



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

Tesis en opción de Ingeniero Mecánico.

Determinación de la resistencia mecánica de una unión de soldadura a solape sometida a una carga de torsión

AUTOR: Wilquie Alpajón Breffe

**TUTORES: MsC. Marjoris Utria Jiménez
ISMMM "Dr. Antonio Núñez Jiménez"
Moa – Holguín**

Declaración de Autoridad

Yo: Wilquie Alpajón Breffe

Autor de este trabajo de Diploma y la tutora Ms. C. Marjoris Utria Jiménez, certificamos su propiedad intelectual a favor del Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa y la Empresa Mecánica del Níquel "Gustavo Machín" de Moa, hacer uso del mismo en la finalidad que estime conveniente.

Wilquie Alpajón Breffe

Firma de Marjoris Utria Jiménez

PENSAMIENTO

Pero mientras haya obra que hacer, un hombre entero no tiene derecho a reposar.

Preste cada hombre sin que nadie lo regañe el servicio que lleve en si.

José Martí

Agradecimientos

A mis queridos padres y esposa que me han apoyado durante estos 6 años de estudios.

A mi tutora MsC. Marjoris Utria Jiménez quien se mostró muy dispuesta y asumió con responsabilidad la tutoría.

A mi familia y amigos, por estar junto a mí en los momentos difíciles, que con su empeño han hecho posible la realización de este trabajo.

A todos los profesores que ayudaron en mi superación.

A todas las personas que de una forma u otra contribuyeron en la realización de esta investigación.

A Fidel, a Raúl y a la Revolución Cubana por la oportunidad que me han dado de estudiar esta carrera universitaria.

A todos,

Muchas gracias

Dedicatoria

Dedico esta tesis a mi querida madre, a mi esposa a mis hijos a todas las personas que hicieron posible la realización de la misma lo cual me permite elevar mi nivel técnico, mi cultura, mi nivel de madures al enfrentar varias dificultades durante el transcurso de mi vida.

RESUMEN.

Este trabajo realiza un análisis del comportamiento de la unión soldada tubo-brida del transportador de tornillo sinfín (Jacoby), de la empresa Comandante Ernesto Che Guevara, el cual transporta el mineral laterítico desde los hornos hasta los enfriadores. El análisis del agrietamiento en el metal base y no en el cordón de soldadura se ejecuta con el apoyo de los ensayos de torsión, así como la determinación de microscopía óptica. Con los resultados se estableció el método de soldadura más apropiado para la unión tubo-brida, lo cual se logra empleando la combinación de los procesos SAW y SMAW, así como la unión a solape tubo-brida.

ABSTRACT

This work carries out an analysis of the behavior of the union welded tube-flange of the transporter of screw numberless (Jacoby), of the Company Major Ernesto Che Guevara, which transports the mineral lateritious from the ovens until the coolers. The analysis of the cracking in the metal bases and not in the welding cord it is executed with the support of the torsion rehearsals, as well as the determination of optic microscopy. With the results the most appropriate welding method settled down for the union tube-flange, that which is achieved using the combination of the processes SAW and SMAW, as well as the union to it overlaps tube-flange. .

Índice

Contenido:	Pág
Introducción	I
CAPÍTULO MARCO TEÓRICO Y ANTECEDENTES DE LA INVESTIGACIÓN	6
1.1 Introducción.	6
1.2. Descripción de los transportadores de mineral del tipo Jacoby	6
1.2.1 Conjunto de los aceros al carbono para la soldadura	8
1.3. Estructura química de los aceros	10
1.3.1. Clasificación AWS de los procesos de soldadura	10
1.3.2 Soldadura por arco de metal protegido	12
1.4. Electrodo recubiertos	12
1.5. Especificaciones AWS de electrodos	14
1.5.1 Selección del electrodo.	18
1.6. Modificaciones estructurales y físico-químicas en el metal base	18
1.6.1 Funciones y características del revestimiento	
1.7. Etapas para el establecimiento de una tecnología de soldadura	
1.8. Conclusiones del capítulo I.	25
CAPÍTULO II. MATERIALES Y MÉTODOS	27
2.1 Introducción	27
2.2 Preparación metalográfica de la probeta	27
2.2.1. Limpieza y lavado de las superficies a investigar	28
2.2.2 Ataque químico de las muestras	28
2.2.3. Determinación de la composición química	28
2.2.4. Realización de los ensayos de torsión	
2.3. Determinación de las propiedades mecánicas	29
2.3.1 Diseño experimento	30
2.3.2 Procedimientos empleados para soldar las probetas	30
2.3.3. Probetas soldadas para ensayo de torsión	31
2.4. Propiedades mecánicas de los electrodos a utilizar	31
2.5 Análisis microestructural con microscopía óptica	32
2.6. Cálculo del carbono equivalente	33
2.6.1. Cálculo de la temperatura de precalentamiento para la soldadura	33



2.6.3.Determinación del esfuerzo tangencial admisible	36
2.6.4. Cálculo del cordón de soldadura	36
2.6.5. Cálculo de resistencia mecánica de la soldadura a solape	37
2.7. Conclusiones del Capítulo II	41
CAPÍTULO III. ANÁLISIS Y VALORACIÓN DE LOS RESULTADOS	42
3.1. Introducción	42
3.2. Análisis de la composición química	42
3.2.1. Cálculo de la resistencia mecánica del cordón de soldadura a solape	47
3.2.2. Cálculo de la temperatura de precalentamiento para la soldadura	48
3.2.3. Verificación de la resistencia mecánica de la soldadura a solape	49
3.3. Análisis de los resultados de los ensayos de torsión	
3.4. Resultados metalográficos	55
3.5. Resultados obtenidos a partir de la investigación	64
3.6. Valoración económica	65
3.6.1. Costo de fabricación de las probetas mecánica para ensayos.	65
3.7. Análisis del impacto ambiental	67
3.8. Conclusiones del Capítulo III	69
Conclusiones Generales	70
Recomendaciones	71
Bibliografía	72
Anexos	80

INTRODUCCION

La Industria Cubana del Níquel, a partir de varios años constituye la primera fuente de exportación del país y se encuentra enfrascada en un proceso de ampliación de sus capacidades y modernización de su tecnología y con ello equipos para su desarrollo, lo que permitirá incrementar su papel en la economía nacional.

La empresa “Comandante Ernesto Che Guevara” fue construida entre los años 1973 y 1985 como fruto de la colaboración bilateral entre los gobiernos de Cuba y la antigua Unión Soviética. Con la finalidad de producir concentrado de níquel y cobalto. Actualmente la producción de níquel y cobalto constituye unas de las mayores posibilidades para el desarrollo de la economía de nuestro país, ya que su precio es de gran valor en el mercado internacional.

Para cumplir estos lineamientos a mediano y largo plazo, se requiere que paralelamente al crecimiento progresivo de la producción al perfeccionar su tecnología se cambian los parámetros y regímenes de producción en el equipamiento tecnológico actual, para explotar de una forma más estable y eficiente las grandes reservas de recursos minerales existentes en los yacimientos niquelíferos de la región oriental de Moa y se perfeccione el sistema de extracción minera; lo que garantizará la existencia de un proceso productivo satisfactorio.

Dentro de los equipos empleados en el proceso de producción de la empresa se encuentran los transportadores de mineral, esta el de tornillo sinfín, el cual transporta el mineral por un canalón por la acción de una espiral. Los transportadores de tornillo sinfín o de espiral tienen un uso muy especial para materiales pulverizados o granulares, no corrosivos y no abrasivos, cuando se requiere una capacidad moderada, cuando la distancia no es mayor de 61 m (200 pies) o la trayectoria no es demasiado pendiente, poseen además la particularidad de transportar materiales calientes y que pueden emanar gases durante el proceso. También pueden emplearse para la mezcla o la homogenización de los materiales.

La productividad de los transportadores alcanza una capacidad de carga de hasta 150 t/h, una longitud de hasta 60 m y puede trabajar con una inclinación de 15 - 20°.

En el caso del transportador Jacoby, este consta de 10 tramos acoplados con una longitud total de 30 867 mm, el diámetro interior del tubo es de 533 mm y el diámetro exterior del sinfín de 525 mm, gira alrededor de 27,7 revoluciones por minutos, impulsado por un reductor acoplado a un motor que transmite una potencia de 22,2 kW. El mineral después de reducido, es descargado a los enfriadores de donde sale con una temperatura alrededor de los 200 °C, hacia las canales de contacto de la planta de Lixiviación y Lavado.

La **Situación Problemática** de la investigación la constituye:

Los tramos del transportador están formados por tubos, unidos en sus extremos o puntas en formas de bocina, esta unión se realiza a través de cordones de soldadura, luego es acoplado al otro tramo a través de bridas con tornillos, y por su interior el tornillo sin fin. En los últimos tiempos la planta de hornos se ha visto afectada por las numerosas roturas de la unión tubo-brida, principalmente por la zona soldada en los tramos de acero AISI 1020 ,los cuales presentan roturas con mayor frecuencia, estas están relacionadas con el agrietamiento progresivo de los cordones de soldadura en toda la longitud del mismo, cada avería trae como consecuencia pérdidas en la economía de la empresa producto a los altos costos que lleva la reposición o reparación de estas bocinas, además de afectar el plan de la producción, así como grandes daños al medio ambiente debido a las fugas de mineral y gases tóxicos.

Figura 1: Unión por soldadura tubo-brida



El **problema científico** a investigar lo constituye:

La teoría existente no fundamenta el comportamiento de una unión tubo-brida soldado a solape y sometido a momento torsor.

Como **objeto de la investigación** se establece: Unión tubo-brida soldada a solape.

El **campo de la investigación** es: La resistencia mecánica de la unión tubo-brida soldada a solape.

Sobre la base del problema a resolver se establece la siguiente **hipótesis**: Si se somete a ensayos de torsión la fabricación de la unión tubo-brida soldado a solape, estableciendo los regímenes de soldadura, entonces se podrá determinar la resistencia mecánica de la junta soldada.

Mediante la hipótesis planteada se define como **objetivo del trabajo**: Determinar la resistencia mecánica a través del ensayo de torsión de la unión soldada a solape tubo-brida en el transportador Jacoby.

Se definen los siguientes **objetivos específicos**:

1. Descripción de la tecnología de fabricación por maquinado para el conjunto mecánico tubo-brida del transportador Jacoby a menor escala de diseño.
2. Realizar la tecnología de la unión a solape del conjunto mecánico tubo-brida.
3. Realizar ensayo mecánico tipo destructivo a torsión, análisis metalográfico de los elemento de la junta soldada y microestructural de la parte sometida a torsión.

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

1. Búsqueda de fuentes bibliográficas y sistematización de los conocimientos.
2. Elaboración de la tecnología de maquinado.
3. Caracterización de la unión a solape estableciendo los regímenes de soldadura.

4. Fabricación de tubo-brida a menor escala de diseño.
5. Realización del ensayo de torsión.
6. Microestructura y dureza.
7. Análisis de los resultados.
8. Valoración económica e impacto ambiental.

CAPÍTULO 1. MARCO TEÓRICO Y ANTECEDENTES INVESTIGATIVOS

1.1.Introducción

En el amplio estudio de fallas de los equipos que operan a temperaturas elevadas constituye una de las principales dificultades para las industrias del níquel, en fundamental, a la planta de Hornos de Reducción de la empresa “Comandante Ernesto Che Guevara”, por las incalculables pérdidas económicas y consecuencias sociales que implican a la humanidad.

El tipo de falla se establece mediante el análisis de las superficies de fractura y la comparación de los datos iniciales disponibles con las condiciones de operación del componente respecto a las cargas actuantes. En este caso, se requiere de un análisis más completo del acero laminado donde dice que el acero laminado consiste en calentar previamente los lingotes de acero fundido a una temperatura que permita la deformación del mismo por un proceso de estiramiento y desbaste que se produce en una cadena de cilindros a presión llamado tren de laminado estos cilindros van conformado al perfil deseado hasta conformar las medidas adecuadas. Sin embargo, el análisis no está completo sin los consiguientes criterios obtenidos mediante la investigación para establecer el mecanismo de la falla inicial.

En el presente capítulo se establece como objetivo realizar un análisis bibliográfico existente que permita definir el período de la técnica en la temática abordada, como resalta también la soldadura por arco eléctrico donde consiste que soldar es unir sólidamente 2 piezas metálicas o 2 partes de una misma pieza. Esta unión se realiza siempre elevando la temperatura de las superficies a soldar puestas en contacto sin aportación de sustancias o con aportación de una sustancia igual o semejante al material de las piezas soldadas. La soldadura no es sólo un proceso de fabricación sino también es un proceso de mantenimiento y reparación (Seferian, 1966; Burgos, 1987; Rodríguez, 1983). Donde se debe mantener los resultados alcanzados en la investigación.

1.2. Relato tecnológico de los transportadores de mineral del tipo Jacoby

En trabajos de algunos autores como (Pérez, 2007; Castellanos, 2008; Rodríguez et al., 2006; 2007; 2010 y Rodríguez, 2011), se pudo contactar que en la planta de Hornos de Reducción la materia prima, que es el mineral seco y molido, es sometido a transformaciones químicas, fundamentalmente con el objetivo de reducir el óxido de Ni a Ni metálico, para así hacerlo apto para el proceso de lixiviación amoniaca. Para realizar este proceso la planta cuenta con la instalación de 24 hornos y 12 enfriadores rotatorios.

