

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

**Tesis en opción al título de Master en electromecánica**

# **Comportamiento de la unión soldada en el tramo IV del transportador Jacoby**

**AUTORA: Lic. Marjoris Utria Jiménez**

**TUTORES: Dr. C. Isnel Rodríguez González.  
ISMMM “Dr. Antonio Núñez Jiménez”  
Moa – Holguín**

**Dr. C. Tomás Fernández Columbié  
ISMMM “Dr. Antonio Núñez Jiménez”  
Moa – Holguín**

**Moa - 2012  
“Año 54 de la revolución”**

# RESUMEN

## **RESUMEN.**

En el trabajo se realiza un análisis del comportamiento de la unión soldada en el tramo IV 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 cordón de soldadura se ejecuta con el apoyo de los ensayos de resistencia mecánica y espectral, así como la determinación de microscopía óptica. Con los resultados se estableció el método de soldadura más apropiado para la unión de la brida con el tubo, lo cual se logra empleando la combinación de los procesos SAW y SMAW, así como la unión a solape tubo-brida.

## **ABSTRACT**

In the work he/she is carried out an analysis of the behavior of the union welded in the tract IV of the transporter of screw numberless (Jacoby), of the Company Major Ernesto Che Guevara, which transports the mineral laterítico from the ovens until the coolers. The analysis of the cracking in the welding cord is executed with the support of the rehearsals of mechanical and ghasly resistance, as well as the determination of optic microscopy. With the results the most appropriate welding method settled down for the union of the flange with the tube, that which is achieved using the combination of the processes SAW and SMAW, as well as the union to it overlaps tube-flange.

# ÍNDICE



## Índice

Contenido:	Pág
Introducción	I
<b>CAPÍTULO I. MARCO TEÓRICO Y ANTECEDENTES DE LA INVESTIGACIÓN</b>	<b>6</b>
1.1 Introducción.	6
1.2 Operacionalidad de los transportadores de mineral del tipo Jacoby	6
1.2.1. Caracterización de los tubos averiados	8
1.3. Generalidades de los aceros al carbono para la soldadura	8
1.3.1. Composición química de los aceros	10
1.3.2. Influencia de los elementos de aleación en el proceso de soldadura	10
1.4. Agrietamiento en uniones soldadas	12
1.4.1. Grietas en caliente de las uniones soldadas	12
1.5. Tensiones residuales y distorsión	14
1.5.1. Tensiones residuales en la soldadura	14
1.6. Transformaciones físico-químicas y estructurales que ocurren en la soldadura	18
1.6.1. Modificaciones estructurales de la zona fundida (ZF)	18
1.6.2. Modificaciones estructurales y físico – química en el metal base (MB)	19
1.7. Soldadura de tuberías	22
1.8. Método de elementos finitos (M.E.F)	23
1.9. Conclusiones del Capítulo I	25
<b>CAPÍTULO II. MATERIALES Y MÉTODOS</b>	<b>27</b>
2.1 Introducción	27
2.2 Preparación metalográfica de la probeta	27
2.2.1. Desbaste y pulido	28
2.2.2. Limpieza y lavado de las superficies a investigar	28
2.2.3 Ataque químico de las muestras	28
2.3. Determinación de la composición química	28
2.4 Determinación de las propiedades mecánicas	29
2.4.1 Diseño experimento	30
2.4.2 Métodos empleados para soldar las probetas	30
2.4.3. Probetas soldadas para ensayo de tracción y doblado (GMAW)	31
2.4.4 Propiedades mecánicas de los electrodos a utilizar	31



2.5 Análisis microestructural por el método de examen microscópico	32
2.6. Cálculo del carbono equivalente	33
2.6.1. Cálculo de la temperatura de precalentamiento para la soldadura	33
2.6.2. Cálculo de la resistencia del cordón de soldadura	34
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. Pasos a seguir para la modelación por el MEF	38
2.12. Conclusiones del Capítulo II	41
<b>CAPÍTULO III. ANÁLISIS Y VALORACIÓN DE LOS RESULTADOS</b>	42
3.1. Introducción	42
3.2. Análisis de la composición química	42
3.2.1. Regímenes para la elaboración mecánica de las probetas de tracción doblado	46
3.2.2. Cálculo de la resistencia mecánica del cordón de soldadura a solape	47
3.2.3. Cálculo de la temperatura de precalentamiento para la soldadura	48
3.2.4. Verificación de la resistencia mecánica de la soldadura a tope	49
3.3. Verificación de la resistencia mecánica por Método de Elementos Finitos	50
3.4. Ensayos mecánicos tracción- doblado	53
3.5. Caracterización metalográfica	55
3.6. Resultados obtenidos a partir de la investigación	64
3.7. Valoración económica	65
3.7.1. Costo de fabricación de las probetas mecánica para ensayos.	65
3.8. Análisis del impacto ambiental	67
3.9. Conclusiones del Capítulo III	69
<b>Conclusiones Generales</b>	70
<b>Recomendaciones</b>	71
<b>Bibliografía</b>	72
<b>Anexos</b>	80

# INTRODUCCIÓN



## **INTRODUCCION**

La Industria Cubana del Níquel con más 60 años de creada, a partir del año 2000 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 y aparatos para su desarrollo, lo que permitirá ir incrementando 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 cubana, ya que su precio cobra gran auge en el mercado internacional.

Para cumplir estos lineamientos a mediano y largo plazo, se requiere que paralelamente al crecimiento progresivo de la producción se perfeccionen los parámetros y regímenes de trabajo de las instalaciones y el equipamiento tecnológico, para explotar de una forma más racional y eficiente las grandes reservas de recursos minerales existentes en los yacimientos niquelíferos de la región oriental de Cuba y se perfeccione el sistema de extracción minera; lo que garantizará la existencia de un proceso productivo continuo.

Dentro de los equipos empleados en el proceso de producción de la empresa se encuentran los transportadores de mineral, específicamente 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 amplio 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 Problémica** de la investigación la constituye:

Los tramos del transportador están formados por tubos, unidos en sus extremos o puntas en formas de bocina, la unión se realiza a través de cordones de soldadura, luego es acoplado al otro tramo a través de bridas con tornillos (figura 1) y por su interior el tornillo sinfín.

En los últimos tiempos la planta de hornos se ha visto afectada por las numerosas roturas de dichos tramos, principalmente por la zona soldada en el tramo cuatro, el cual presenta roturas con mayor frecuencia (ver anexo 1), estas roturas 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 los tramos, además de afectar el plan de la producción, así como grandes daños al medio ambiente debido a las fugas de mineral y gases tóxicos.

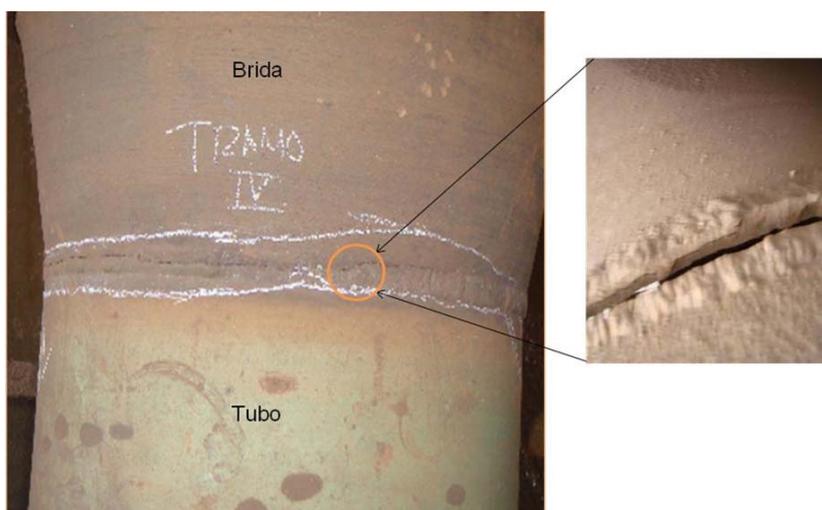


Figura 1. Unión por soldadura del tramo del Jacoby.



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

Las teorías existentes no fundamentan el comportamiento de la unión soldada a tope por diferentes procesos de soldadura entre el tubo y la brida que componen el tramo IV del transportador Jacoby.

Como **objeto de la investigación** se establece: Unión a tope del tubo y la brida de acero AISI 1020 en el tramo IV del transportador.

