 2012.
32. Guliar, A., Metalografía, Tomo 1 y 2, Edit MIR Moscú. 1978.
33. Handbook. Friction, lubrication and Wear Technology, ASM, International, USA Vol 18. 1992.
34. Henderson, M.; Arrell, D.; Heobel, M.; Larsson, R. y Marchant, G., Nickel-based superalloys welding practices for industrial gas turbines applications. Science and technology of welding and joining, 9 (1) 13 – 21, 2004.
35. Hernández, G., Manual del soldador, Madrid CESOL, decimoquinta edición, 2006.
36. Holzhauser, J.; Spitzer, K.; Schwerdtfeger, K., Laboratory study of heat transfer through thin layers of casting steel: minimization of the slag/probe contact resistance. Steel Research. 70 (10) 430 – 436, 1999.
37. Howard, B., Manual de Soldadura Moderna Tomo 3, Prentice Hall. Segunda edición. 1992.

38. Kim, S.; Cha, B. Deposition of tantalum nitride thin films by D.C. magnetron sputtering, *Thin Solid Films*, vol. 475, pp. 202-207, 2005.
39. Leyens, C., *Titanium and Titanium Alloys*. 2003.
40. Li, C.; Zhu, Z.; Liu, T., Microhardness of pore walls in porous titanium prepared with novel powder metallurgy. *Powder Metallurgy*, 48 (3) 237 – 240, 2005.
41. Lippold, J., Recent developments in weldability testing for advanced materials. *Joining of advanced and speciality materials VII*. ASM International, Materials Park Ohio. 2005.
42. Maratray, F., Recargues por soldaduras resistentes a la abrasión. Consultado en marzo de 2000. Disponible en Web World Wide en www.soldadura.com
43. Marulanda, J.; Zapata, A.; Mesa, D., *Fundamentos de la soldadura de metales*. Universidad Tecnológica de Pereira. 2007.
44. Masubuchi, K. Analysis of welded structures: Residuals stresses, distortion, and their consequences, Massachusetts Institute of Technology, USA, 1980, pp.88-110, pp. 112-145, pp. 148-187, pp. 328-335.
45. Méndez, P. y Eagar, T., *Welding processes for aeronautics*. Advanced materials & processes, May 2001. Massachussets, 2001.
46. Meo M., Vignjevic R. *Welding Simulation Using FEA*. Vignjevic College Of Aeronautics, Cranfield University, Bedford, UK, MK 43 0AL 1999.
47. Meyer, H., Grietas Laminares en Construcciones Soldadas. II Conf. On Significance of Defected in Welds, Welding Inst. London. 1968.
48. Mompean, L., El titanio y sus aleaciones. *Revista Soldadura*. 21 (3) 32 – 37, 1991.
49. Murray, N.; Dunand, D. Microstructure evolution during solid - state foaming of titanium. *Composites Science and Technology*, 63 (54) 2311 – 2316, 2003.
50. Nangel, D. Tensión y propiedades de deformación de aceros estructurales en la dirección del espesor. *Metal Const*. Nro 2, Vol. 64. 1969.
51. Pahl, G.; Beitz. W., *Engineering Design*, 2da edition, edi McGraw-Hill, 2000.
52. Pupo, D. Comportamiento microestructural de la aleación B 521 empleada en la línea de

- tubería de inyección de ácido sulfúrico. Tesis en opción al título de Ingeniero Mecánico. Instituto Superior Minero Metalúrgico, 2012.
53. Quesada, H.; Zalazar, M. y Asta, E., Ensayos tekken en un acero ASTM A514 GR B para determinar la temperatura de precalentamiento. Congreso Conamet/SAM 2004.
 54. 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.
 55. Radhakrishnan, V., Hot cracking in austenitic stainless steel weld metals. Science and Technology of welding and Joined Magazine. 5 (1) 25 – 32, 2000.
 56. Rodríguez, H., Metalurgia de la soldadura de la Soldadura – 1ed - Pueblo y Educación. La Habana. 1983. 613 p.
 57. Rodríguez, H., Metalurgia de la soldadura. Editorial Pueblo y Educación. La Habana. Cuba. 1987. pp 134 – 154.
 58. Roth, R.; Warring, J. y Parker, M., Effect of oxide additions on the poly-morphism of tantalum pentoxide. IV. The system $Ta_2O_5-Ta_2WO_8$. J. Sol State Chem.; 2, 445 – 61, 1970.
 59. Rowe, R.; Jeffeys, L., Manual de Soldadura GMAW (MIG – MAG). Paraninfo Ediciones. España. 2008.
 60. Sánchez, I. Proyecto fin de carrera. Materiales pulvimetalúrgicos base titanio. Universidad Carlos III de Madrid. 2001.
 61. Sánchez, V.; Ramírez, C.; Rubio, C.; Chaparro, J. Susceptibilidad a la Fractura Inducida por Hidrógeno de Soldadura de Placa Clad de Acero Inoxidable 12% Cr. Información Tecnológica. 17 (3): 53-62, 2006.
 62. Suzuki, H., A new formula for estimating HAZ maximum hardness in welded steel, I.I.W. Doc IX 1351-85, 2007.
 63. Stephenson, N. y Roth, R., Structural systematic in the binary system $Ta_2O_5-WO_3$. V. The structure of the low - temperature form of tantalum oxide L- Ta_2O_5 . Acta Cryst. Sec. B 27, 1037 – 44, 1971.

64. Talero, J.; Muñoz, M., Introducción al cálculo de estructuras metálicas según Eurocódigo 3. 1era Edición corregida. España. 2000.
65. Tang, X., Phase transformations in Ti – Nb – Ta and Ti – Nb – Ta – Zr alloys. Mater. Sci. 35 (12) 1805 – 1811, 2000.
66. Villa-Rabasa, Alla.; K., Hernández, G., Apuntes de metalurgia de soldadura. SEPI-ESIME-IPN. 1999.
67. Weman, Klas (2003). Welding processes handbook. New York: CRC Press LLC. [ISBN 0-8493-1773-8](#).
68. Wormington, H., Grietas laminares en Planchas de Acero calmados con Silicio. Weld and Metal Const. Nro 9, Vol. 35. 1967.
69. Zolotarevsky, J. Elementary Dislocation Theory, Oxford University Press, 1996.