Una vez que el mineral se encuentre en las tolvas, pasa a los dosificadores de pesaje automático, los cuales son equipos encargados de garantizar una alimentación uniforme al horno a través del pesaje que este realiza. Después que el mineral es pesado, se produce la descarga del mismo al sinfín alimentador, el cual transporta el mineral al horno hacia el hogar cero a través de la válvula doble de polvo. Esta válvula neumática, al mismo tiempo que permite la alimentación del mineral al horno, sirve como sello para evitar que los gases calientes retornen a través del sinfín alimentador y afecte el equipo de pesaje.

Cada tramo del transportador está formado por un tubo unido a una bocina a través de cordones de soldadura luego es acoplado al otro tramo a través de bridas cogidas con tornillos, y por su interior el tornillo sin fin. En los últimos tiempos la plata de hornos se ha visto afectada por las numerosas roturas de dicha unión principalmente por la zona soldada. Con este trabajo pretendemos realizar un estudio de la resistencia mecánica que existe en el cordón de soldadura de la unión tubo-brida, por ser los que presentan roturas con mayor frecuencia, con el objetivo de encontrar una solución al problema existente. Ya que cada avería trae como consecuencia grandes daños al medio ambiente debido a las fugas de mineral y gases tóxicos, así como pérdidas en la economía de la empresa producto a los altos costos que lleva la reposición o reparación de dicha unión, además de afectar el plan de la producción.

La avería ocurre generalmente cuando se agrieta la zona soldada que une el cuerpo tubular con la bocina, lo que provoca que se deba parar el proceso en la línea donde

ocurre la misma, afectando la producción. Actualmente no existe una respuesta fundamentada de las causas de las roturas.

1.2.1 Aceros al carbono para la soldadura

Según (Lajtin, 1973; Guliaev, 1983; Pero-Sanz, 200), los aceros al carbono representan el grupo más importante de materiales metálicos para ingeniería, son aleaciones Fe - C donde el contenido de carbono no supera el 1,00 %, el manganeso no supera el 1,65 %, el cobre y el silicio no superan el 0,60 % y en los que el fósforo y el azufre aparecen solo como impurezas.

Plantea Callister (1999) que la característica más sobresaliente del acero es su versatilidad, ya que sus propiedades pueden ser controladas y modificadas con el fin de satisfacer los requerimientos de servicio. En estos aceros, los principales factores que afectan a sus propiedades mecánicas son el contenido en carbono y la microestructura. Básicamente, la resistencia a la tensión, a la cadencia y la dureza, se incrementan al aumentar el contenido de carbono; por el contrario, la elongación, la reducción de área y la tenacidad disminuyen notablemente con dicho incremento.

Dentro de este tipo de aceros se encuentran los denominados endurecibles por temple para los cuales el contenido en carbono debe ser al menos de un 0,25%, aceros con un contenido de carbono aproximado a un 0,4 – 0,5 %, son usados ampliamente para la construcción de estructuras y diversas partes de maquinaria, como pernos, tornillos, ejes, engranajes (Bengton, 1991), debido a su alta resistencia mecánica, a su resistencia al desgaste a su elevada dureza y a sus favorables condiciones económicas como son su bajo coste y la garantía de abastecimiento (Várela, 2003).

Afirman Glizmanenko (1965); Burgos (1987); American Welding Society (1996); Rodríguez (1983), que para la unión de este tipo de aceros se han empleado tradicionalmente los procesos convencionales de soldadura por fusión; estos tipos de soldadura presentan diversos tipos de problemas característicos del proceso:

- a) Gran cantidad de calor generado por el arco.
- b) Necesidad de empleo de fundentes.
- c) Uso de electrodos de materiales reactivos.

d) Incompatibilidad (en ocasiones) de las propiedades mecánicas del metal de aporte y el metal base.

Por otro lado Seferian (1966), considera que estos problemas conducen a la aparición de diferentes tipos de defectos tales como:

- a) Elevadas distorsiones de los elementos soldados.
- b) Inclusión de escorias en la unión soldada.
- c) Excesivas salpicaduras durante el proceso.
- d) Excesiva porosidad.

Todo lo anterior conlleva a unas pobres propiedades mecánicas de la unión soldada. Para evitar estos problemas se han adoptado una serie de prácticas como los tratamientos térmicos pre soldadura de las piezas, tratamientos térmicos post-soldadura, mecanizado previo de las superficies a soldar, utilización de materiales especiales de aporte a la soldadura. Todos estos tratamientos logran atenuar los problemas relacionados anteriormente, pero incrementan muy considerablemente la complejidad técnica y el coste de las operaciones de soldadura. Por ejemplo: los tratamientos térmicos previos a la soldadura requieren el diseño de herramientas específicas para cada aplicación, bien sea el diseño de devanados (en el caso de calentamiento por inducción eléctrica) o de sopletes (si se trata de un calentamiento por llama).

Por otra parte, en otros casos es necesario el diseño y preparación previa de la unión, siendo preciso el mecanizado de las caras a soldar. Este mecanizado no es siempre una tarea sencilla, fundamentalmente cuando la geometría de la unión es complicada. (Taylor, 1975).

1.3 Estructura química del acero AISI 1020

La estructura química estándar de este acero según Databook 1988 y editada por la American Society for Metals, muestra la designación adoptada por la AISI y SAE, las cuales a su vez, coinciden con el sistema de numeración Unified Numbering System UNS, de la American Society for testing Materials (ASTM) y la SAE, se refleja a continuación en la tabla 1.1.

Tabla 1.1. Estructura química del acero AISI 1020 (Fuente Databook 1988)

C	Si	Mn	Cr	Mo	Ni	Fe
0,21	0,24	0,60	0,13	0,01	0,17	98,35

1.3.1. Clasificación AWS de los procesos de soldadura

La AWS (1996); ASM BOLHER (1992), The Lincon Electric Company (1994) consideran la soldadura por fusión, como proceso tecnológico, tiene semejanza con los procesos de fundición y tratamiento térmico, semejanza con el proceso de fundición debido a que la soldadura lleva al metal hasta el estado líquido (en la soldadura por fusión), para que luego se solidifique en un molde, constituido por los bordes de los metales base que se unen, los que además, en este caso, participan también en el proceso de fusión, semejanza con el proceso de tratamiento térmico, debido a que las partes adyacentes a la zona fundida están sometidas a un proceso de calentamiento en estado sólido, que es variable de acuerdo con la distancia a que se encuentre el punto considerado al eje de la costura. Por tanto se considera que la soldadura produce un tratamiento térmico variable en el metal base, además como proceso metalúrgico tiene las siguientes particularidades:

- Ocurre a altas temperaturas de calentamiento (>3000 °C)
- Se efectúa a una gran velocidad.
- Los volúmenes de metales calentado y fundidos son pequeños.
- La conducción del calor de la zona fundida hacia el metal base en estado sólido es muy rápida.
- En la zona fundida actúan gases y las escorias que lo rodean durante la ejecución del proceso.
- El metal de aporte utilizado en la formación de la costura puede poseer una composición química diferente al metal base.

La clasificación AWS se realiza en etapas sucesivas utilizando en cada una de ellas factores definitorios. En primer lugar se clasifican los procesos atendiendo al tipo de interacción que se produce entre las partes del metal base y el metal de aportación, en su caso, para dar lugar a la unión soldada.

1. Soldeo por fusión: La unión se consigue por la interacción entre el metal base y de aportación, ambos en fase líquida.
2. Soldeo en estado sólido: La unión se consigue entre las partes a unir en estado sólido.
3. Soldeo fuerte y blando: La unión se consigue por interacción entre el metal base en fase sólida y el metal de aportación fundido. La diferencia entre soldeo fuerte y blando radica en que el primero se utilizan materiales de aportación con puntos de fusión superiores a 450° C, mientras en el segundo, éstos son inferiores.

1.3.2 Soldadura por arco de metal protegido

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

Denominaciones del proceso:

- ✓ Shielded Metal Arc Welding, SMAW (ANSI/AWS A3.0).
- ✓ Soldadura por arco metálico con electrodo revestido, 111 (EN 24063).

El calor generado funde la punta del electrodo y la superficie del metal base. De esta forma las pequeñas gotas de metal fundido que se forman sobre la punta del electrodo viajan a través de la columna del arco y junto con el metal base fundido forman el baño de soldadura. El electrodo se desplaza a una velocidad adecuada (velocidad de soldadura) fundiendo constantemente una porción del metal base y adicionando metal de aporte producto de su propia fusión. En la medida que el proceso se desarrolla el baño metálico va solidificando y formando el metal de la costura. La protección del metal a elevada temperatura de la acción del oxígeno y el nitrógeno del aire se realiza a través del revestimiento que cuando se combustiona genera gases y una escoria que cubre las gotas de metal y el baño de soldadura, creando una doble barrera protectora (Seferian, 1966; Rodríguez, 1983

1.4. Electrodo recubierto

Un electrodo recubierto es una varilla que tienen un núcleo metálico (alma) de composición normalmente similar a la del metal base, cuya función es conducir la energía eléctrica para la formación del arco y mediante su fusión (fundamentalmente) garantizar el metal de aporte para la formación de la costura soldada. El electrodo consta además de un revestimiento a base de sustancias químicas que cumple varias funciones y posee además un extremo no revestido que permite fijarlo en el porta electrodo.

Estos electrodos se fabrican según AWS con longitudes normalizadas de 230 (9), 300 (12), **350 (14)** y **450 (18)** mm (pulg.), y diámetros normalizados de 1,6 (1/16), 2,4 (3/32), **3,2 (1/8)**, **4 (5/32)**, **4,8 (3/16)**, 5,6 (7/32), 6,3 (1/4) y 7,9 (5/16) mm (pulg.). En negrita se han señalado las longitudes y diámetros más comunes. El extremo del alma sin cubrir tiene una longitud de 20 a 30 mm.

1.5. Especificaciones AWS de electrodos

La AWS (1996) (Sociedad Americana de Soldadura) ha establecido las siguientes Especificaciones de fabricación y clasificación de los electrodos revestidos, la tabla 1.2 recoge la especificación y tipo de electrodo según la AWS.

Tabla 1.2. Especificaciones y tipo de electrodo según la AWS.

Especifica AWS	Tipo de electrodo
A 5.1	Electrodos recubierto para soldadura por arco de acero al carbono
A 5.3	Electrodos recubierto para soldadura por arco de aluminio y sus aleaciones.
A 5.4	Electrodos recubierto para soldadura por arco de aceros resistentes a la corrosión
A 5.5	Electrodos recubierto para soldadura por arco de aceros de baja aleación.
A 5.6	Electrodo recubierto de cobre y sus aleaciones.
A 5.11	Electrodo recubierto de níquel y sus aleaciones.
A 5.15	Electrodos recubierto para soldadura en hierro fundido.
A 5.13 y A 5.21	Electrodos recubierto para el relleno superficial.

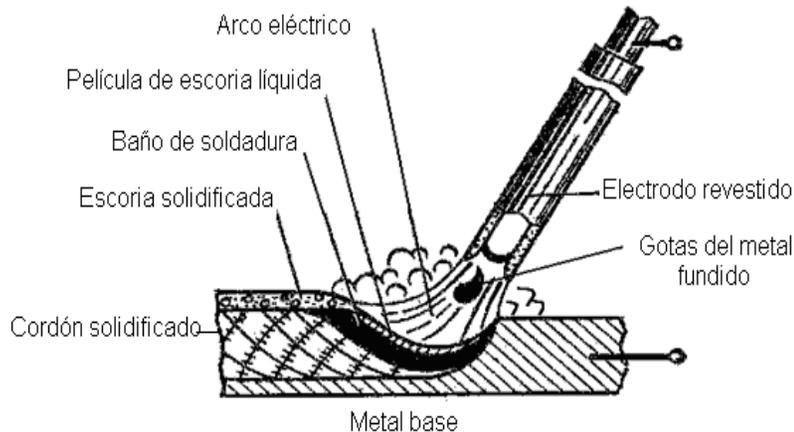


Figura 1.1. Dibujo del proceso de soldeo SMAW.

Plantea Easterling (1992), según avanza el electrodo se forma un pozo fundido del metal base y de metal de aporte, el cual se solidifica con rapidez detrás del arco en movimiento. Las partes del trabajo inmediatamente adyacentes a la gota de soldadura se vuelven extremadamente calientes y se expanden, en tanto que las porciones removidas de la soldadura permanecen relativamente frías, el pozo de soldadura se solidifica rápidamente en la cavidad entre las dos partes y, conforme el pozo y el metal circundante se enfrían y contraen, ocurre un encogimiento a través de lo ancho de la soldadura.

Consideran Cortés y D'oliveira (2001) que la unión de soldadura queda en tensión residual y se acumulan tensiones compresivas de reacción en las regiones de las partes lejanas a la soldadura. También ocurren tensiones residuales y encogimiento a lo largo de la gota de soldadura. Dado que las regiones exteriores de las partes base han permanecido relativamente frías y sin cambios de dimensión, mientras que la gota de soldadura se ha solidificado a temperaturas muy altas y después se ha contraído, las tensiones residuales permanecen en forma longitudinal en la gota de soldadura. Es probable que el resultado neto de estas tensiones residuales, en forma transversal y longitudinal, produzca una deformación en el ensamble soldado.