El **campo de la investigación** es: Soldabilidad del acero AISI 1020 del tramo IV de los transportadores Jacoby.

Sobre la base del problema a resolver se establece la siguiente **hipótesis**: La combinación de los procesos de soldadura por el método SAW Y SMAW para la soldadura de la brida y el tubo que componen el tramo IV del transportador Jacoby, garantiza una soldabilidad adecuada de la unión y disminuye las posibilidades de agrietamiento por aparición de microestructuras anómalas y disminución de la resistencia favorecidas por el método GMAW empleado anteriormente.

A partir de la hipótesis planteada se define como **objetivo del trabajo**: Proponer, sobre la base de criterios científicos un método de soldadura que supere las deficiencias provocadas por el método GMAW en la calidad de la unión brida y el tubo del tramo IV de los transportadores Jacoby.

Se definen los siguientes **objetivos específicos**:

1. Establecer el comportamiento microestructural del material del cual está fabricado el tramo cuatro, así como del cono (brida) que permite realizar la unión de los tramos del transportador.
2. Caracterizar a partir del análisis microestructural el comportamiento del cordón de soldadura en la zona fundida (ZF) y la zona de Influencia térmica (ZIT) obtenido de los diferentes procesos de soldadura por arco eléctrico y afectado por el agrietamiento.
3. Proponer a partir de los resultados obtenidos de los procesos de soldadura por arco eléctrico, del análisis del tipo de junta actual y la simulación por el MEF, otra forma de unión de los tramos para disminuir el agrietamiento en los cordones.

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

1. Establecimiento del estado del arte y sistematización de los conocimientos y teorías relacionadas con el objeto de estudio.
2. Planificación, diseño y realización de experimentos.
3. Análisis de los resultados y obtención del comportamiento microestructural de la zona fundida (ZF) y la zona de influencia térmica (ZIT) obtenido de los diferentes procesos de soldadura por arco eléctrica.
4. Análisis de los efectos de las variables empleadas para determinar el agrietamiento en los cordones de soldadura que unen los tramos del transportador de mineral laterítico del tipo Jacoby.
5. Análisis de los resultados y fundamentación del agrietamiento en los cordones de soldaduras de los tramos del transportador Jacoby.
6. Planteamiento de las ventajas económicas de la aplicación de la metodología propuesta.

Los **métodos Investigativo** empleados para dar cumplimiento a la realización del trabajo son:

**Los métodos teóricos** permitieron estudiar las tendencias actuales relacionadas con los diferentes procesos de soldadura que se realizan por arco eléctrico, los cuales a su vez, según la temperatura del ciclo térmico pueden provocar tensiones y distorsiones en los cordones de soldadura, todos ellos en unión, facilitaron la construcción de los modelos e hipótesis de la investigación, crearon las condiciones para tener en cuenta las características fenomenológicas y superficiales, contribuir al desarrollo de las teorías científicas.

**Dentro de los métodos teóricos los más empleados fueron:**

- **Análisis y síntesis:** división y unión abstracta de las variables empleadas en el trabajo, el comportamiento microestructural de la zona fundida y de la zona de influencia térmica así como de las tensiones residuales obtenidas del proceso de



soldadura, en sus relaciones y componentes para facilitar su estudio.

- **Inducción y deducción:** la inducción permitió arribar a proposiciones generales a partir de hechos aislados y la deducción posibilitó, a partir del estudio de conocimientos generales de los métodos de cálculo del proceso de soldadura, inferir particularidades para un razonamiento lógico.
- **Los métodos históricos:** posibilitaron el estudio detallado de los antecedentes, causas y condiciones históricas en que surgió el problema.
- **Los métodos lógicos:** se basaron en el estudio histórico del fenómeno de la resistencia de materiales, de los regímenes de soldadura y de la simulación, en objetos de la ingeniería mecánica y metalúrgica.
- **La modelación:** se crearon abstracciones para representar la realidad compleja del fenómeno metalográfico, del proceso de soldadura.

**Los métodos empíricos:** explican las características observables y presuponen determinadas operaciones prácticas, tanto con los objetivos, como con los medios materiales del conocimiento utilizado. Estos métodos se expresan a través de las técnicas de la observación, documentación, la comunicación personal e impersonal y la experimentación.

# CAPÍTULO I

## **CAPÍTULO 1. MARCO TEÓRICO Y ANTECEDENTES INVESTIGATIVOS**

### **1.1. Introducción**

El estudio de fallas de elementos que operan a temperaturas elevadas constituye uno de los principales focos para las industrias del níquel, en esencial, a la planta de Hornos de Reducción de la Empresa “Comandante Ernesto Che Guevara”, por las incalculables pérdidas económicas y efectos sociales que implican para 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, ya que las temperaturas y el tiempo afectan la durabilidad de los mismos bajo la acción de los esfuerzos. Sin embargo, un análisis del tiempo de rotura o falla no está completo sin los consiguientes criterios metalográficos para establecer el mecanismo de la falla inicial.

En el presente capítulo se establece como objetivo realizar un análisis de la bibliografía existente que permita definir el estado del arte en la temática abordada y sustentar los resultados alcanzados en la investigación.

### **1.2. Operacionalidad 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 amoniacal. 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 dichos tramos principalmente por la zona soldada. Con este trabajo pretendemos realizar un estudio a los tramos 2, 3 y 4, 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 los tramos, 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. Caracterización de los tubos averiados

La forma de la falla en los tubos de los transportadores Jacobi está muy extendido en plantas de níquel puesto que de manera general se comporta de la misma manera (Lambert 2000; 2001; 2002; 2004; 2005 y 2006).

Los transportadores sinfín de la planta (ver figura 1.3) son elementos anulares con una longitud total de 30,867 m, apoyados sobre seis pares de rodillos con artesa en “V” y 10 secciones o tramos (designados convencionalmente por I; II; IIA; III; IIIA; IV; IVA; V; VI y VIA) cuyas longitudes varían entre 2 115 y 3 000 mm. El diámetro exterior es de 565 mm y el interior de 533 mm.

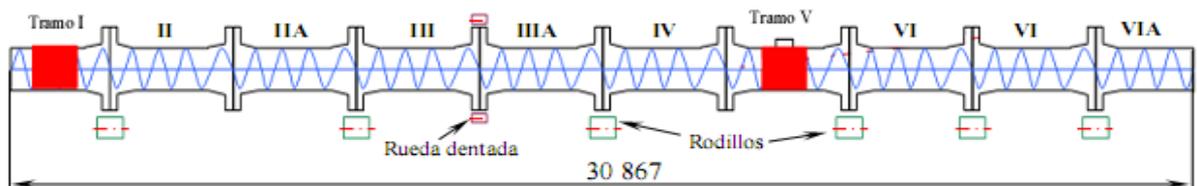


Figura 1.3. Esquema del transportador sinfín empleado en la UBP Hornos de Reducción.

Fuente: Rodríguez (2011)

El cuerpo de los tubos del transportador es de 565 mm de diámetro con una longitud de 2 500 mm con dos rodillos de apoyo como cojinetes de contacto plano y tres agujeros de 350 mm X 150 mm cada uno, situados radialmente a 120°

Rodríguez *et al.* (2006) realizaron ensayos de dureza, análisis químico y se construyeron probetas metalográficas para identificar las características microestructurales del material de los cilindros. De dichos ensayos se obtuvieron conclusiones que permitieron determinar, a partir de la morfología de los defectos y su interacción con las características geométricas, el origen de las grietas, su modo de propagación, y su relación con la acción combinada de efectos del medio y condiciones de carga. De este modo se pueden establecer medidas para la prevención de la aparición de la rotura.

Rodríguez (2011) posibilitó establecer a través del estudio fractográfico la forma de propagarse las grietas que producen la posterior fractura, evidenciándose un comportamiento elasto-plástico en el frente de las grietas. A través del empleo de la simulación con el método de los elementos finitos (MEF), se establecieron las características tenso-deformacionales a temperaturas entre 650 y 700 °C y condiciones de cargas similares a las de trabajo. Los ensayos a escala de laboratorio y la aplicación a escala industrial posibilitaron predecir los tamaños críticos de grieta, en las direcciones predominantes, para garantizar condiciones seguras de operación sin que se produjera la rotura catastrófica de los tramos según las condiciones analizadas.

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

Las inestabilidades metalúrgicas son los cambios que ocurren en la estructura metalográfica originados por permanencias a altas temperaturas. Cuando un material es muy propenso a estos cambios a elevadas temperaturas, se modifican y disminuyen las

propiedades que lo caracterizan por el surgimiento o aparición de estructuras anómalas.

Muchas han sido las causas aparejadas a roturas de componentes de hornos industriales en condiciones de servicio, sin embargo, la más común encontrada en la literatura es la fragilización en caliente por procesos de solidificación, envejecimiento, fluencia, fatiga o corrosión bajo tensión.

En el desarrollo de la investigación se consultaron diferentes trabajos y estudios, la revisión bibliográfica estuvo dirigida en líneas fundamentales: la información relacionada con el enfoque teórico - metodológico y los trabajos que sobre el tema de la caracterización de la rotura del transportador desde el punto de vista científico, técnico y práctico se han efectuado en los últimos años.

Lambert y Herrero (2002) que abordan la temática relacionada con el análisis de la estabilidad operativa y capacidad de los transportadores de tornillos sinfín (Jacoby), siendo este muy necesario en la realización de este trabajo, evalúan el comportamiento de los Jacoby en cuanto a su estabilidad operativa y capacidad, donde se encontraron algunos problemas que conspiran contra estos aspectos; las causas que originan los mismos son muy diversas y no solo se circunscriben al Jacoby, sino también a los hornos, por lo que las propuestas de solución abarcan a ambos equipos.

Lambert y Herrero (2004); Rodríguez et al.(2007), realizaron un reporte de avería del tramo número cinco del transportador (Jacoby), donde se demostró que la principal causa de roturas es la formación de grietas favorecidas por las irregularidades de la superficie cortada con electrodos de carbón y los radios inadecuados de los extremos, las cuales se forman en los puntos de concentración de tensiones y crecen con la presencia de la fatiga del material debido a las condiciones de trabajos del mismo, más cuando sean violado las indicaciones del proyecto de fabricación 304.539. 13 .7. 1. 01.

Herrero (2005) comprobó las posibilidades de los transportadores del tipo Jacoby, estableciendo una metodología de cálculo, en la cual se hace una estimación de la capacidad del mismo, analizó la capacidad de la cuchara y la reserva para una capacidad del equipo de 21 t/h por hornos.

### **1.3. Generalidades de los 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 presoldadura 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).

### 1.3.1. Composición química del acero AISI 1020

La composición 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. Composición 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

### 1.3.2. Influencia de los elementos de aleación en el proceso de soldadura

Según Rodríguez (1983); González (1978); García (1983), La soldabilidad de un material está dada por tres factores, de ellos el factor material es el que se refiere a la

influencia de la composición química, método de fusión, existencia de impurezas, grado de desoxidación y las operaciones precedentes (laminado, forja y tratamiento térmico), también depende de la relación de las impurezas, elementos de aleación y el carbono.

El grado de soldabilidad representa una característica cualitativa o cuantitativa, la cual muestra cuanto varían las propiedades del metal al soldar bajo determinadas condiciones. Es posible establecer cuanto varían la resistencia, plasticidad, resiliencia y otras debido a la soldadura. Una de las características más sustanciales de la soldabilidad en aceros es la ausencia de grietas (Beckert, 1985).

**Carbono:** Este elemento, como en los aceros al carbono, sigue siendo el fundamental para la determinación de las propiedades mecánicas tecnológicas. La temperatura de fusión y el peso específico, disminuyen con el aumento de este. Con su aumento, disminuye la soldabilidad, debido a que crece la templabilidad, por lo tanto la tendencia a la aparición de estructuras de mayor volumen específico en las uniones soldadas que ocasionan el surgimiento de tensiones internas y la disminución de las propiedades mecánicas.

**Silicio:** Es un elemento reductor (desoxidante), al igual que el manganeso. Para desoxidar determinados aceros para piezas fundidas se añade hasta 0,8 %. En las uniones soldadas, la cantidad de este elemento debe limitarse por el aumento de la fragilidad (debido a que los cristales mixtos de hierro y siliciuro de hierro FeSi son de poca plasticidad); no influyendo negativamente si no sobrepasa el 0,3. .

**Manganeso:** Es un elemento que actúa como desulfurante y desoxidante en la obtención del acero. Este no empeora la soldabilidad si su contenido no sobrepasa el rango de 0,3 a 0,8 (%). En los aceros de mediano contenido de manganeso (1,8 a 2,5 %), aumenta la templabilidad y la tendencia a la formación de grietas.

**Cromo:** Dificulta la soldadura porque acelera la oxidación del metal, forma uniones químicas con el carbono, aumenta la dureza del metal en las zonas de transición. Cuando existe una correcta selección del régimen de soldadura, de los materiales de aporte y también con la observación del proceso tecnológico, no influye en la soldabilidad.

**Molibdeno:** Este elemento aumenta la templabilidad del acero durante los procesos de soldadura, generalmente su contenido está limitado a pequeños valores. En caso de los aceros de mediana aleación, la adición de una pequeña cantidad eleva la temperatura de recristalización de la ferrita por lo cual aumenta la resistencia a elevadas temperaturas.

**Níquel:** En contenidos de 3 a 5 %, aumenta la resistencia sin aumentar la fragilidad de la unión soldada, sin embargo al superar estos valores, tiene tendencia al aumento de la templabilidad de la misma. Afina el grano, aumenta la plasticidad y no empeora la soldabilidad.

#### **1.4. Agrietamiento en uniones soldadas**

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

Algunos autores Masubuchi (1980); Susuki et al. (1984); EL - Hebeary et al. (2004); Satoh et al. (1975), plantean que el fenómeno del agrietamiento en frío se conoce como agrietamiento retardado o agrietamiento por hidrógeno. Constituye un agrietamiento que se produce generalmente a temperaturas inferiores a los 930<sup>0</sup>C inmediatamente después de culminada la soldadura, o luego de varias horas.

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

##### **1.4.1. Grietas en caliente**

Las grietas en caliente se forman en la zona fundida, o en la ZIT muy cerca de la línea de fusión, y a altas temperaturas, durante el período de cristalización del metal entre la

línea de líquidos y la de sólido, donde el metal se encuentra en estado bifásico o por debajo de la línea de sólidos (Weld Cracking, 2001).

Coinciden en plantear Oriani (1993); Park et al. (2002); Kedzierzawski (1985), que los aceros propensos a este tipo de agrietamiento son fundamentalmente los aceros rápidos o de libre maquinado, que presentan grandes contenidos de S y P, los que forman eutécticos de bajo punto de fusión (temperatura de fusión) que se acumulan durante la cristalización en las fronteras de granos aún en estado líquido mientras los granos ya solidificaron y que bajo el efecto de las tensiones de tracción propias de la soldadura provocan la rotura del material.

Fue Watanabe (1962), el primero en reportar grietas laminares en estructuras soldadas, más tarde durante la década de los sesenta aparecieron muchos trabajos al respecto, especialmente en Inglaterra, donde fue creado un Comité Nacional para atender este problema, donde se pueden destacar los trabajos de Nangel (1969); Meyer (1968); Wormington (1967) y Nicholls (1968).

El agrietamiento laminar se presenta en la mayoría de los casos, asociado al acto de la soldadura, en los primeros momentos fue considerado como un defecto de la misma. Sin embargo, en la actualidad está demostrado de que la causa fundamental parte de un defecto del metal base, específicamente relacionado con inclusiones no metálicas alargadas o en cadenas en dirección del laminado (Cho et al., 2004).

Afirman Paris y Erdogan (1963); Modenesi (2000); Grace (2003), que las grietas pueden ocurrir a medida que el cordón se enfría hasta la temperatura ambiente. El agrietamiento puede deberse a la contracción térmica del metal por el enfriamiento, lo cual puede ocasionar esfuerzos en el cordón. También pueden generarse grietas varios días después de realizado el cordón (agrietamiento en frío). Estas grietas se forman generalmente en la zona afectada por el calor, y sus posibles causas son la presencia de hidrógeno en metales base endurecibles, falta de holgura en la unión para compensar la contracción térmica lo cual originaría esfuerzos residuales y posteriormente grietas, y formación de martensita en aceros endurecibles a causa de un enfriamiento rápido de la unión. La martensita es una fase frágil susceptible a la formación de grietas y fractura cuando se aplican esfuerzos súbitos.