Las tensiones residuales inducidas en forma térmica y la distorsión implícita son un problema potencial en casi todos los procesos de soldadura por fusión y en ciertas operaciones de soldadura de estado sólido, en las cuales ocurre un calentamiento significativo.

A consecuencia de los procesos de fabricación de los materiales, de la mecanización de componentes, de las condiciones de servicio de estos últimos y el suministro en uniones soldada (James, 1996), se generan en los agregados policristalinos campos de tensiones residuales, las tensiones residuales pueden llegar a condicionar negativamente la vida en servicio de los dispositivos y estructuras. Microscópicamente, las tensiones residuales actúan alterando las distancias entre los planos atómicos de los cristales.

Consecuentemente, el tipo y cantidad de esfuerzos residuales en la pila de soldadura y zona afectada térmicamente dependen de la temperatura de transformación determinada por el diagrama tiempo – temperatura – transformación del material (TTT) y la velocidad de enfriamiento. La composición química local tiene un papel importante. En adición, la resistencia a la cedencia dependiente de la temperatura local y el grado de rigidez del elemento estructural son decisivos.

1.5.1. Selección del electrodo.

El tipo de electrodo seleccionado para la soldadura por arco depende de:

1. La calidad de soldadura requerida.
2. La posición de la soldadura.
3. El diseño de la junta.
4. La velocidad de soldadura.
5. La composición del metal por soldar.

En general, todos los electrodos están clasificados en cinco grupos principales: de acero suave. De acero de alto carbono, de acero de aleación especial, de hierro fundido, y no ferroso. La mayor parte de soldadura

Elementos, la oxidación ocurre a medida que el metal pasa del electrodo al metal por soldar. Cuando esto sucede, la resistencia y ductibilidad de la soldadura se reducen así como su resistencia a corrosión. El revestimiento en el electrodo evita esta oxidación. A medida que se derrite el electrodo, el revestimiento pesado descarga un gas inerte alrededor del metal fundido, excluyendo la atmósfera de la soldadura.

El residuo quemando del revestimiento forma una escoria sobre el metal depositado, reduciendo la velocidad de enfriamiento y produciendo una soldadura más dúctil. Algunos revestimientos incluyen hierro en polvo que se convierte en acero por el calor intenso del arco, y lo que fluye en el depósito de soldadura.

1.6. Modificaciones estructurales y físico – química en el metal base (MB)

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

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

Los cambios de estructura generalmente están ligados a cambios en las propiedades del metal en esta zona debido al tratamiento térmico a que está sometida la misma. Según sea la potencia térmica aplicada en la zona fundida, así variará la ZIT en el metal base (figura 1.2), donde ocurrirán modificaciones alotrópicas dando origen a toda una serie de estructuras que pueden ir desde el semi - temple del tipo bainítico, hasta el hipertemple totalmente austenítico. Estas modificaciones variaran en dependencia de las diferentes regiones de la zona térmicamente afectada donde se encuentre (Barreiro, 1966; Bakker, 1968).

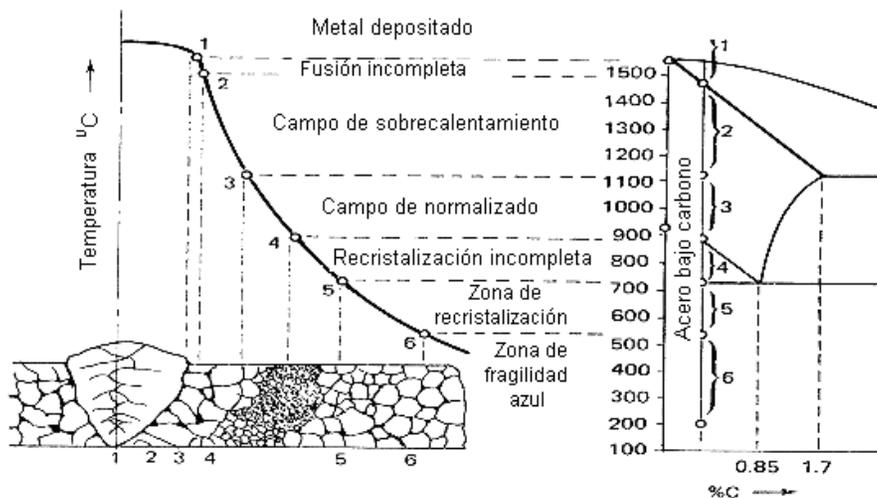


Figura 1.2. Zonas que se presentan en la ZIT durante la soldadura de los aceros al carbono y de baja aleación, según el diagrama Fe – C. (Fuente Zuñiga, 1983).

Los autores Glizmanenko (1965); Bakker y Horestreydt (1968); Rodríguez (1983) y la ANSI/AWS D1.1-96 (1996A) coinciden en afirmar que a partir de las modificaciones estructurales y físico – química en el metal base, se realizan una clasificación de las diferentes zonas del cordón de soldadura, lo que permite poder determinar los cambios en la estructura en la ZIT.

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

b) En la zona de recalentamiento del metal base, que se produce a algunos milímetros del borde de la soldadura, se alcanza una temperatura muy elevada (1100 y 1500 °C) y la velocidad de enfriamiento también es relativamente grande: 240 a 300 °C/min. Necesariamente tiene que haber crecimiento de los granos y una transformación estructural de importancia con un temple cuya naturaleza depende del tipo de acero. En esta región no existen transformaciones de tipo químico y por tanto, únicamente interviene el ciclo térmico de soldadura sobre la constitución de la estructura final.

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

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

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

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

En los trabajos de Alisten y Tall (1970); García y Burgos (2003), se pudo contactar que los mismos afirman que generalmente el tamaño de los granos formados durante el proceso de soldadura se conserva a temperatura ambiente. Esto significa que las propiedades mecánicas en la zona cercana a la unión no serán uniformes. Los granos grandes producen baja dureza, y los granos pequeños proporcionan mayor dureza a un acero, la dureza es directamente proporcional al esfuerzo último, e inversamente proporcional a la ductilidad. Por tanto, la zona con granos grandes tendrá poca resistencia a la tensión y elevada ductilidad, mientras que la zona con granos pequeños tendrá elevada resistencia a la tensión y al mismo tiempo elevada fragilidad.

1.6.1 Funciones y características del revestimiento

El revestimiento de un determinado electrodo es una combinación compleja de materiales escogidos y utilizados en proporciones tales que sirven para varias funciones. La composición química exacta del revestimiento de los electrodos comerciales constituye un secreto que se reserva el fabricante (know how); estos solo publican la composición y propiedades del metal que depositan dichos electrodos. En la composición de un revestimiento pueden estar presentes varios ingredientes entre los que se puede citar: celulosa, silicatos, carbonatos, rutilo, ferromanganeso y ferro silicio, fluoruro de calcio, arcillas y gomas, óxidos de hierro y manganeso, elemento metálicos de aleación, polvo de hierro.

1.7. Etapas para el establecimiento de una tecnología de soldadura

El establecimiento de la tecnología de soldadura de un conjunto o ensamble soldado es una tarea de bastante complejidad que debe resolver el ingeniero mecánico. Es importante destacar que el establecimiento de una tecnología de soldadura no sigue

una secuencia lineal de pasos, ya que el ingeniero debe hacer un análisis complejo, en el que una gran cantidad de las decisiones que va tomando depende de otras y viceversa. La tecnología correcta será aquella que permita fabricar el ensamble soldado de la forma más rápida, sencilla, económica y que a la vez permita obtener un producto con la calidad necesaria.

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

1.- Análisis Preliminar, el que incluye:

1.1.- Análisis de las características del conjunto soldado.

1.2.- Análisis de las condiciones del taller.

1.3.- Preselección de los procesos de soldadura.

1.4.- Pre establecimiento de la secuencia de ensamble y soldadura del conjunto, de las posiciones espaciales de soldeo, de los dispositivos y posicionadores necesarios.

2.- Establecimiento de los procedimientos de soldadura, que incluye:

2.1.- Evaluación de la soldabilidad del material y determinación de la necesidad de precalentamiento o tratamiento térmico posterior.

2.2.- Elección de los metales de aporte.

2.3.- Determinación de la geometría de la unión soldada.

2.4.- Determinación del régimen de soldeo.

2.5.- Establecimiento de la secuencia de realización de los cordones en cada unión soldada.

2.6.- Llenado de los Modelos de Procedimientos de Soldadura.

1.8 Conclusiones del capítulo 1

- ❖ La bibliografía consultada, aporta información sobre agrietamiento en los transportadores de mineral del tipo Jacoby, relacionada con los concentradores de tensión en los agujeros del mismo, pero en ninguna aborda sobre los ensayos de torsión para determinar la resistencia mecánica de la unión tubo-brida de los transportadores Jacoby.
- ❖ La tendencia al agrietamiento es un factor que determina grandemente la soldabilidad de los aceros al carbono y de baja aleación. Durante la soldadura se producen fundamentalmente varios tipos de selección como selección del material, electrodos etc., dando así concibo un buen proceso de soldadura.
- ❖ Los transportadores Jacoby producto de las roturas en las uniones soldadas, están presentando inestabilidad operativa trayendo como consecuencia grandes daños al medio ambiente debido a las fugas de mineral y gases tóxicos, así como pérdidas en la economía de la empresa producto a los altos costos que lleva la reposición o reparación de la unión tubo-brida de los transportadores Jacoby, además de afectar el plan de la producción.

CAPÍTULO 2. MATERIALES, MÉTODOS Y CONDICIONES EXPERIMENTALES

2.1. Introducción

Para la economía de nuestro país es de gran necesidad asegurar el buen funcionamiento de los transportadores de tornillos sinfín en la planta de hornos de la Empresa “Comandante Ernesto Guevara”, donde es de gran interés la necesidad de tener una metodología de cálculo que asegure los parámetros de la producción deseados, así como el buen funcionamiento y la resistencia del material a elevadas temperaturas. La realización de algunos experimentos ha sido siempre una base para la confirmación y, verificación de hipótesis y la solución a los problemas de las averías actuales en elementos y equipamientos industriales. Como objetivo en el capítulo se establece:

Fundamentar las propiedades a investigar y aplicar los métodos, procedimientos y condiciones experimentales para la solución del problema.

2.2. Preparación metalografía de la probeta

Se realizaron 4 probetas de muestra donde se le realizó la soldadura de la unión-tubo brida de las bocinas de los transportadores Jacoby, por ser uno de lo más afectado por numerosas roturas. Donde mediante el trabajo de Utria (2012) recojo gran parte de información, y se determina mediante su observación microscópica según las normas NC 10 - 56:86 y ASTM E3 – 95. Esto quiere decir que la superficie de mis muestras no fueron pulidas para este tipo de análisis por tener resultados de tesis anteriores como ya habíamos hablado anteriormente.

Las muestras para la observación metalografías con longitud de 130mm de largo y de diámetro 70 se prepararon en un torno donde se rebajo se pulió, después de esto se le hizo la cara de los tubos en una fresadora del tipo 6 H 82 Г. El corte se realizó con una fresa de vástago P 6 M 5 de diámetro 20 mm y 8 dientes. Las probetas se elaboraron con el objetivo de medir la resistencia mecánica que existe en el cordón de soldadura a una escala de diseño, estas probetas se realizaron con abundante refrigeración, con el objetivo de lograr una mayor calidad al realizar el ensayo de torsión, para ello se calcularon los siguientes parámetros de corte:

- Velocidad de corte, números de revoluciones por minutos de la herramienta, tiempo de maquinado

-Velocidad de corte

Se calcula la distancia que recorre el filo de corte de la herramienta al pasar en dirección del movimiento principal (movimiento de corte) respecto a la superficie que se trabaja teniendo en cuenta el movimiento que se origina rotativo o alternativo; la velocidad de corte o velocidad lineal relativa entre pieza y herramienta corresponde a la velocidad tangencial en la zona que se está efectuando el desprendimiento de la viruta, es decir, donde entran en contacto herramienta y pieza y según Asad et al. (2008).

2.2.1. Limpieza y lavado de las superficies a investigar

Para eliminar los residuos de partículas, grasas y suciedades se limpió la superficie con agua. Una vez pulida las probetas se lavan con agua destilada, se secan con papel de filtro y finalmente vuelven a limpiarse con tetra cloruro de carbono para evitar cualquier vestigio de grasa, pastas de pulir así como suciedad.

2.2.2. Ataque químico de las muestras

Una vez pulidas las muestras, estas deben ser atacadas químicamente con el objetivo de resaltar la estructura obtenida, para ello se empleó 5 ml de ácido nítrico (HNO_3) con alcohol (etanol) 100 ml (ASTM E – 262 - Practice A), formando una sustancia química conocida como nital al 5 %, durante un tiempo de 15 segundos sobre superficie horizontal.

2.2.3 Determinación de la composición química.

Se comprobó la composición química de las muestras para verificarlas con los estándares y establecer su correspondencia con la aleación a investigar. El análisis químico se realizó empleando un espectrómetro cuántico de masa ESPECTROLAB 230 con electrodo de carbón bajo arco sumergido en atmósfera de argón en el laboratorio del taller de fundición de la empresa “Comandante Gustavo Machín Hoed de Beche” de Moa.