Para medir la susceptibilidad al agrietamiento laminar se han usado diferentes métodos y técnicas. Así, en John et al. (2008) se pueden encontrar:

- Métodos metalográficos.
- Métodos de medición de propiedades mecánicas.
- Métodos de soldadura.

Se pueden usar procedimientos de soldadura apropiados para reducir las fisuras y el agrietamiento. Por ejemplo, un bajo amperaje resulta benéfico, también puede ser benéfico un ligero movimiento zigzagueante al soldar, con el fin de promover el crecimiento celular del grano. Se recomienda seguir los procedimientos adecuados al apagar el arco, a fin de evitar las grietas de cráter (Wilson, 1974).

### **1.5. Tensiones residuales y distorsión**

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

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

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

#### **1.5.1. Tensiones residuales en la soldadura**

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

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

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

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

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

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

En la soldadura por arco de metal protegido (Shield 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 (Cisilino, 2002).

Durante el proceso la situación se complica porque: 1) el calentamiento está muy localizado, 2) la fusión de los metales base ocurre en estas regiones locales y 3) la ubicación del calentamiento y la fusión está en movimiento (Meriño, 1999).

Aún cuando la principal función del arco consiste en proveer el calor necesario para fundir al metal, también cumple otras funciones importantes para el éxito de una soldadura. El arco puede ajustarse para transferir metal fundido desde el electrodo hasta la pieza de trabajo, para remover películas superficiales que pudieran existir sobre la pieza de trabajo, y promover reacciones complejas entre la escoria, el metal base, y el gas protector de tal forma que se puedan crear cambios metalúrgicos significativos en la junta. En el método de soldadura manual por arco eléctrico figura 1.1, la operación empieza en un extremo y viaja al lado opuesto.

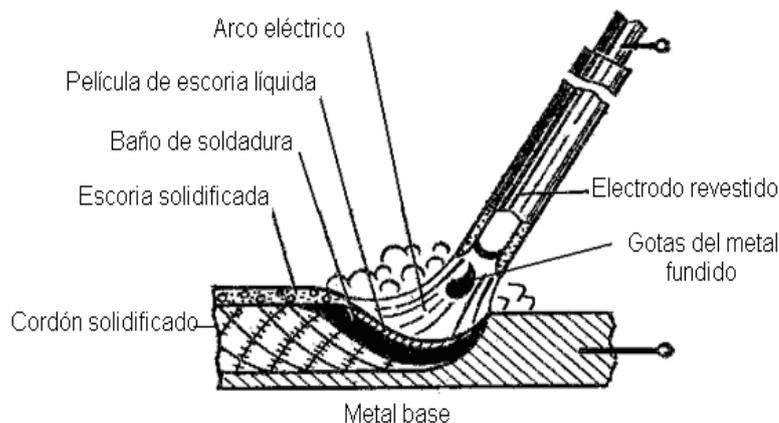


Figura 1.1. Esquema del proceso de soldeo SMAW.

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.

En el caso específico de procesos de soldadura, los esfuerzos residuales son consecuencia de la interacción de los siguientes procesos separados a) expansión impedida y contracción resultante de una distribución de temperatura no homogénea, (Zinn y Scholtes, 2002); b) efectos de enfriamiento rápido, temple (Schajer, 2001); c) transformaciones de fase Zinn y Scholtes, 2002).

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.

En el caso de una unión soldada, en ZIT, donde se supera el valor de temperatura del campo elástico, la tensión de compresión tiende a superar la de fluencia a esa temperatura, pero en ningún momento lo logra. El proceso inverso ocurre durante el enfriamiento en condiciones de movimiento restringido, las zonas que se vieron durante la deformación plástica en caliente, resultan cortas para ocupar los nuevos espacios alcanzados y aparecen entonces, tensiones térmicas de tracción. Al alcanzarse la temperatura ambiente habrán quedado tensiones térmicas permanentes de tracción cuyo valor es del orden del límite de fluencia del material.

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

Las variaciones en la composición química de la zona fundida pueden tener una influencia favorable o desfavorable sobre las propiedades de la unión.

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

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

#### **1.6.1. Modificaciones estructurales de la zona fundida (ZF)**

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

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

En la soldadura eléctrica por arco, se procede en general con depósitos sucesivos de metal fundido de volumen muy pequeño con solidificación casi instantánea; como consecuencia, la estructura del metal fundido es más fina, alineada y acicular. Si la operación lleva varias pasadas, la influencia térmica de las pasadas producirá un refinamiento de grano en las estructuras (Ramírez, 1980).

### **1.6.2. 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).

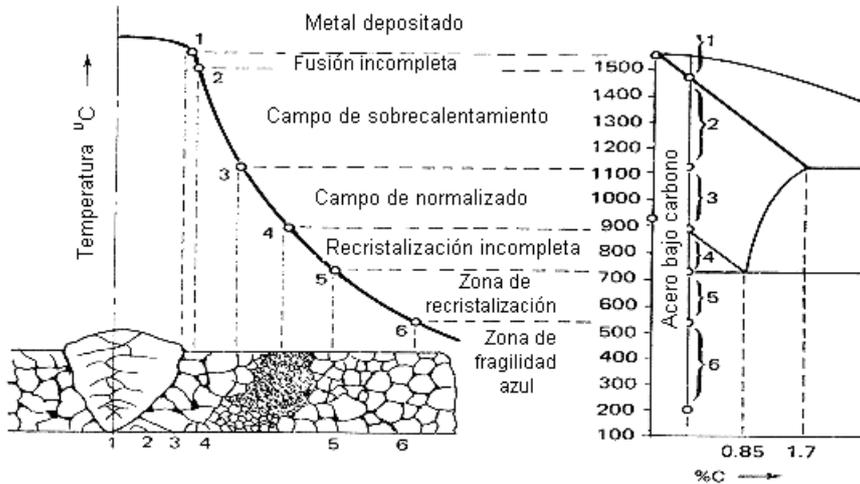


Figura 1.2. Zonas que se presentan en la ZIT durante la soldadura de los aceros al carbono y de baja aleación, según el diagrama Fe – C. (Fuente Zuñiga, 1983).

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. Dependiendo de la aplicación de la unión, esta variación en las propiedades mecánicas puede generar problemas de fallas en la soldadura.

### 1.7. Soldadura de tuberías

A pesar de la implementación de estrictas regulaciones acerca de: la construcción, explotación, inspección, mantenimiento y reparación de las tuberías, estas fallan causando pérdidas humanas y económicas (Papadakis, 1999). Las causas de estas fallas son variadas y pueden estar relacionadas a la actividad humana o inducida por largos períodos de servicio. Específicamente sobre las fallas inducidas por el servicio, las causas principales son: pérdida de espesor debido a la corrosión y agrietamiento originado por fragilidad por hidrógeno, corrosión bajo tensión o fatiga. Estudios desarrollados por Kiefner (Kiefner y Trench, 2001) muestran que entre 1986 y 1999, en los Estados Unidos, el 12 % de las fallas en tuberías estuvieron relacionadas a defectos de soldadura.

En las tuberías con una larga vida en servicio la intensidad de atrapamiento de hidrógeno puede alcanzar siete veces la capacidad de atrapamiento de una tubería nueva (Kurzydowski *et al.*, 2001); entonces el contenido de hidrógeno residual y difusible en un tubo viejo puede ser muy alto y la tendencia al agrietamiento en frío se incrementa.

Frente a la presencia de daños en tuberías, que pueden conducir a una falla catastrófica, se hace necesario reparar y esta decisión tiene una fuerte justificación económica. Estudios de Palmer - Jones (Palmer - Jones; Paisley, 2000) revelan que la reparación de un tubo, con un diámetro entre 406,4 mm y 610 mm, puede ahorrar entre el 10 % y el 50 % del costo de una tubería nueva.

Hay varias alternativas para realizar la reparación de una tubería y cada una tiene aspectos favorables y desfavorables. De acuerdo a investigaciones previas desarrolladas por Fazzini (Fazzini; Otegui, 2006), pequeños parches metálicos soldados a la superficie exterior del tubo, método de reparación ampliamente empleado en la industria del petróleo. La principal limitación que posee es que, el largo del parche no puede exceder la mitad del diámetro del tubo (AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE, 2001) defectos extensos no pueden ser reparados por este método.