2.2.4 Realización de los ensayos de torsión

Al realizar las probetas a una escala de diseño le aplicamos la torsión en la máquina (CRITW NWS 500 donde en la realización del mismo ensayo se determina la resistencia mecánica del cordón de soldadura de la unión tubo-brida, donde fue satisfactorio dando valores de esfuerzo máximo de 4500000 N/m^2 y 4400000 N/m^2 respectivamente y con estos valores podemos decir que existe resistencia mecánica en el cordón dando así una buena realización de los ensayos.

Tabla 2.1. Muestras analizadas en las diferentes partes del transportador

Designación del material analizado	No. de muestras
Material del tubo fabricado de acero equivalente al AISI 1020	4
Material de la brida agrietada	4
Material de la brida fabricada de acero AISI 1020	4
Total	12

2.3. Determinación de las propiedades mecánicas

Las propiedades mecánicas pueden ser determinadas a partir de ensayos, dentro de ellos juega un papel importante los de torsión como métodos destructivos. Estos últimos permiten determinar entre otras cosas la resistencia mecánica del cordón de soldadura. Para realizar las pruebas se utilizó una máquina de ensayo de torsión

Para realizar los ensayos, se elaboraron las probetas utilizando un solo método, según las tecnologías de soldadura que se emplean en la unión tubo-brida, para ello se tuvieron en cuenta los requisitos de la empresa “Comandante Ernesto Che Guevara” y las condiciones reales del proceso.

2.3.1. Diseño de experimento

El diseño estadístico de experimentos es el proceso de planear un experimento para obtener datos que una vez analizados mediante métodos estadísticos los convierte en información que permite producir conclusiones válidas y objetivas.

Los diseños experimentales factoriales se clasifican en completamente aleatorizado, factorial de bloques, factorial fraccionado, bloque aleatorizado, diseño de bloque, cuadrado latino, de anidado, de superficie de respuesta y diseños mixtos (Juran, 2000).

Para realizar el trabajo se empleó el diseño experimental completamente aleatorizado, el cual es un experimento de un solo factor. El diseño experimento se recoge en la tabla 2.2.

Tabla 2.2. Matriz de planificación del experimento.

No.	método (SMAW)
1	1
2	2
3	3
4	4

2.3.2. Procedimientos empleados para soldar las probetas

Las probetas se prepararon utilizando un método de soldadura, donde se emplea el proceso (SMAW), procediendo de la siguiente forma:

1. Se soldaron 4 probetas (4 de torsión), para ello se empleó el proceso de soldadura manual por arco eléctrico (SMAW) utilizando electrodo E – 7018 en el interior, y por el exterior el mismo proceso de soldadura manual por arco eléctrico (SMAW) utilizando el mismo electrodo.

A partir de los métodos mostrados anteriormente, se prepararon 4 probetas en total, 4 para una técnica de soldadura, el objetivo es caracterizar el proceso de soldadura más apropiado para la unión tubo-brida.

2.3.3. Probetas soldadas para ensayo de torsión (SMAW)

Se utilizó una barra del mismo material del tubo acero al carbono AISI 1020, el tamaño de la misma es de 550 mm y de diámetro 80 mm donde se realizaron 4 probetas de 130 mm de largo y 70 mm de diámetro, luego fueron maquinadas y acabadas en una fresadora haciéndole las caras a la esquina del lomo del tubo para que la mordaza del equipo de torsión pueda morderla y así se evita que la pieza patine cuando se le haga el ensayo, al mismo tiempo se realizó la preparación de los bordes con un biselado para realizar la soldadura a solape de la unión tubo-brida

2.4. Propiedades mecánicas de los electrodos a utilizar

Durante el proceso de soldadura se emplearon un solo tipo de electrodo con características similares recomendables para soldar aceros al carbono (A.S.M.E. SFA 5.1 A.W.S. A 5.1 y A.S.M.E. SFA 5.5 A.W.S. A 5.5).

1 - Electrodo E – 7018 utilizado para la soldadura SMAW

Es recomendable para la soldadura de los aceros de bajo y medio contenido de carbono hasta 0,45 % C, aceros al carbono - manganeso, aceros de baja aleación con resistencia a la torsión hasta 70 000 Psi (490 MPa), aceros con alto contenido de azufre y fósforo considerados difíciles de soldar. Soldadura de aceros fundidos, aceros de grano fino.

2.5. Análisis microestructura con microscopía óptica

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

Para el análisis se utilizaron diferentes muestras tomadas de la unión soldada; primero para observar el comportamiento de la estructura en las diferentes zonas señaladas a partir de la influencia del calor desprendido en el proceso de soldadura; segundo para analizar la resistencia del cordón en consideración con el métodos de soldaduras. En la tabla 2.3 se puede observar las secciones que se tuvieron en cuenta para el análisis microestructural.

Tabla 2.3. Muestras seleccionadas para el análisis microestructural

No.	Muestras
1	Material del tubo fabricado de acero AISI 1020
2	Material de la brida fabricada de acero AISI 1020
3	Material del cordón de soldadura agrietada
4	Material del cordón de soldadura por norma AISI 1020
5	Material del cordón de soldadura por el método SMAW
6	Material del tubo roto

2.6. Cálculo del carbono equivalente

Se determinó el carbono equivalente para posteriormente determinar la temperatura de precalentamiento. En los aceros al carbono y de baja aleación la propiedad de templabilidad determina, en muchos casos, la propiedad de soldabilidad (Seferian, 1967). El contenido de carbono es el que más afecta esta propiedad, de ahí que la influencia de los elementos químicos que componen el acero sobre la templabilidad se acostumbra a cuantificar a partir de un parámetro conocido como carbono equivalente (C_{eq}).

Según Seferian (1967); Rodríguez (1987) el carbono equivalente se puede determinar por la siguiente expresión:

$$C_{eq} = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cr+V+Mo}{5} + \frac{Ni+Cu}{15} \quad (2.6)$$

Donde:

C_{eq} -	carbono equivalente; %
Mn -	manganeso
Cr -	cromo
V -	vanadio
Mo -	molibdeno
Ni -	níquel
Cu -	cobre

2.6.1. Cálculo de la temperatura de precalentamiento para la soldadura

El cálculo de la temperatura de precalentamiento para la soldadura se realizó mediante el método de Seferian (1967). Este precalentamiento se aplica para evitar el agrietamiento en frío es utilizar un precalentamiento antes y después de la soldadura. Para determinar la temperatura de precalentamiento, primeramente se determina un carbono equivalente total (CT) ya que el carbono equivalente no tiene en consideración el espesor a soldar.

$$CT = C_{eq} \left[+ 0,005 \cdot S \right] \quad (2.7)$$

Donde:

CT -	carbono equivalente total; %
S -	espesor

La temperatura de precalentamiento (Seferian 1967) se determina:

$$T_{prec} = 350 \cdot \sqrt{CT - 0,25} \quad (2.8)$$

Donde:

T_{prec} - temperatura de precalentamiento; °C

Nota: si el carbono equivalente (C_{eq}) es inferior a 0,45 % el precalentamiento es opcional, mientras que si supera este valor entonces la temperatura de precalentamiento se determina por la expresión anterior.

2.6.2. Cálculo de la resistencia del cordón de soldadura

En la figura 2.4 aparece el esquema de cálculo del cordón de soldadura en el tramo 4 del Jacoby.

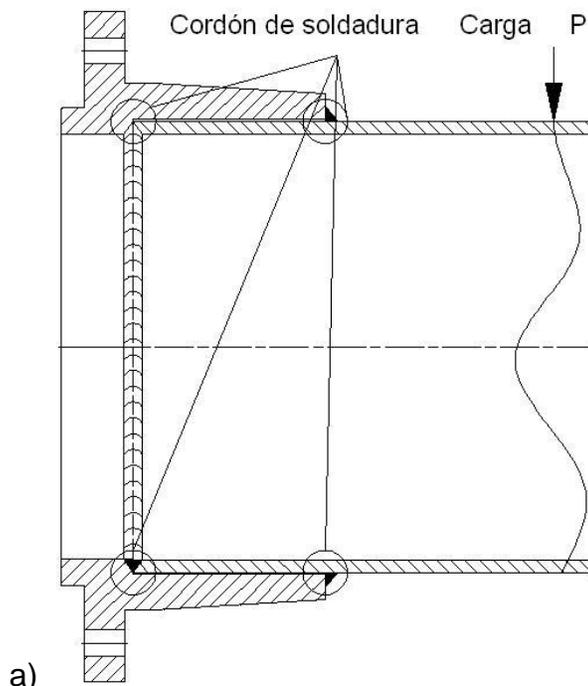


Figura 2.4. a) Corte de la unión brida-tubo. b) diagrama cuerpo libre del cordón de soldadura

Para una barra de sección circular sometida a la acción de un momento torsional el cateto se puede calcular a partir de los efectos originados por la combinación de la carga P y el momento torsor en una determinada posición del tubo (Aneiros, 1983); y además analizar la cara más peligrosa del cordón, donde actúan ambos esfuerzos tangenciales.

$$\tau = \sqrt{\tau_p^2 + \tau_m^2} \quad (2.9)$$

Donde:

τ - esfuerzo tangencial provocada por la combinación de la carga con el momento torsor; MPa

τ_p - esfuerzo tangencial originado por el efecto de la carga; MPa

τ_m - esfuerzo tangencial originado por el efecto del momento; MPa

El esfuerzo tangencial originado por el efecto de la carga, según Reshetov (1985) se determina por la siguiente ecuación.

$$\tau_p = \frac{P}{2 \cdot 0,7 \cdot \pi \cdot d^2 \cdot K_s} \quad (2.10)$$

Donde:

P - carga; N

d - diámetro interior del tubo del transportador; m

K_s - cateto de soldadura; m

Entonces el esfuerzo tangencial originado por el efecto del momento se calcula según Reshetov (1985):

$$\tau_m = \frac{2 \cdot M_t}{2 \cdot 0,7 \cdot \pi \cdot d^2 \cdot K_s} \quad (2.11)$$

Donde:

M_t - momento torsor; N·m

El transportador tiene una velocidad de rotación de 27,7 rev/min. (Manual de operaciones Planta de hornos, 2006) bajo la acción de un momento torsor, este último depende de la potencia y la velocidad angular al que está sometido el Jacoby y se determina como:

$$M_t = \frac{N}{\omega} \quad (2.12)$$

Donde:

N - potencia; Kw

ω - velocidad angular; rev/min.

Por otra parte debe cumplirse que (Feodosiev, 1985):

$$\tau \leq \tau_{ciz} \quad (2.13)$$

Donde τ_{ciz} es la tensión admisible de cizallamiento que soporta el material en MPa.

Por lo que puede plantearse que:

$$\sqrt{\tau_p^2 + \tau_m^2} \leq \tau_{ciz} \quad (2.14)$$

2.6.3. Determinación del esfuerzo tangencial admisible

En los materiales que tienen un período lineal elástico, la tensión admisible se encuentra en dicha zona, por lo tanto puede considerarse como válida la ley de Hooke, ya que la tensión de trabajo resulta menor o igual que la admisible. Para los materiales donde no existe un período elástico bien definido, también puede considerarse válida la ley de Hooke (Shigley, 1985).

$$\tau_{ciz} = 0,6 \cdot \sigma_t \quad (2.15)$$

Donde:

σ_t = tensión admisible a la tracción-compresión del material base; MPa

$\sigma_t = 350$ MPa para la soldadura con electrodo E – 7018

Los tramos del transportador están contruidos de acero al carbono, la tensión máxima de cizallamiento que admite este material sin que ocurra la rotura depende de la tensión de fluencia (σ_f), que para el caso del acero 20 $\sigma_f = 3020$ MPa, por lo tanto:

$$\tau_{ciz} = 0,4 \cdot \sigma_f \quad (2.16)$$

2.6.4. Cálculo del cordón de soldadura a solape

El refuerzo y las características geométricas son las propiedades principales del cordón, la corriente de la soldadura y la velocidad de avance tienen un mismo efecto sobre ambas dimensiones; a velocidades bajas, la altura y ancho del cordón aumentan y, al elevar la corriente, ambas dimensiones también aumentan. Estas características permiten determinar el cateto de soldadura (Pastor, 2002).

Combinando las ecuaciones 2.9, 2.10, 2.11, se obtiene la ecuación para calcular el cateto de soldadura (K_s) a partir de la combinación de los efectos del momento torsional y la carga provocada por el peso en el tramo.

$$K_s \geq \left[\frac{1}{\tau_{ciz}} \right] \cdot \sqrt{\left(\frac{P}{2,0,7 \cdot \pi \cdot d} \right)^2 + \left(\frac{2 \cdot Mt}{2,0,7 \cdot \pi \cdot d^2} \right)^2} \quad (2.17)$$

- Coeficiente de ajuste de esfuerzo tangencial

El coeficiente K_d tiene en cuenta la influencia en las tensiones de las dimensiones de la unión y el cateto del cordón no puede ser nunca mayor que el espesor de la lámina a soldar y se calcula según Hernández et al. (2006), como:

$$K_d = \left[0,25 + \frac{1,5 \cdot (S_t + 0,5 \cdot K_s)}{K_s} \right] \quad (2.18)$$

Donde:

K_d - coeficiente que considera la influencia de las tensiones en la unión soldada

S_t - espesor del tubo a soldar; m

El término que está entre corchetes en la ecuación 2.18 toma en cuenta las modificaciones de la tensión tangencial producto de los cambios en el estado tensional provocados por el efecto del momento torsor y la carga, principalmente sobre el cordón de soldadura.