La Empresa Cubana del Petróleo (2000) ha empleado refuerzos metálicos circunferenciales, atornillados alrededor de la superficie exterior del tubo, plantean que

con este método se pueden evitar los defectos asociados al proceso de soldadura, pero no se puede detener la propagación de grietas longitudinales a través de la pared del tubo.

Baek *et al.* (2006) proponen la reparación de línea de tubería con refuerzos de composite (llamados también "clock spring"), señala que la ventaja del método es con estos refuerzos el tubo es protegido de la corrosión externa y el desgaste, pero no se recomienda el uso de estos refuerzos para reparar defectos agudos, como grietas.

El método de refuerzos metálicos circunferenciales, soldados alrededor de la superficie externa del tubo, es el método catalogado, por Bruce (Bruce et al., 2004), como la opción de reparación más común. Los refuerzos evitan la propagación de grietas longitudinales y son diseñados para soportar, al menos, la presión de diseño de la tubería. Durante la reparación de una tubería en condiciones de servicio, por este método, es necesario considerar la posible ocurrencia de dos fenómenos (Oddy; McDill, 1999): perforaciones y agrietamiento en frío.

Ambos fenómenos (las perforaciones de la pared del tubo y el agrietamiento en frío) son igualmente indeseables y opuestos, esto significa que las acciones que evitan la ocurrencia de uno de ellos, favorecen la ocurrencia del otro. En ambos tienen una pronunciada influencia las variables relacionadas a la energía calorífica que penetra a la pieza y las condiciones de disipación del calor (calor de entrada de la soldadura, temperatura de precalentamiento y el coeficiente de transferencia de calor por convección).

Se ha podido contactar que en la literatura consultada existen trabajos relacionados con las averías que ocurren en los transportadores de minerales del tipo Jacoby, sin embargo en ninguna de ellas se pudo contactar antecedentes que relacionara el comportamiento de las grietas que surgen en la zona afectada por el proceso de soldadura.

### **1.8. Métodos de los elementos finitos (M.E.F)**

La simulación de procesos es una de las más grandes herramientas de la ingeniería industrial, la cual se utiliza para representar un proceso mediante otro que lo hace mucho más simple y entendible. Mediante el método de elementos finitos es posible



generar sólidos de aspecto casi real, comprobar su comportamiento bajo diversas condiciones de trabajo, estudiar el movimiento conjunto de grupos de sólidos. Esto permite un conocimiento mucho más profundo de un producto antes de que exista físicamente, siendo posible detectar muchos de los problemas que de otro modo se hubieran detectado en el servicio real.

Actualmente el método de los elementos finitos ha sido generalizado hasta constituir un potente método de cálculo numérico, capaz de resolver cualquier problema de la física como un sistema de ecuaciones, abarcando los problemas de la mecánica de fluidos, de la transferencia de calor, del magnetismo, entre otros.

El método de los elementos finitos (MEF) consiste en la transformación de un sistema de ingeniería con infinitas incógnitas a un modelo de elementos finitos. En realidad es una idealización matemática de un sistema real cuyo comportamiento deberá, al menos, de ser intuitivo, pues de otro modo la modelación puede ser muy laboriosa o imposible.



### **1.9. 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 se aborda el tema relacionada con el agrietamiento en las uniones de soldadura de los tramos.
- ❖ La tendencia al agrietamiento es un factor que determina grandemente la soldabilidad de los aceros al carbono y de baja aleación. Durante la soldadura se producen fundamentalmente dos tipos de agrietamiento: agrietamiento en frío y agrietamiento en caliente.
- ❖ 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 los tramos, además de afectar el plan de la producción.

# CAPÍTULO II

## CAPÍTULO 2. MATERIALES, MÉTODOS Y CONDICIONES EXPERIMENTALES

### 2.1. Introducción

Para la economía de Cuba es de gran interés asegurar el buen funcionamiento de los transportadores de tornillos sinfín en la planta de hornos de la Empresa “Comandante Ernesto Guevara”, es por ello 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 experimentos de los materiales ha sido siempre una potente herramienta para el tratamiento, verificación de hipótesis y la solución a los problemas de averías 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 metalográfica de la probeta

Se tomaron 44 muestras del transportador de tornillo sinfín correspondientes al tramo 4 por ser uno de lo más afectado por numerosas roturas. Las superficies de las muestras a investigar deben ser previamente pulidas para poder realizar la observación microscópica, por lo que se propone realizar un conjunto de operaciones que permitan lograr la calidad superficial deseada. Las operaciones se desarrollaron según las normas NC 10 - 56:86 y ASTM E3 – 95.

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

Las muestras para la observación metalográfica con longitud de 15 x 15 (norma ASTM E3 – 95) se prepararon 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 abundante refrigeración, con el objetivo de lograr una superficie con la menor cantidad posible de rugosidad superficial, 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. Desbaste y pulido**

El desbaste a grandes rasgos consiste en obtener primeramente una superficie plana y semipulida, mediante el empleo de máquinas herramienta y papeles abrasivos. El pulido se hizo siguiendo las normas ISO 9001 con los papeles abrasivos tipo 180, 400 y 600, se realizó variando la granulometría de las mismas al ser aplicadas a la pieza de trabajo, desde la más gruesa a la más fina. En el pulido fino se empleó pasta abrasiva (Pasta GOI), añadida sobre discos provistos de paños o motas.

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

### **2.2.2. 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 tetracloruro de carbono para evitar cualquier vestigio de grasa, pastas de pulir así como suciedad.

### **2.2.3. 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 ( $\text{HNO}_3$ ) 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.

## **2.3. 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 Machin Hoed de Beche” de Moa.

Las muestras analizadas fueron tomadas de diferentes secciones de los tramos (tabla 2.1), a cada una de ellas se le realizaron de 3 a 6 chispazos separados uno del otro. Finalmente se toma una media de los resultados obtenidos por las chispas y se realiza una comparación para verificar que los valores se encuentren dentro del rango establecido.

Tabla 2.1. Muestras analizadas en las diferentes partes del transportador

Designación del material analizado	No. de muestras
Material de los tubos agrietados	4
Material del tubo fabricado de acero equivalente al AISI 1020	3
Material del tubo fabricado de acero AISI 1020	3
Material de la brida agrietada	3
Material de la brida Ac - 35 fundida en el combinado	6
Material de la brida Ac - 20 fundida en el combinado	6
Material de la brida fabricada de acero AISI 1020	3
Material del cordón de soldadura agrietada	4
Material del cordón de soldadura de acero AISI 1020	3
Material del cordón de soldadura por el método SAW	3
Material del cordón de soldadura por el método SMAW	3
Material del cordón de soldadura con CO2	3
Total	44

#### 2.4. Determinación de las propiedades mecánicas

Las propiedades mecánicas pueden ser determinadas a partir de ensayos, dentro de ellos juega un papel importante los de tracción y doblado como métodos destructivos. Estos últimos permiten determinar entre otras cosas la resistencia del cordón de soldadura. Para realizar las pruebas se utilizó una máquina de ensayo universal modelo P 50 ubicada en el laboratorio de ensayos mecánicos de la Empresa Mecánica del Níquel “Comandante Gustavo Machín Hoed de Beche” Moa.

Para realizar los ensayos, se elaboraron las probetas utilizando dos métodos diferentes, según las tecnologías de soldadura que se emplean en los tramos, para ello se tuvieron en cuenta los requisitos de la Empresa “Comandante Ernesto Che Guevara” y las condiciones reales del proceso.

### 2.4.1. 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.	Tensión máxima a tracción ( $\sigma_{\text{máx}}$ ); en MPa	
	A - método ( $\text{CO}_2$ )	B - método (SMAW - SAW)
1	1a	1b
2	2a	2b
3	3a	3b
4	4a	4b
Total	4	4

Este es un experimento aleatorio de un solo factor experimental en estudio (tensión máxima a tracción). Hay dos métodos, es decir, el valor de tratamientos  $k$  es igual a 2. El número de unidades  $n$  asignadas aleatoriamente a cada tratamiento es de 4, para un total de unidades experimentales  $N$  igual 8.

### 2.4.2. Métodos empleados para soldar las probetas

Las probetas se prepararon utilizando dos métodos de soldadura predominantes, el primero emplea la combinación de los procesos SAW – SMAW y el segundo el proceso  $\text{CO}_2$ , procediendo de la siguiente forma:

1. Se soldaron 8 probetas (4 de tracción y 4 de doblado), 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 proceso de soldadura bajo arco sumergido (SAW) utilizando alambre EL – 12 de  $\text{Ø}$  3,2 mm y fundente Flux 429.
2. El otro método de ensayo consiste en soldar completamente la unión con proceso de soldadura manual de arco eléctrico y protección gaseosa  $\text{CO}_2$  (GMAW) empleando

electrodo ER – 70 S – 6. Para este caso también se prepararon 8 probetas (4 de tracción y 4 de doblado).

A partir de los métodos mostrados anteriormente, se prepararon 16 probetas en total, 8 para cada técnica de soldadura, el objetivo es caracterizar el proceso de soldadura más apropiado para la unión de los tramos del Jacoby.

#### **2.4.3. Probetas soldadas para ensayo de tracción y doblado (GMAW-SAW)**

- Se cortaron dos planchas del mismo material del tubo acero al carbono AISI 1020, de dimensiones 203 x 287 (Norma ASME V), luego son enderezadas y desbastadas en una fresadora 6 H 82 Γ hasta un espesor de 8 mm. Para la unión se realizó la preparación de los bordes con doble bisel en V.
- Se corta la plancha a la mitad y se unen los dos extremos biselados utilizando el procedimiento de soldadura explicado para el método 1 (SMAW – SAW).
- Luego se cortan las probetas en pletinas según la norma (ASME V), para ello se emplea una cizalladora. Las dimensiones son de 203 x 32 para las de tracción y de 203 x 38 para la de doblado, finalmente son maquinadas.

#### **2.4.4. Propiedades mecánicas de los electrodos a utilizar**

Durante el proceso de soldadura se emplearon tres tipos de electrodos 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 desnudo (alambre) EL – 12 empleado para la soldadura SAW**

Alambre sólido para uso en el proceso arco sumergido, el cual posee bajo contenido de carbono, manganeso y silicio. Adecuado para soldadura a tope y filete sobre aceros al carbono. Es usado con fundente, por lo tanto las propiedades del depósito son dadas por combinación de ellos.

❖ Pueden ser aplicados en múltiples pases en aceros que tengan un espesor menor que 25 mm, escoria de fácil remoción.

##### **2 - 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 tracción hasta 70 000 Psi (490 MPa), aceros con alto contenido de

azufre y fósforo considerados difíciles de soldar. Soldadura de aceros fundidos, aceros de grano fino.

### 3 - Alambre de soldadura AWS ER – 70 S – 6 empleado para soldar con $CO_2$

Utilizado para el acero con poco carbono de la soldadura y las estructuras de acero poco aleadas, especialmente para la soldadura de placas finas y puede ser aplicado a los aceros de carbono, a los vehículos, a la construcción, a la construcción naval.

Apto para soldadura de planchas, tubos conexiones y accesorios en aceros aleados con 0,5% de cromo y 0,5 % de molibdeno, resistentes a la termofluencia lenta hasta temperaturas de servicio de 525 °C tales como A 335.

### 2.5. Análisis microestructural 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 del tramo IV y 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 los dos métodos de soldaduras diferentes. 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 equivalente al AISI 1020
2	Material del tubo fabricado de acero AISI 1020
3	Material de la brida fundida en el combinado
4	Material de la brida fabricada de acero AISI 1020
5	Material del cordón de soldadura agrietada
6	Material del cordón de soldadura por norma AISI 1020
7	Material del cordón de soldadura por el método SAW
8	Material del cordón de soldadura por el método SMAW
9	Material del cordón de soldadura con $CO_2$
10	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.

$$CT = C_{eq}(1 + 0,005 \cdot S) \quad (2.8)$$

### Donde:

$CT$ -	carbono equivalente total; %
$S$ -	espesor

La temperatura de precalentamiento (Seferian 1967) se determina:

$$T_{prec} = 350 \cdot \sqrt{CT - 0,25} \quad (2.9)$$

**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 (anexo 1).

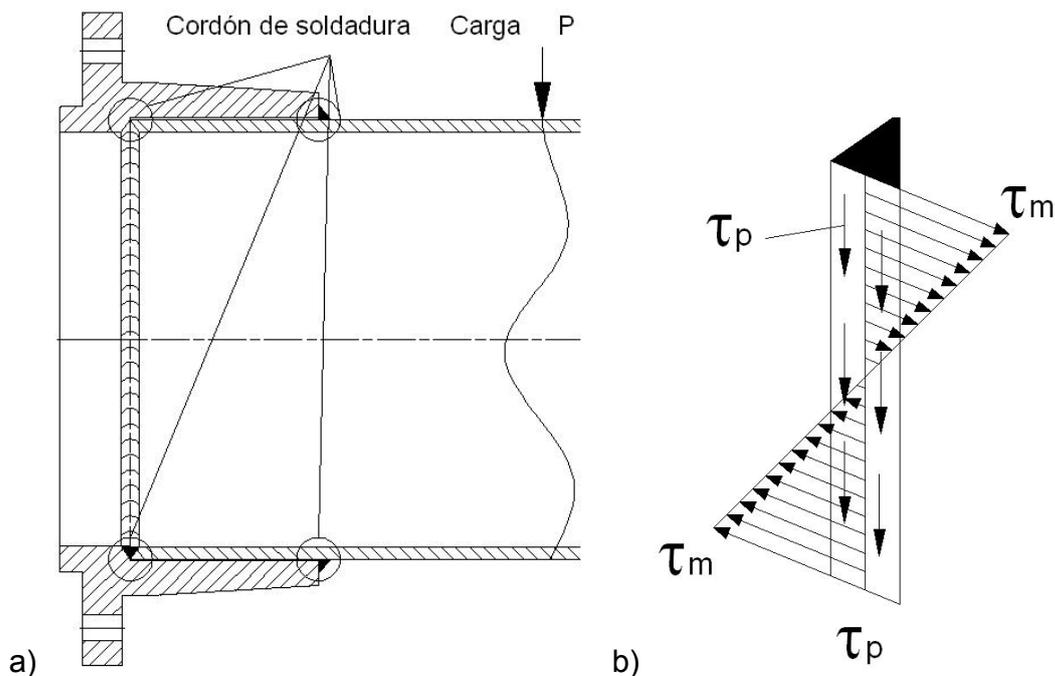


Figura 2.4. a) Corte de la unión brida-tubo. b) diagrama cuerpo libre del cordón de soldadura

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.

Del diagrama de cuerpo libre (figura 2.4 b) se deduce que todos los puntos del cordón son igualmente peligrosos, cumpliéndose para cualquiera de ellos (Aneiros, 1983):

$$\tau = \sqrt{\tau_p^2 + \tau_m^2} \quad (2.10)$$

**Donde:**

$\tau$  - esfuerzo tangencial provocada por la combinación de la carga con el momento torsor; MPa

$\tau_p$  - esfuerzo tangencial originado por el efecto de la carga; MPa

$\tau_m$  - 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.

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

**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):

$$\tau_m = \frac{2 \cdot M_t}{2 \cdot 0,7 \cdot \pi \cdot d^2 \cdot K_s} \quad (2.12)$$

**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:

$$M_t = \frac{N}{\omega} \quad (2.13)$$

**Donde:**

- $N$  - potencia; kW  
 $\omega$  - velocidad angular; rev/min

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

$$\tau \leq [\tau_{CIZ}] \quad (2.14)$$

Donde  $\tau_{CIZ}$  es la tensión admisible de cizallamiento que soporta el material en MPa.