2.6.5. Cálculo de resistencia mecánica de la soldadura a solape

En todas las soldaduras quedan tensiones residuales de torsión debido al proceso de dilatación del metal del cordón en estado líquido y su posterior contracción al solidificar en relación con la matriz sólida circundante formada por las piezas a unir (Hernández, 2006).

Para calcular la resistencia mecánica Feodosiev (1985), establece la siguiente ecuación.

$$\tau_{m\acute{a}x} = \frac{M_t}{W_p} \leq \sigma_{ad} \quad (2.19)$$

Donde:

$\tau_{m\acute{a}x}$ - tensión máxima actuante debido a la acción del momento; MPa

W_p - módulo de la sección a torsión; mm³

M_t - momento torsor de trabajo; N·m

σ_{ad} - tensión admisible, para acero 1020; MPa

La tensión tangencial admisible del metal de aporte en función del tipo de electrodo empleado se puede determinar entonces como:

$$\tau_{TC} = 0,5 \cdot \tau_{TC} \quad (2.20)$$

Entonces la tensión se determina por la ecuación siguiente, según Shigley (1985):

$$\tau_{TC} = \frac{\sigma_{material}}{n} \quad (2.21)$$

Siendo:

$\sigma_{material}$ - tensión de fluencia del metal base; MPa

n - el coeficiente de seguridad

El módulo de la sección a torsión es posible determinarlo de la siguiente manera, según Feodosiev (1985):

$$W_p = 0,2 \cdot D^2 \cdot (1 - C^4) \quad (2.22)$$

$$C = \frac{d}{D}$$

Donde:

C - relación de diámetros interior y exterior en el tubo

D - diámetro exterior del tubo de transportador; m

Empleando las ecuaciones 2.10, 2.11 y 2.12 y multiplicándolas por la ecuación 2.19 se obtienen los esfuerzos tangenciales originados por los efectos combinados de la carga y el momento torsional, todos estos cálculos se realizan en el software MathCad 15.



2.7 Conclusiones del capítulo

1. Se fundamentaron las propiedades a investigar, definiendo los principales parámetros a medir, y obtener de las muestras la resistencia mecánica del cordón de soldadura mediante el ensayo de torsión.
2. Los métodos de investigación utilizados se complementan con el empleo de una actualizada base experimental, tecnologías, software, máquina de torsión (CRITW NWS 500) y equipos modernos que garantizan precisión de los resultados obtenidos.
3. Se establecieron los pasos a seguir para la simulación numérica con el empleo del método de ensayo de torsión.

CAPÍTULO 3. ANÁLISIS Y VALORACIÓN DE LOS RESULTADOS

3.1 Introducción

En el presente capítulo se realizará un análisis de los resultados en el trabajo y se establece un conjunto de criterios que sustentan las teorías que corroboran la veracidad de la hipótesis planteada como resultado del análisis y el procesamiento de la investigación obtenida a través de la observación o la realización de los experimentos, los cálculos y las simulaciones. Se realiza además una valoración económica de la fabricación de las bocinas en varios sentidos, así como el impacto medioambiental que trae consigo la rotura de los mismos.

El objetivo del capítulo es analizar los resultados del desarrollo de este trabajo y la explicación de los fundamentos que dan la solución al problema planteado, así como la valoración económica y el impacto medioambiental.

3.2. Análisis de la composición química

Al analizar la composición química del acero se determinó que la misma se corresponde con la establecida en el epígrafe 2.2.3 del capítulo II. Se comprueba que los tubos rotos pertenecen a un acero del tipo AISI 1020 y los tubos fabricados de acero equivalente al AISI 1020 (tabla 3.1).

Tabla 3.1 Composición química de los tubos fabricados por norma AISI 1020

C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Fe
0,19	0,24	0,64	0,014	0,029	0,03	0,005	0,04	98,76

Se puede observar que aunque existen algunas diferencias mínimas en el porcentaje de sus componentes, estas se encuentran en el rango establecido para la clasificación del acero dentro de los estándares por lo que los mismos pueden ser usados como sustitutos de los empleados con anterioridad en las bocinas de los transportadores Yacoby.

Las bridas son fabricadas por la Empresa Mecánica “Comandante Gustavo Machín Hoed de Beche”. Se efectuó el análisis espectral de las mismas (tabla 3.2) y se comparó con la especificación del plano de fabricación (anexo 3).

Tabla 3.3. Soldadura por el método SMAW

C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Fe
0,13	0,22	1,14	0,048	0,019	0,05	0,02	0,04	Resto

El porcentaje obtenido para el caso del carbono se encuentra entre 0,13 y 0,15 % de carbono, que se encuentra en el rango establecido, por lo tanto este elemento no tiene influencia significativa en el agrietamiento, se observa que el carbono es muy bajo. La causa del bajo contenido de carbono puede estar dada por la descarburización del material, lo que puede estar asociado a las altas temperaturas a la que se somete el acero en el proceso de soldadura.

3.2.1. Cálculo de la resistencia mecánica del cordón de soldadura a solape

En el análisis de la resistencia mecánica del cordón de soldadura se consideraron diferentes cálculos. Se determinó el cateto de soldadura para unión a solape, considerando los efectos de carga y momento torsor; el esfuerzo tangencial provocado por la carga; por el momento torsor y por la combinación de ambos. En esto se incluye, la tensión máxima de cizallamiento, el cálculo del cateto de soldadura, el cálculo de la resistencia mecánica y el módulo de la sección a torsión para la unión a solape.

Para el desarrollo de los cálculos se consideró el esfuerzo tangencial originado por el efecto de la carga con un resultado de 15,82 MPa, ecuación 2.10; el esfuerzo tangencial originado por el momento, con un valor de 14,212 MPa, ecuación 2.11. Con los valores anteriores se obtuvo el esfuerzo tangencial provocado por la combinación carga - momento torsor, igual a 21,477 MPa, ecuación 2.10 (ver anexo 2).

El resultado obtenido muestra que las tensiones tangenciales suplementarias originadas por la torsión se distribuyen uniformemente a lo largo de toda la periferia del contorno de la sección según las leyes de la torsión, donde el centro de flexión es el punto para el cual el momento de las fuerzas internas tangenciales surgen en la sección producto de la fuerza cortante transversal, para la soldadura a solape según Zablonki (1980).

Considerando el número de revoluciones por minutos a la que gira el transportador Jacoby, 27,7 Rev./min., con una potencia de 30 kW, se determinó por la ecuación 2.12 el momento torsor (Torque) al que está sometido el equipo, donde el valor de esta magnitud es de 12 244, 898 N.m.

El resultado obtenido del momento torsor considera el peso del mineral reducido que es de $0,8 \text{ t/m}^3$, el volumen total del material en el tramo que es $367\,613\,968,193 \text{ mm}^3$, volumen de la brida que es $14440104,138 \text{ mm}^3$.

Según los cálculos realizados, la condición de resistencia se cumple, ecuación 2.13; ya que el esfuerzo tangencial máximo originado por los efectos combinados de la carga y el momento en el transportador es menor que la tensión admisible de cizallamiento que soporta del material ($\tau_{pm} \leq \tau_{ciz}$) en el tramo.

El cálculo del cateto del cordón de soldadura se determinó por la ecuación 2.17. Para un diámetro de tubería de 565 mm, una carga de 37,708 kN, un momento torsor de 12244,898 N.m y una τ_{ciz} de 210 MPa, por lo que el cateto es de 9 mm (ver anexo 2).

Para el espesor de placa que es de 16 mm, se cumple que el cateto del cordón no es mayor que el espesor de la lámina a soldar, además el mismo podrá soportar las cargas cíclicas a la que estará sometido el cordón como son las longitudinales y transversales. Los cálculos permiten establecer que el tipo de unión a solape es favorable para ser aplicado como método de unión tubo-brida del transportador Jacoby, ya que se cumple con la condición de resistencia principal para uniones soldadas.

3.2.2. Cálculo de la temperatura de precalentamiento para la soldadura

Para el caso de las bridas fabricadas de acero AISI 1020, el carbono equivalente es $C_{eq} = 0,36 \%$ según la ecuación 2.7. Como el valor de C_{eq} es menor de $0,45 \%$ el precalentamiento es opcional.

El carbono equivalente presente en la unión soldada se determinó por la ecuación 2.6, donde para un porcentaje de carbono de 0,13; un porcentaje de manganeso de 1,14; el cromo de 0,05; el molibdeno de 0,02; un porcentaje de níquel de 0,04; se tiene un 0,336 de carbono equivalente.

La ecuación anterior no contempla el espesor del acero, por lo que se hace necesario determinar el carbono equivalente total, entonces para un espesor de 16 mm, el carbono equivalente total sería de $0,36 \%$ determinado por la ecuación 2.6.

Por el resultado obtenido del C_{eq} , la unión presenta buena soldabilidad. Según Seferian (1967), cuando es inferior a $0,45 \%$ el precalentamiento es opcional.

Si se considera que la soldadura de la junta está entre un acero AISI 1020, entonces es recomendable la aplicación de la temperatura de calentamiento. En adecuación a la fórmula 2.8 se tiene que la temperatura de calentamiento necesaria sería de 175°C , con la aplicación de la temperatura de calentamiento calculada, se disminuye la posibilidad de agrietamiento en el cordón de soldadura.

3.2.3. Verificación de la resistencia mecánica de la soldadura a solape

El diseño de la junta debe tener en consideración el volumen de soldadura y la longitud promedio de pasada. La norma AWS (1986) establece que las uniones a solape se realicen con preparación de los bordes, de 6 hasta 12 mm la preparación de la unión de soldadura es alrededor del tubo y la brida, después de 12 hasta 30 mm, la preparación de la junta será a doble bisel en V. Como se mencionó anteriormente el espesor del tubo del transportador es de 16 mm, actualmente la unión con la bocina se realiza a solape como se muestra en la figura 3.2. A partir de lo cual se realizará el cálculo de la unión soldada ecuación 2.19.



Figura 3.2. Unión actual del transportador Jacoby.

Para determinar el momento torsor de la unión a solape se consideró la ecuación 2.12 y 2.13, para el tipo de junta se tiene que este torsor (M_t) es de 768 160 MPa, la tensión de cizallamiento τ_{ciz} ecuación 2.14, es de 6 040 MPa y un valor de σ_f de 3 020 MPa. Los resultados calculados permiten establecer que el cateto de soldadura es de 4 mm para la unión a solape en el transportador Jacoby.

Para soldadura a solape utilizando características similares a las que se tomaron; la condición de resistencia se cumple, la tensión máxima ($\tau_{m\acute{a}x}$) que genera el transportador es menor que la que admite el material de los tramos ($\tau_{m\acute{a}x} \leq \bar{\tau}$). Según la ecuación 2.19, $\tau_{m\acute{a}x}$ es de 55 700 MPa; con un módulo de la sección a torsión (W_p) de 7503731,223 cm³ según ecuación 2.22 y una tensión admisible $\bar{\tau}$ de 7 550 MPa según la ecuación 2.20.

Por los cálculos realizados, aunque se han obtenidos menores valores de resistencia, la unión a solape entre el tubo del transportador y la bocina tiene la resistencia mecánica para soportar el trabajo y las cargas a los que están sometido.

Estos resultados demuestran que el método más factible es el proceso de soldadura que se emplea (SMAW) por el exterior y electrodo E - 7018 por el interior, ya que las probetas de torsión por este método soportaron mayor resistencia en el cordón de soldadura.

Los valores obtenidos en las pruebas de torsión para las cuatro probetas soldadas por el método (SMAW) se puede observar en la tabla 3.4. La condición para la evaluación de los procesos es de satisfactorios para aquellas probetas que no presentaran agrietamiento de no satisfactorio donde la podemos apreciar en el anexo 3.

Tabla 3.4. Resultados de los ensayos de torsión (SMAW).

Ensayo	Resultados.	Electrodos	Esfuerzo Máximo
1	Satisfactorio	EL-12/2.5mm y E-7018	4500000 N/m ²
2	Satisfactorio	EL-12/2.5mm y E-7018	4400000 N/m ²
3	Satisfactorio	EL-12/2.5mm y E-7018	4500000 N/m ²
4	Satisfactorio	EL-12/2.5mm y E-7018	4400000 N/m ²

Como se puede observar en los resultados de la tabla anterior, obtenidos de los diferentes ensayos se evaluaron de satisfactorios, lo que se cumple la condición de que este método presenta buenas propiedades de resistencia mecánica de la soldadura.