Por lo que puede plantearse que:

$$\sqrt{\tau_p^2 + \tau_m^2} \leq [\tau_{CIZ}] \quad (2.15)$$

### 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).

$$[\tau_{CIZ}] = 0,6 \cdot [\sigma_t] \quad (2.16)$$

**Donde:**

$[\sigma_t]$  - 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 ( $\sigma_f$ ), que para el caso del acero 25  $\sigma_f = 3020$  MPa, por lo tanto:

$$[\tau_{ciz}] = 0,4 [\sigma_f] \quad (2.17)$$

### 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 (Pástor, 2002).

Combinando las ecuaciones 2.10, 2.11, 2.12, 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.

$$K_s \geq \left[ \frac{1}{\tau_{CIZ}} \right] \cdot \sqrt{\left( \frac{P}{2 \cdot 0,7 \cdot \pi \cdot d} \right)^2 + \left( \frac{2 \cdot Mt}{2 \cdot 0,7 \cdot \pi \cdot d^2} \right)^2} \quad (2.18)$$

#### - 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:

$$K_d = \left[ 0,25 + \frac{1,5 \cdot (St + 0,5 \cdot K_s)}{K_s} \right] \quad (2.19)$$

#### Donde:

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

$St$  - espesor del tubo a soldar; m

El término que está entre corchetes en la ecuación 2.19 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 contracción/compresión 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.

$$\tau_{m\acute{a}x} = \frac{M_t}{W_p} \leq [\tau] \quad (2.20)$$

#### Donde:

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

$W_p$  - módulo de la sección a torsión; mm<sup>3</sup>

$M_t$  - momento torsor de trabajo; N·m

$[\tau]$  - 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:

$$[\tau] = 0,5 \cdot [\sigma] \quad (2.21)$$

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

$$[\sigma_{TC}] = \frac{\sigma_{material}}{n} \quad (2.22)$$

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):

$$W_p = 0,2 \cdot D^2 \cdot (1 - C^4) \quad (2.23)$$

$$C = \frac{d}{D} \quad (2.24)$$

Donde:

$C$  - relación de diámetros interior y exterior en el tubo; adimensional

$D$  - 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 y se presentan en el anexo 3.

## 2.7. Pasos a seguir para la modelación por el Método de elementos Finitos (MEF)

Para poder desarrollar la simulación por el método de elemento finito (MEF), es necesario tener en cuenta una serie de pasos lógicos que permitan lograr un resultado satisfactorio durante la modelación.

La estructura básica de los programas de aplicación del elemento finito al cálculo directo de estructuras, consta de tres módulos principales:

Abrir Ansys 12.1 Workbench y selección del tipo de análisis a realizar, estático estructural.

**Pre-proceso:** etapa en la cual se define el problema a resolver mediante las siguientes etapas:

Selección del Tipo de elemento finito, dentro de las librerías de los software se encuentra una gran variedad de tipos de elementos uni-, bi- y tridimensionales, con los cuales simulamos barras, vigas, cáscaras, placas, y elementos sólidos, etc.

Selección de las características geométricas y mecánicas del material, en esta etapa son asignados alturas, momentos de inercia, espesores, áreas transversales, módulos de elasticidad, coeficiente de Poisson, etc, para cada tipo de elemento que del modelo.

Creación de la geometría del modelo, debe representar lo más fielmente al modelo físico en estudio, obligando a la herramienta informática en uso a presentar facilidad de generación de geometrías complejas tales como partes curvas del casco, en general todo parte de la base de generar una serie de puntos (nodos) que componen el modelo, definido en un sistema de coordenadas ya establecido, para posteriormente generar superficies y luego sólidos, dependiendo del modelo, ya que en algunos casos basta solo con superficies.

Para el caso de estudio se toman las dimensiones reales de los elementos que componen el modelo brida y tubo.

**Solución:** Durante la fase de solución se asigna el tipo de análisis aplicado a la estructura, las condiciones de contorno del modelo, las cargas aplicadas, y por último se procede a resolver los sistemas de ecuaciones resultantes de la etapa anterior. Dentro de los tipos de análisis se pueden destacar:

Análisis estático, determina desplazamientos, tensiones, deformaciones, etc. en la estructura analizada.

Análisis armónicos, usado para determinar la respuesta de una estructura sometida a cargas que varían armónicamente en el tiempo.

Análisis de pandeo, usado para calcular cargas críticas y deformaciones debidas a pandeo.

En el caso de las condiciones de contorno, éstas son restricciones de desplazamientos y rotaciones que se aplican a la matriz de rigidez completa resultante, la cual relaciona las cargas aplicadas al sólido elástico con los desplazamientos.

En este caso se presenta la matriz rígida de la brida fija, con los efectos de la carga y momento torsor en la sección del tubo simétricamente.

**Post-proceso:** La etapa de post-proceso e interpretación de los resultados numéricos obtenidos en la etapa de solución es de gran importancia, ya que no necesariamente los resultados obtenidos son correctos. Dentro de la función del ingeniero, la acertada interpretación de la enorme cantidad de información que entregan las herramientas informáticas será preponderante a la hora de diferenciar un buen diseño de otro realizado deficientemente.

En este caso el análisis se fundamenta en las tensiones equivalentes de Von Mises, que caracteriza las hipótesis de resistencias de estados tensionales.

El uso de la simulación en Ansys puede predecir la aparición de defectos en la pieza, generalmente coincide con la localización de las regiones con mayor tiempo de solidificación en el cordón de soldadura. Se pueden esperar cavidades dentro de la pieza, al identificar la presencia de solidificación gradual o de lagunas de líquido rodeadas por acero en estado sólido.



## **2.8. Conclusiones del capítulo**

1. Se fundamentaron las propiedades a investigar, definiendo los principales parámetros a medir y obtener de las muestras a través del empleo de métodos científicos de investigación y ensayos mecánicos.
2. Los métodos de investigación utilizados se complementan con el empleo de una actualizada base experimental, tecnologías, software y equipamiento novedosos que garantizan precisión y confiabilidad a los resultados.
3. Se establecieron los pasos a seguir para la simulación numérica con el empleo del método de Elementos Finitos.

# CAPÍTULO III

## CAPÍTULO 3. ANÁLISIS Y VALORACIÓN DE LOS RESULTADOS

### 3.1 Introducción

En el presente capítulo se realizará un análisis de los resultados obtenidos a lo largo del trabajo y se establece un conjunto de criterios y postulados que sustentan las teorías que corroboran la veracidad de la hipótesis planteada como resultado del análisis y el procesamiento de la información 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 los tramos 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 2.3 del capítulo II. Se comprueba que los tubos rotos pertenecen a un acero del tipo AISI 1020 (tabla 3.1) y los tubos fabricados de acero equivalente al AISI 1020 (tabla 3.2), así como los de fabricación por la norma GOST (Ac-20) (tabla 3.3) poseen una composición similar a la establecida por la norma AISI – ASTM 1020.

Tabla 3.1. Composición química de los tubos rotos de los tramos 4

C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Fe
0,17	0,20	0,85	0,022	0,014	0,05	0,01	0,04	98,49

Tabla 3.2. Composición química de los tubos fabricados de acero equivalente al AISI 10 20

C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Fe
0,17	0,22	0,93	0,017	0,001	0,06	0,01	0,02	98,48

Tabla 3.3. 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 sustituto de los empleados con anterioridad en los tramos del transportador Jacoby.

Las bridas son fabricadas por la Empresa Mecánica “Comandante Gustavo Machín Hoed de Beche”. Se efectuó el análisis espectral de las mismas (tabla 3.4) y se comparó con la especificación del plano de fabricación (anexo 3).

Tabla 3.4. Composición química de las bridas rotas

C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Fe
0,38	0,35	0,61	0,02	0,09	0,15	0,02	0,19	Resto

Como se observa en la figura 3.1 el porcentaje de carbono en las bridas rotas se encuentra elevado en comparación con el especificado en la norma AISI ASTM, esto se observa en la figura 3.1.

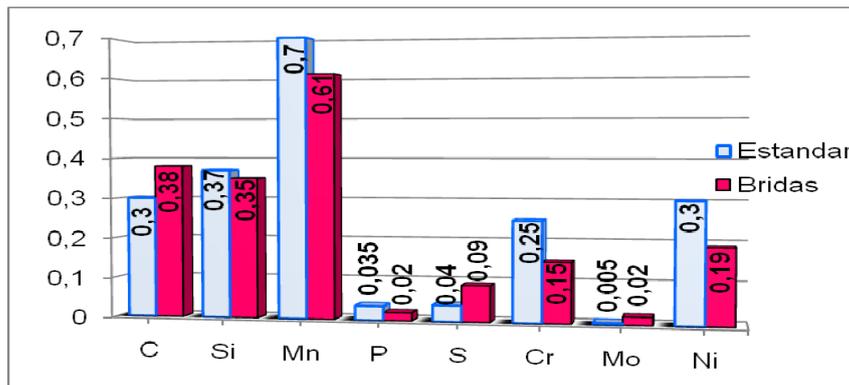


Figura 3.1. Comparación entre la composición química de las bridas rotas y el acero estándar.