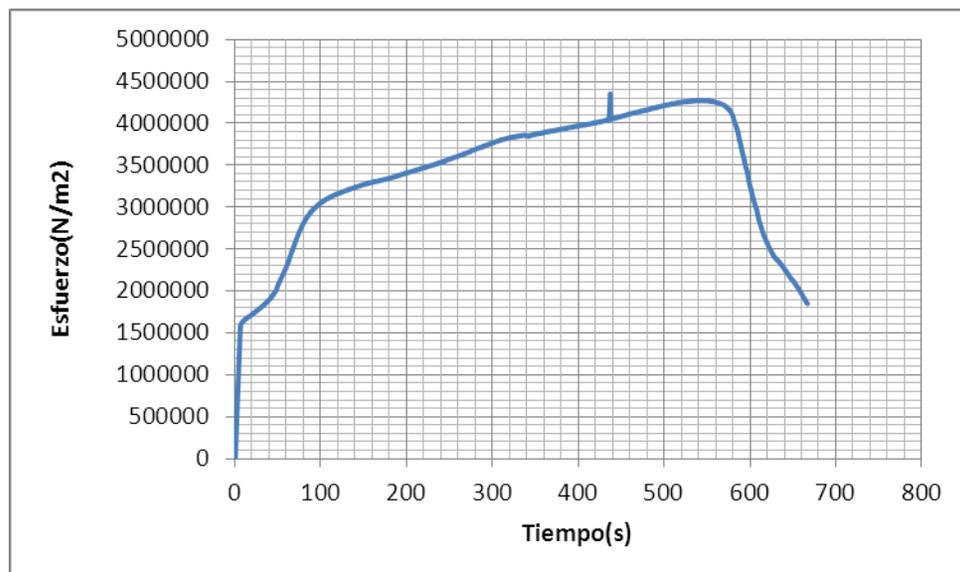
3.3. Análisis de los resultados de los ensayos de torsión

Figura.3.3 (Ensayo de torsión de la unión tubo-brida a una escala de diseño)



Los resultados de las probetas sometidas al ensayo de torsión después de ser soldadas, son evaluados satisfactorios, debido a que el problema está dado en el materia base no en el materia de aporte. Según el reporte de esta prueba se recomienda el empleo del

proceso en la unión tubo-brida soldada a solape donde hay resistencia mecánica en el cordón de soldadura. Se puede considerar que la causa fundamental está dado por la temperatura que se genera durante el soldeo, lo cual provoca la rotura del tubo en la zona de influencia térmica lo que quiere decir que el tubo se parte cerca de la soldadura, dando así de que la resistencia mecánica del cordón de soldadura en la unión tubo-brida soldada a solape es satisfactoria (Figura 3.3), como se planteaba en tesis anteriores de relevante nivel científico-técnico lo cual garantiza una mejor selección del material base para los tubos de los transportadores Jacoby lo cual elevara una mayor estabilidad y rendimiento en la producción de la empresa.



(Figura 3.4) Tabla de esfuerzo mediante el ensayo de torsión

Esta es la gráfica de torsión donde se representan los valores de esfuerzo y se marca el valor de esfuerzo máximo (Tabla 3.4) mediante el ensayo de torsión de las probetas mediante el mismo se puede asegurar que existe resistencia mecánica en el cordón de soldadura de la unión tubo-brida de los transportadores Jacoby como se muestra en la figura. (3.4) donde esta también en el anexo 2.

3.4. Resultados metalográficos

Se realizó el análisis microestructura a cada una de las muestras seleccionadas en la figura (3.5). En esta figura se muestra la microestructura del acero AISI 1020, donde se observa una estructura de ferrita + perlita, típico de los aceros hipoeutectoides.

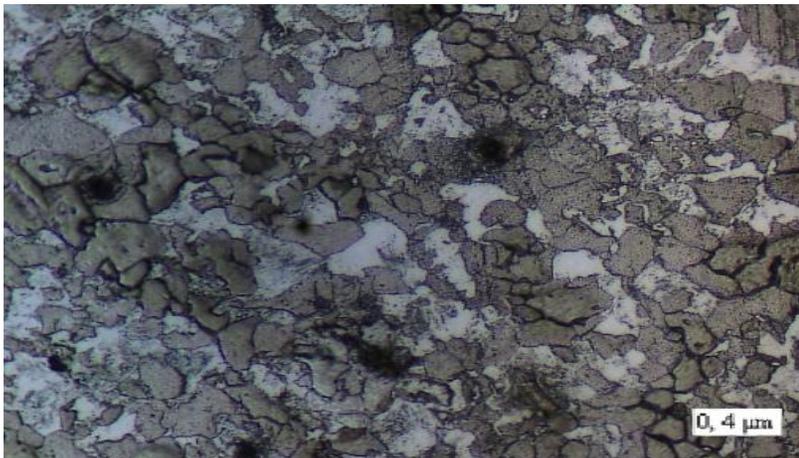


Figura 3.5. Microestructura del acero AISI 1020.

Primeramente se analizó el material los tubos de fabricación de acero equivalente al AISI 1020 (figura 3.6) y se comparó con la estructura del acero 20 según norma GOST (AISI 1020).

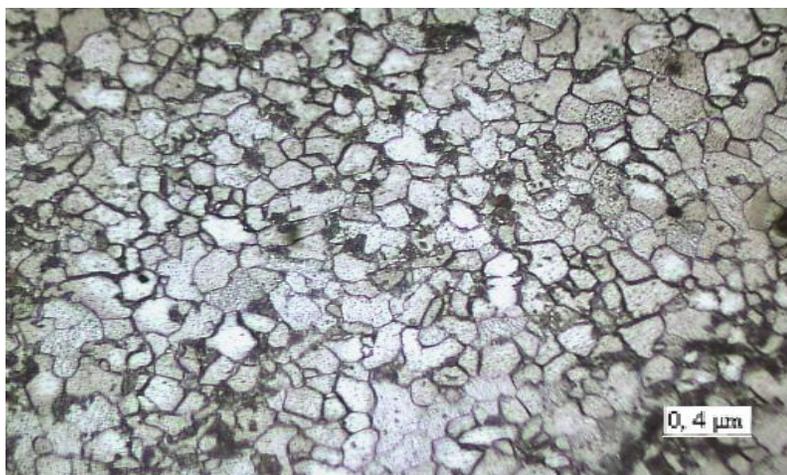


Figura 3.6. Microestructura del tubo fabricado de acero equivalente al AISI 1020 (200 X).

Como resultado se obtuvo una estructura homogénea de granos finos de ferrita y perlita, típico en los aceros recocidos o normalizados. La misma presenta características bastante similares a la muestra.

Cuando se analiza el material de los tubos de fabricación soviética empleados en los tramos que duraron casi 20 años se puede observar que la estructura también es de ferrita y perlita (figura 3.7), por tanto el material de los tubos utilizado no presenta influencia perjudicial que pueda afectar la durabilidad de los tramos.

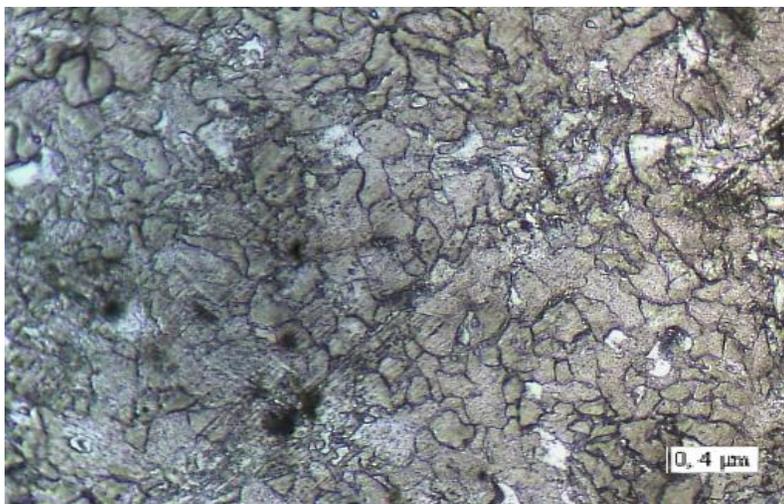


Figura 3.7. Microestructura del tubo fabricado por norma ASTM (200 X).

Teniendo como base la estructura de los tubos, se analizó el material de las bridas. En la (figura 3.8) se puede observar la estructura que predomina en ellas. Las cuales

fueron tomadas de los tramos rotos con medio por ciento de carbono, y de bridas sin usar.

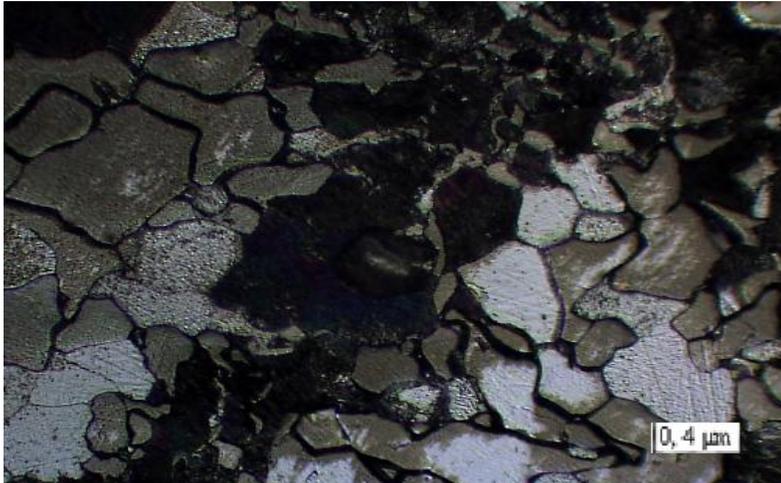


Figura 3.8. Microestructura de las bridas (200 X).

Como se puede observar en esta última se forma una estructura de ferrita y perlita con granos más gruesos que la estandarizada. Teniendo en cuenta que la parte tubular es unida con las bridas a través de soldadura y por tanto deben tener estructuras similares podemos deducir que el material de las bridas fundidas en el Combinado Mecánico “Gustavo Machin Hoe de Beche” de Moa no es muy favorable.

En varias muestras se observó que la estructura del metal base es de ferrita y perlita orientada, tal como lo muestra en la figura 3.9. Esto ocurre generalmente cuando la unión soldada se realiza sin precalentamiento.

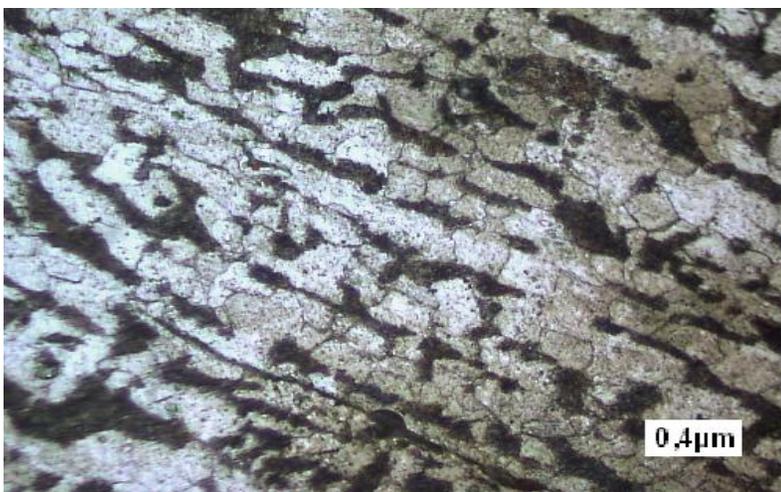


Figura 3.9 Miroestructura del metal base, ferrita y perlita orientada (200 X).

Si se observa además el tamaño de grano de las figuras anteriores obtenidas en las uniones soldadas y lo comparamos con el material de la brida (figura 3.10), se puede notar una diferencia muy significativa, lo cual demuestra que la soldadura depositada es desfavorable, pues para obtener una soldadura resistente, el metal de aporte así como el depositado debe tener características similares al metal base.

A partir de una soldadura con electrodo E-7018 por el método SMAW, utilizando corriente directa con polaridad invertida y una corriente de 120 A y empleando una tensión de 32 V, se obtuvo una estructura fina y coalescida de ferrita y perlita.

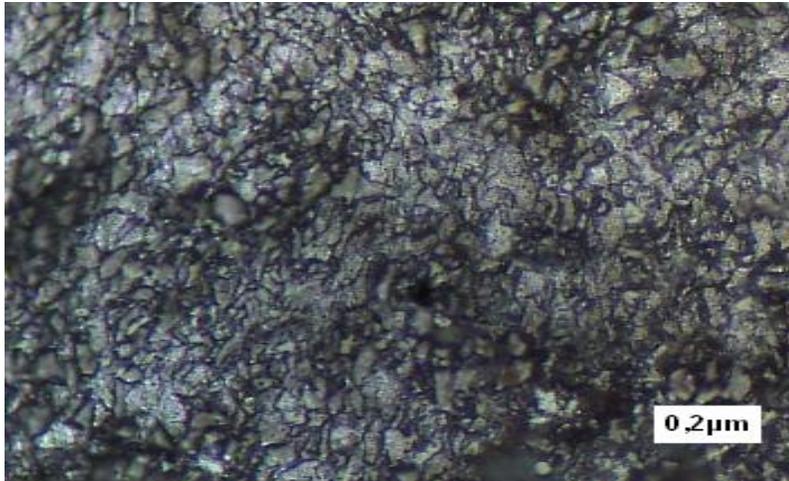


Figura 3.10 Soldadura con electrodo E-7018 (200 X).

3.5. Resultados obtenidos a partir de la investigación

Partiendo de los resultados obtenidos en el presente trabajo se decidió fabricar cuatro probetas de prueba utilizando como un solo método de soldadura, a solape. En los meses de Mayo y Junio del 2012 se prepararon las bocinas a una escala de diseño empleando el proceso SMAW utilizando electrodo E-7018 en el interior, y por el exterior el mismo. La preparación de bordes se realizó de manera eficiente, luego de soldados se realizaron ensayos de torsión. La prueba fue satisfactoria donde se afirmó que en la unión tubo-brida hay resistencia mecánica de la soldadura a solape, donde el problema no está en ella sino en el metal base como se explica anteriormente.

La propuesta de unir el tubo y la brida del transportador empleando la unión a solape está motivado por la disminución del constante agrietamiento al que está sometido el

metal de aporte sino el metal base. El empleo de la junta a solape evita que las cargas y las tensiones que actúan sobre la unión soldada, disminuyan la resistencia mecánica y que existan cargas combinadas de torsión y cizallamiento.

3.6. Valoración económica

Una vez realizado el trabajo se tuvo en cuenta una estimación del costo de inversión del mismo, además de algunos gastos, tanto de materiales como de materia prima. Con la realización del trabajo, es beneficiada económicamente la empresa, ya que se puede incrementar la durabilidad de la pieza en cuestión. Además se puede lograr una mayor resistencia a la rotura, ya que los resultados obtenidos durante las investigaciones sin dudas permitirán mejorar la fabricación de las bocinas del transportador Jacoby, y con ello un funcionamiento más eficiente del transportador en general.

3.6.1. Costo de fabricación de las probetas para los ensayos de resistencia mecánica

Para los ensayos de torsión se fabricaron 4 probetas con barras de acero (Ac – 20), según norma GOST 1050 (1988), de diámetro 80 mm y de largo 550 mm, se utiliza el torno donde se maquinan, se biselan y se sueldan. Finalmente se cortan las probetas en dimensiones 130 de largo y 70 de ancho. Se calcularon los tiempos para la elaboración de la probeta a partir de los elementos relacionados en la tabla 3.11 y 3.12.

Tabla 3.11. Materiales empleados para la fabricación de las probetas.

Material empleado	Cantidad
Barra Ac – 20	10 kg
Electrodo AWS E – 7018 Ø 2.5	0,12kg.

Tabla 3.12. Operaciones para la fabricación de las probetas.

Operación	Tiempo en h
Trazado	0,33
Biselado	0,30
Pulido	0,40
Soldadura	0,20

El precio establecido para fabricar las probetas es de \$ 19.70, como se utilizaron 4 pedazo de barra para elaborar un total de 4 probetas el precio total es de \$ 78.8.

Costo de los ensayos de torsión

Tabla 3.17. Costo de los ensayos de análisis químico.

Ensayos	P/U (CUP)	Total (Mn)
4	8.0	192

Costo de los ensayos de radiografía

Tabla 3.18. Costo de los ensayos de radiografía.

Ensayos	P/U para 1m (Mn)	Total (Mn)
4	46,46	92,92

Gasto de Energía consumida en la fabricación de las bocinas

En la tabla 3.18 se relacionan las principales máquinas que consumen gran cantidad de corriente.

Tabla 3.17. Gasto de energía.

Máquinas	Tiempo de trabajo(h)	Potencia de la máquina(kW)	Energía consumida(kW/h)	Ec*0.06	Importe (CUP)
Torno	3,0	13,4	26,8	1,60	5,4
Taladradora	0,5	2,5	0,75	0,04	0,40
Fresadora	2,0	5,0	10,0	0,9	10,5
Total	5,5	20,9	37,55	2,55	16.3

3.7. Análisis del impacto ambiental

Los procesos de soldadura constituyen, sin dudas, un singular aporte al desarrollo de nuestra sociedad. Al ocurrir las averías en las bocinas del transportador no solo se ve afectada la producción, sino también de una productividad continua y eficiente en el proceso metalúrgico de la empresa dando así pérdidas económica del país.

Las altas temperaturas de calentamiento durante los métodos de soldadura son perjudiciales para el proceso y para el medio ambiente, ya que aceleran rápidamente los procesos de fusión del metal de aporte, metal base, revestimiento y fundentes, al mismo tiempo da consigo a la evaporación, salpicaduras, y oxidación de los materiales y elementos que participan en las reacciones químicas de la zona soldada.

Los trabajos de soldadura son bastante perjudiciales al hombre y al medio ambiente, debido a la incidencia de las radiaciones, provocadas por la soldadura, gases y altas temperaturas generan mediante el proceso empleado. Los efectos contaminantes mediante el proceso de soldadura son mucho más perjudiciales a la salud cuando las piezas a soldar están cubiertas de sustancias como: aceites, pinturas y otras; que se

evaporan durante el proceso e inciden en el hombre junto a los gases de la soldadura y los del local.

Factores contaminantes del puesto de trabajo del soldador:

1. Las radiaciones: luz visible, infrarrojas, ultravioletas, gammas y rayos X.
2. Sustancias químicas en las emisiones de gases y vapores en forma de humos, que son los representantes del riesgo oculto.
3. Elevadas temperaturas.

Las radiaciones visibles, ultravioletas e infrarrojos pueden surgir directamente de la fuente de soldadura o reflejarse en otros lugares. Las fuentes de estos tipos de rayos incluyen la llama del combustible, el arco de soldadura o corte, el rayo láser, el baño de soldadura fundido, el fundente fundido, la escoria fundida, los metales blanco y rojo calientes. Además las radiaciones infrarrojas y ultravioletas pueden causar cambios en la atmósfera así destruyendo la capa de ozono, y el dióxido de nitrógeno presentes en el aire.

Los vapores y gases en forma de humos son producidos por las elevadas temperaturas después de soldar el metal. Este vapor se condensa en pequeñas partículas de metal oxidado que salen en forma de humo de la soldadura. Dependiendo del tipo de soldadura, podrán estar presentes óxidos de Aluminio, Cadmio, Cromo, Cobre, Hierro, Plomo, Manganeso, Níquel, Titanio, Vanadio. Los gases, como el Dióxido de Nitrógeno y Monóxido de Carbono, se generan por la descomposición de los revestimientos de electrodos y la acción de los rayos ultravioleta. Los humos, partículas de metales tóxicos que se producen durante los trabajos de soldadura, generalmente tienen diferentes composiciones.

3.8. Conclusiones del capítulo 3

- ✓ Los cálculos de resistencia de la unión tubo-brida soldada en las bocinas demuestran que el fenómeno de agrietamiento no está ocasionado por el tipo de unión a solape sino por el tipo de metal base que se emplea actualmente, donde existe mayor resistencia en la unión soldada.
- ✓ Se determinó a través del análisis espectral que el acero trabajado es AIS 1020 en las bridas y tubos donde esta especificado en los planos, lo cual al hacer el ensayo se parte por la zona de influencia térmica donde incrementan la posibilidad de grietas en el metal base.
- ✓ Se determinó mediante los ensayos de torsión que el problema no está en la soldadura a solape sino en el metal base donde esto se confirma mediante trabajos anteriores.

Conclusiones generales

- ✓ Al concluir todos los métodos empleados se determina que la resistencia mecánica para la soldadura a solape es satisfactoria ya que la misma es resistente mediante el ensayo de torsión, también se comprobó que el problema está en el material base y no en el material de aporte de unión tubo-brida de los transportadores Jacoby lo cual afirma que en tesis anteriores se dijo que la soldadura a solape es resistente en dicho equipamiento dando así la seguridad y precisión del cambio del metal base por otro metal más resistente que el metal actual.
- ✓ Las muestras metalográficas analizadas en la unión tubo-brida presentan las mismas morfologías, desde la estructura ferrita – perlita hasta lo cual está motivado por el cambio de temperatura que existe entre la brida y el tubo y por la temperatura de fusión del proceso.
- ✓ Al efectuar la valoración económica del costo de inversión en consideración con gastos de materiales, como de materia prima el costo es de 53700 CUP, para realizar el cambio del metal base y por concepto de ensayos mecánicos el costo es de 2700 CUP, para un costo total de se determinó que se incurre 49770 CUP.

Recomendaciones:

1. Realizar la unión de los tubos con las bridas de las bocinas del transportador Jacoby mediante la unión a solape aplicando el método de soldadura,(SMAW).
2. Efectuar un adecuado control de la calidad de fabricación o cambio del tubo siendo este el material base, de la unión del tubo-brida, con la metodología propuesta en este trabajo, enfatizando una nueva preparación de dicho metal; así como chequear después del cambio del mismo el funcionamiento de las bocinas de los transportadores Jacoby.
3. Es recomendable que en otras tesis se de el seguimiento de fabricar los tubos con un acero más recomendable para evitar la rotura del tubo de dicha unión lo que podrá resistir las altas temperaturas provocadas mediante la soldadura a solape y las provocadas por el mineral caliente que pasa por dentro de tubo, lo cual garantizara una producción estable en los transportadores en las bocinas de los transportadores.
4. Realizar la unión tubo-brida mediante la soldadura a solape teniendo en cuenta los cálculos de resistencia y el análisis micro estructural a partir de los resultados alcanzados en la investigación.

BIBLIOGRAFÍAS

1. Alfonso, E. Apuntes sobre la interrelación composición – microestructura y propiedades del acero. Monografía. ISBN 959 – 16 – 0188 - 3. Universidad de Matanzas. 2002.
2. Alpsten, G.; Tall, L., "Residual stresses in heavy welded shapes", Welding Journal, vol 49, marzo pp. 123-127, 1970.
3. ANSI/AWS D1.1-96 Structural Welding Code: Steel. The American Welding Society, 1996.
4. AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE. API RP 570: Inspection, repair, alteration and rerating of in - service piping system, Second Edition - Addendum 2, USA, 2001. 111 p.
5. American Welding Society (AWS) "Welding Handbook". 8va Edición. 1996.
6. Ashby, M., Engineering Materials 1. An Introduction to their Properties and Applications. Second Edition. Department of Engineering, University of Cambridge, UK. ISBN 0 7506 3081 7. p 131 – 140. 1996.
7. Asad, M.; Girardin, F.; Mabrouki, T.; Rigal, J., Dry cutting study o fan aliminium alloy (A 2024- T351) a numerical and experimental approach, International Journal of material Forming, 1 (1) 499 – 502, 2008.
8. Baek, J., Kim, W., Kim, Y. Comparative study for various repair methods of in-service pipeline using full scale burst test. In: WORLD GAS CONFERENCE, 23º, 2006, Amsterdam, Netherlands. 11 p.
9. Bailey, N. Weldability of Ferritic Steels. The Welding Institute, 1995.
10. Bakker, F. J. Y Horestreydt A. J. W. Soldadura por arco, Madrid, 1968.
11. Barreiro, A. J. Aceros especiales, 3ª. ed. Madrid, 1966.
12. Beckert, Manfred. Grundlager der Schweisstechnik. Berlín. Ed. Veb Verlag Technik. 1985. 203 p.
13. Bengton, U., Design requirements materials properties a basic for materials selection. American society for testing. USA: 230 - 250, 1991.
14. Bonifaz, E., Finite Element Analisis of heat flor in single pass are welds. Welding Journal .May 2000.

15. Burgos, J., Tecnología de soldadura. Ed. Pueblo y Educación. 1987.
16. Blunt, Jane and Nigel C. Balchin (2002). *Health and Safety in Welding and Allied Processes*. [Cambridge](#): Woodhead. [ISBN 1-85573-538-5](#).
17. Bruce, W.; Harwig, D.; Harris, I.; Gordon, J.; Sullivan, M.; Neary, C., Development of internal repair technology for gas transmission pipelines. GTI CONFERENCE AND EXHIBITION, 2004, Phoenix, Arizona, USA.
18. Callister, W. Materials Science and Engineering. An Introduction. Fifth Edition. Department of Metallurgical Engineering. University of Utah John Wiley & Sons, Inc. 1999. 8195 p. ISBN 0 – 471 - 32013 - 7.
19. Castellanos, R. Caracterización del mecanismo de rotura del tramo #5 del transportador de mineral de tornillo sinfín de la planta de Horno de Reducción de la Empresa Comandante Ernesto Ché Guevara. Trabajo de diploma. ISMMM. 2008.
20. Cisilino, A.; Chapetti, M.; Otegui, J., Minimum thickness for circumferential sleeve repair fillet welds in corroded gas pipelines. *International Journal of Pressure Vessel and Piping*, v. 79, p. 67 – 76, 2002.
21. Cortés, P.; D’oliveira; A., Trincas de Solidificação e Liqueação de Aços Inoxidáveis AISI 904L Soldados por Arco Eléctrico, 1º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação. Curitiba PR, 2001.
22. Cho, J.; Lee, B.; Moon, Y.; Van Tyne, C., Investigation of residual stress and post weld heat treatment of multi-pass welds by finite element method and experiments. *Journal of materials processing technology* 155-156 1690-1695, 2004.
23. Daz, G., Kittl, P. y Rosales, M., Probabilistic design and quality control in probabilistic strength of materials. *Int. J. Solids Struct.*, 40 5001 5015, 2003.
24. 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.
25. Elgueta, M.; Kittl, P., Probabilistic control of materials by a simulation method. *Materials & Design*, 28 (2007) 1919 - 1922.

26. EMPRESA CUBANA DEL PETROLEO. Regulación para el transporte de hidrocarburos gaseosos por ducto, Código DO -DU/R 0101, Revisión 00, Cuba, 2000. 81 p.
27. Especificaciones para electrodos de acero dulce para soldadura por arco eléctrico A.S.M.E. SFA 5.1 A.W.S. A 5.1, 2001.
28. Especificaciones para electrodos de acero con baja aleación A.S.M.E. SFA 5.5 A.W.S. A 5.5, 2001.
29. Fazzini, P. G; Otegui, J. L. Influence of old rectangular repair patches on the burst pressure of a gas pipeline. International Journal of Pressure Vessels and Piping, v.83, p. 27-34, 2006.
30. García, P; Casto, M., Metodología para la enseñanza práctica de soldadura por arco eléctrico. La Habana: Editorial Pueblo y Educación, 1983. 256 p.
31. García, Y.; Burgos, J., Obtención de campos de temperaturas en juntas soldadas mediante el empleo de MEF. Revista de la Facultad de Ingeniería. 18 (2) 12 – 21, 2003. Disponible en <http://www.relevo.com.ve/programa/indice/ria-pbp>. Acceso Mayo 2011.
32. García, Y.; Burgos, J.; Gil, F.; Rivalta, J., Obtención de Tensiones Residuales a lo Largo de un Cordón de Soldadura Mediante Métodos Analíticos y Experimentales. Soldagem Insp., Vol. 11, No. 2, 4 -9, 2006.
33. Gedeon, S. A., Eagar, T. W. Análisis termodinámico de la absorción del hidrógeno en la soldadura. Revista de soldadura. Julio 264s - 271s. 1990.
34. Giraldo, J. E. y Chaves, C. A. El agrietamiento Inducido por Hidrógeno en Soldadura de Acero, Dpto. de Ingeniería Mecánica, Universidad Nacional de Colombia, 2000.
35. González, Vázquez. Manual de Soldadura a Fuego. Plátano Editora. Lisboa. 1978. 198 pp.
36. Guliaev, A. Metalografía. Tomo I. Moscú. Editorial MIR. 1983. p. 53 - 89.
37. Guliaev, A. Metalografía. Tomo II. Moscú. Editorial MIR. 1983. p 17 – 22.
38. Guliar, A. P. Metalografía, Tomo 1 y 2. Editorial. MIR MOSCÚ. 1978.

39. Glizmanenko, O. L. “Soldadura y corte de metales”. La Habana. Instituto Cubano del Libro. 1975. 472 pp.
40. Grace, P. In - service welding of steel pipelines. SECOND NATIONAL STEEL CONFERENCE, 2003, Australia.
41. Haber-Guerra R. E., Haber R.H., Peres C.R., Alique A., Ros S., “Model of the milling process on the basis of cutting force: A Neural network approach, Advances in Neural Networks and Applications (N. Mastorakis Ed.), Vol. I, 378-384. (2001).
42. Hernández, G., Manual del soldador, Madrid CESOL, decimoquinta edición, 2006.
43. Hicks, John (1999). *Welded Joint Design*. New York: Industrial Press. [ISBN 0-8311-3130-6](#).
44. James, M.; Back, O., Medidas no destructivas cuantitativas de Tensiones Residuales. CRC, Revisión crítica en ciencias de los materiales en estado sólido. Vol. 9, Issue 1. 1980.
45. James, M., In Handbook of Measurement of Residual Stresses, Edited by J. Lu, Society for Experimental Mechanics, Inc., pp. 1-4. 1996.
46. John, W.; Price, H.; Anna, R.; Ziara-Paradowska, Suraj, J.; Finlayson, T., Comparison of experimental and theoretical residual stresses in welds: the issue of gauge volume. International Journal of Mechanical science. 50 (11) 513 – 521, 2008.
47. Kedzierzawski, P., "Hydrogen Trapping in Iron and Iron Alloys", Hydrogen Degradation of Ferrous Alloys, 1st. Ed., Noyes Publications, 271 - 288, New Jersey, USA. 1985.
48. Key to Steel. Fracture Toughness. Key to Steel Web Site. 2002. Disponible en la World Wide Web en <http://www.key-to-steel.com/>
49. Kiefner, J.; Trench, Ch., Oil Pipelines Characteristics and Risk Factors: Illustrations from the Decade of Constructions. Report for American Petroleum Institute, USA, 2001.
50. Koren, Y., Control of Machine Tools, Journal of Manufacturing Science and Engineering 119, pp.749 – 755, 1997.

51. Kurzydowski, K. J., Nykyforchyn, H., Lunarska, E., Tsyruynyk, O.; Ciupinski, . Susceptibility to stress corrosion in transport oil pipeline steels exposed to long time service conditions. 2001. Extracted on June 17 of 2004 from web site <http://www.half.kth.se/forskning/ecf15/ECF-proceedings/Kurzydowski%20K-%20etal.pdf>.
52. Lancaster, J., Metalúrgia de la soldadura. Sixth Ed., 256-268, Woodhead Publishing, Abington Cambridge, England. 1999.
53. Lajtin, Y., Metalografía y tratamiento térmico de los metales. 1ed.Editorial Mir Moscú. 1973. P 359 – 360.
54. Lamber A. y Herrero E. Libro de registro de datas y averías. Planta de Hornos de Reducción: Empresa Comandante Ernesto Ché Guevara. Moa, Cuba. 2000-2006.
55. Lippold, J.; Kotecki, D.,Welding Metallurgy and Weldability of Stainless Steel. EE.UU: John Wiley & Sons Inc, 2005.
56. Macherauch E. y Kloos K. H. Conferencia en ciencia y tecnología de tensiones residuales. Vol. 1, Garmisch-Partenkirchen, DGM-Verlag, Oberursel, pp. 3 - 26. 1986.
57. MATERIALES. Bohler special steel manual for PC. Versión 1.1. 1996.
58. Maroef, I.; Olson; D. L., Eberhart; M., y Edwards; G. R. Hidrógeno atrapado en la soldadura de un acero ferrítico. Revisión Internacional de materiales. 47(4), 191-223. 2002. Mathar J. Transacciones ASME, 56, (4), pp. 249 - 254. 1934.
59. Masubuchi K. Análisis de estructuras soldadas. Pergamon Press, Elmsford, N. Y. 1980.
60. Meriño, G. Conformación, soldadura y endurecimiento de metales con explosivos. Reporte de aplicación. Cenic. La Habana. 1977.
61. Meyer, H. J. Grietas Laminares en Construcciones Soldadas. II Conf. On Significance of Defecte in Welds, Welding Inst. London. 1968.
62. Mikliaev, P. G. Anisotropía en las propiedades mecánicas de los metales. Ediciones Metalurgia. Moscú. 1986.

63. Modenesi, P. J., Apolinário, E. R., Pereira, I. M., “TIG welding with single-component fluxes”, *Journal of Materials Processing Technology*, V. 99, pp. 260-265. 2000.
64. Nangel, D. Tensión y propiedades de deformación de aceros estructurales en la dirección del espesor. *Metal Const.* Nro 2, Vol. 64. 1969.
65. Nicholls D. M. Grietas laminares en Aceros Laminados en Caliente. *Brit. Welding Journal.* Nro 3, Vol. 15. 1968.
66. Oddy, A.; McDill, J., Burn through prediction in pipeline welding. *International Journal of Fracture*, v. 97, n. 4, p. 249 - 261, 1999.
67. Oriani, R. A. La física y la metalurgia Aspectos del Hidrógeno en el metal. ICCF4, Fourth International Conference on Cold Fusion", Lahaima Maui, Electrical Power Research Institute 3412, Hillview Av., Palo Alto CA 94304, USA. 1993.
68. Oystein Grong, Modelación Metalúrgica de la soldadura. 2da Ed. P 509 – 526. Instituto de Materiales, Londres, Inglaterra. 1994.
69. Palmer - Jones, R.; Paisley, D., Repairing Internal Corrosion Defects in Pipelines - A case study. In: INTERNATIONAL PIPELINES REHABILITATION AND MAINTENANCE CONFERENCE, 4º, 2000, Prague.
70. Papadakis, G. Major Hazard pipelines, a comparative study of onshore transmission accidents. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, v.12, p. 91-107, 1999.
71. Paris, P.; Erdogan, F., , “A Critical Analysis of Crack Propagation Laws”, *Journal of Basic Engineering*, Transactions of the ASME, V. 85, pp. 528-534. 1963.
72. Pástor, M., Introducción a la Metalurgia de la Soldadura. Ecuador: Editorial ESPOCH, 2002. p.56.
73. Pérez, P. Y. Tesis en opinión al título de ingeniero mecánico, 2007.
74. Pero - Sanz, J. A. “Ciencia de los materiales. Metalurgia Física: Estructura y Propiedades”, Editorial DUSSAT SA, 1999. España.
75. Pero - Sanz, J. A. “Ciencia de los materiales. Metalurgia Física: Estructura y Propiedades”, Editorial DUSSAT SA, 2000, 3ra Edición. p 393 - 502. España.

76. Pekka Nevasmaa. Predictive Model for the Prevention of Weld Metal Hydrogen Cracking in High Strength Multipass Welds. Doctorate thesis, University of Oulu, Faculty of Technology. 2003.
77. Pitrun, M. The Effect of Welding Parameters on Levels of Diffusible Hydrogen in Weld Metal Deposited Using Gas Shielding Rutile Flux Cored Wires, doctorate thesis, The University of Wollongong, Dpt. of Materials Engineering. 2004.
78. Ramírez, A.; Cerpa, S.; Mejías, G.; León, J.; Quintero, A., Soldadura de un acero inoxidable duplex 2205 por el proceso de soldadura GTAW. Revista Latinoamericana de Metalurgica y Materiales 2006; 26 (1): 43-50.
79. Ramírez, G., introducción a la técnica de ensayo no destructivos, Ed. Instituto Nacional de técnicas aeroespaciales, Madrid, 1980.
80. Reshetov, D. Elementos de Máquinas. La Habana: Ed. Pueblo y Educación, 1985. 830p.
81. Rodríguez, H. Metalurgia de la Soldadura. Edit Pueblo y Educación 1983. 613 pp.
82. Rodríguez, I. R, Fernández, T. C, Llaca, I. M. Comportamiento de la resistencia mecánica en tubos, de materiales dúctiles, con agujero, empleando técnicas MEF. IV C. C. I. M. Habana. Cuba. 2006.
83. Rodríguez, I. R, Fernández, T. C, Guardado, R, L, Ngendanzi, V. Modelación por Elementos Finitos de la ruptura del tubo en el transportador de mineral laterítico reducido. Revista Geología Minería, Instituto Superior Minero Metalurgico Moa (ISMMM), Volumen XXIII, 2007. No. 4. Cuba. ISSN1993 - 8012. 2007.
84. Rodríguez, I.; Fernández, T.; Velázquez, A.; Muñoz, J.; González, V. 2010. Caracterización de la rotura del transportador sinfín de mineral laterítico sometido a altas temperaturas. Revista Geología y Minería, 26 (3): 15-24.
85. Rodríguez, I. Método para el cálculo de la fractura tridimensional de tramos horadados en transportadores sinfín de minerales lateríticos de la Empresa “Comandante Ernesto Che Guevara”. Tesis en opción al grado científico de Doctor en Ciencias Técnicas. ISMMM. 2011.
86. Seferian, D. Metalurgia de la soldadura. Ed. Revolucionaria. 1966. 397 pp.

87. Schajer G. S. Hole-Drilling Residual Stress Calculation Program (H-DRILL), V. 2.2. 2001.
88. Shigley, J. E. Elementos de Máquinas. La Habana: Ed. Pueblo y Educación, 1985.
89. Stout, R. D. and Doty, W. D. Weldability of Steels. Welding Research Council, 1971.
90. Taylor, L. G. Aspectos Metalúrgicos de las propiedades mecánicas de metales soldados. Weld and Metal const. Nro 5. 1975.
91. Varela, A. Presentación de Metalurgia Física II. Octubre de 2003. Disponible en el World Wide Web. <http://www.metallography.com/bboard/forum.html>
92. Watanabe, M. Grietas laminares. Welding in Shipbuilding. Welding Inst. London. 1962.
93. Weld Cracking, Lincoln Electric Co. 2001.
94. Wilson, W. G. Minimición de las grietas laminares mediante la elevación de la ductilidad en la dirección Z. Welding. Journal. Nro 11. 1974.
95. Wormigton, H. Grietas laminares en Planchas de Acero calmados con Silicio. Weld and Metal Const. Nro 9, Vol. 35. 1967.
96. Zinn W. y Scholtes B. In Handbook of Residual Stresses and Deformation of Steel, Edited by G. Totten, M. Howes and T. Inoue, ASM International, pp. 391 - 396. 2002.
97. Zuñiga, R. Tecnología de la soldadura eléctrica por fusión. Edit Pueblo y Educación. 350 pp. 1987.
98. Weman, Klas (2003). *Welding processes handbook*. New York: CRC Press LLC. [ISBN 0-8493-1773-8](https://doi.org/10.1201/9781420000000).

ANEXO 1

Fotos de torsión y normales de las bocinas.





ANEXO 3

Resultados de los ensayos de torsión para los proceso (SMAW).

Ensayos	Resultados.	Electrodos	Esfuerzo Máximo
1	Satisfactorio	EL-12/2.5mm y E-7018	4500000 N/m ²
2	Satisfactorio	EL-12/2.5mm y E-7018	4400000 N/m ²
3	Satisfactorio	EL-12/2.5mm y E-7018	4500000 N/m ²
4	Satisfactorio	EL-12/2.5mm y E-7018	4400000 N/m ²



Anexo 4

Plano de fabricación del Jacoby de la empresa

ANEXO 2

Gráfica del ensayo de torsión