La mayoría de los elementos analizados carbono, manganeso, molibdeno, cromo, níquel y el silicio, para el caso de las bridas rotas son elevados en comparación con el acero AISI 1020. A pesar de que el porcentaje de carbono inicialmente no afecta la soldadura en el material, este influye en la soldabilidad del mismo en la medida que se incrementa en los aceros, para medio contenido de carbono la soldabilidad es limitada, además provoca la aparición de fase martensítica según fue reportado por Rodríguez (1987).

El porcentaje de carbono analizado en la brida lo ubica en el grupo de los aceros hipoeutectoides que contienen también perlita, pero junto con ella aparecen granos de ferrita libre en cantidad mayor, cuanto menor sea la cantidad de carbono en el acero.

Con contenidos de carbono muy pequeños, la estructura resultara exclusivamente ferrita  $\alpha$ , según fue reportado por Callister (1999).

De las bridas que se estaban fundiendo actualmente en la Empresa mecánica “Comandante Gustavo Machin Hoed de Beche”, en el año 2009, se analizaron cinco de ellas, a las cuales se le determinó su composición química, como se puede observar en la tabla 3.5, el porcentaje de carbono está entre 0,32 y 0,37 %, por lo que se considera un acero de medio contenido de carbono, no existe correspondencia con la cantidad de carbono especificado por las norma AISI – ASTM.

Tabla 3. 5. Composición química las bridas fundidas de medio contenido de carbono

Muestras	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Fe
1	0,37	0,41	0,44	0,019	0,02	0,02	0,01	0,14	Resto
2	0,32	0,24	0,46	0,025	0,013	0,13	0,01	0,10	Resto
3	0,33	0,24	0,54	0,032	0,014	0,17	0,02	0,14	Resto
4	0,39	0,45	0,81	0,018	0,012	0,08	0,01	0,08	Resto
5	0,32	0,29	0,45	0,017	0,012	0,08	0,01	0,07	Resto

Después de determinar las propiedades de las bridas que se estaban fabricando con elevado contenido de carbono, se comenzaron a fabricar desde entonces las bridas de acero AISI 1020 como lo indicaban los planos. Para los meses de noviembre la UEB 08 (taller de fundición) había fabricado alrededor de seis bridas de bajo porcentaje de carbono según se muestra en la tabla 3.6.

Tabla 3.6. Composición química de las bridas fundidas de acero AISI 1020

Muestras	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Fe
1	0,23	0,29	0,54	0,022	0,010	0,26	0,02	0,14	Resto
2	0,26	0,37	0,64	0	0	0,14	0,02	0,10	Resto
3	0,22	0,28	0,47	0,013	0,012	0,11	0,02	0,12	Resto
4	0,22	0,33	0,53	0,012	0,013	0,12	0,02	0,13	Resto
5	0,22	0,31	0,47	0,015	0,011	0,09	0,02	0,10	Resto
6	0,26	0,33	0,57	0,017	0,012	0,09	0,01	0,09	Resto

Los primeros tramos fabricados por normas GOST (AISI 1020) duraron alrededor de 20 años, los mismos contienen acero aproximadamente 0,20 % de carbono; tanto los tubos como los platillos o bridas, es por ello que se analizó la composición química del metal depositado en la soldadura realizada por norma GOST (AISI 1020) (tabla 3.7), donde el porcentaje de carbono obtenido es de 0,15 %, aceptado según las exigencias de fabricación.

Tabla 3.7. Composición química la soldadura obtenida en los tramos rusos.

C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Fe
0,15	0,42	1,06	0,025	0,032	0,07	0,01	0,10	Resto

El porcentaje de los elementos analizados en la tabla 3.7 se corresponde con los establecidos por los estándares de fabricación.

Para comprobar la resistencia de la unión soldada se realizó un análisis químico donde los resultados de lo dicho análisis aparecen en la tabla 3.8.

Tabla 3.8. Composición química del cordón de soldadura

C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Fe
0,13	0,7	1,33	0,039	0	0,05	0,01	0,02	Resto

Se compararon las soldaduras fabricadas por las normas AISI 1020 en los tramos rotos soldados en la Empresa Mecánica del Níquel “Gustavo Machin Hoe de Beche”, los resultados aparecen mostrados en la tabla 3.9.

Tabla 3.9. Composición química de la soldadura de los tramos rotos

C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Fe
0,09	0,28	0,73	0,026	0,016	0,04	0,005	0,06	Resto

Se puede observar que el porcentaje de carbono de esta última es muy bajo; se requiere que la composición química de la soldadura (metal depositado) sea similar en porcentaje y estructura al metal base y el mismo que el material del tubo, que es la composición química mostrada en la tabla 3.2. De esta forma existirá una mejor unión soldada, con mejor resistencia mecánica y una menor probabilidad de agrietarse, según reporta Burgos (1985).

Como se aprecia el carbono no excede el 0,2 % en las muestras obtenidas de la soldadura de los tramos rotos. Esto puede estar dado por el proceso empleado en la unión de los mismos. En el caso del cromo y el níquel también se mostraron inferiores, esto lo pudo haber provocado los bajos valores obtenidos en las bridas fundidas.

Se verificó el contenido de carbono y la resistencia mecánica en las uniones soldadas, se analizó el electrodo y el alambre utilizado, así como la influencia del método de soldadura en la resistencia mecánica. Las probetas se unieron empleando diferentes

procesos de soldadura, la composición química del cordón, obtenido de los diferentes métodos de unión aparecen en las tablas 3.10; 3.11 y 3.12.

Tabla 3.10. Soldadura por el método SAW

C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Fe
0,15	0,45	1,09	0,018	0,013	0,04	0,01	0,04	Resto

Tabla 3.11. 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

Tabla 3.12. Soldadura por el método CO<sub>2</sub>

C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Fe
0,13	0,61	1,01	0,013	0,022	0,03	0,02	0,03	Resto

En las tablas anteriores (3.10, 3.11, 3.12) se muestran los resultados de las variaciones de los elementos químicos para cada proceso de soldadura. Como se observa en el método SAW existe variación en la composición química del Si y el Mn siendo el Mn un desulfurante y desoxidante en la obtención del acero, empeorando la soldabilidad al aumentar la templabilidad y la tendencia a la formación de grietas porque sobrepasa el rango de 0,3 a 0,8 %.

En el SMAW y el CO<sub>2</sub> el Mn se comporta de la misma manera que el SAW.

El silicio tiene un comportamiento similar en el método CO<sub>2</sub> y SAW en ambos casos sobrepasa el 0,3 por ciento, lo cual incrementa la fragilidad en la unión soldada. Por el método SMAW, se puede observar que el porcentaje de Si está en el rango establecido.

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. Regímenes para la elaboración mecánica de las probetas de tracción y doblado

Los cálculos de los regímenes de elaboración para las 16 probetas, donde se empleó un número de revoluciones del husillo de 125 rev/min, un avance de 31,5 mm/rev y una profundidad de desbaste de 16 mm, muestran que la velocidad de corte debe ser de 49,3 mm/min y que dichas probetas se pueden cortar en un tiempo de 52 min.

### 3.2.2. 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 tope.

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 2.11; el esfuerzo tangencial originado por el momento, con un valor de 14,212 MPa, ecuación 2.12. 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 7).

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 2.13 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 t/m<sup>3</sup>, el volumen total del material en el tramo que es 367 613 968, 193 mm<sup>3</sup>, volumen de la brida que es 14440104,138 mm<sup>3</sup>.

Según los cálculos realizados, la condición de resistencia se cumple, ecuación 2.14; 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 2.18. Para un diámetro de tubería de 565 mm, una carga de 37,708 kN, un momento torsor de 12244,898 N.m y una  $[\tau_{CIZ}]$  de 210 MPa, por lo que el cateto es de 9 mm (ver anexo 7).

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 de los tramos del transportador Jacoby, ya que se cumple con la condición de resistencia principal para uniones soldadas.

### 3.2.3. 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 2.6. 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 y un acero AISI 1325, entonces es recomendable la aplicación de la temperatura de calentamiento. En adecuación a la fórmula 2.9 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.

### 3.2.4. Verificación de la resistencia mecánica de la soldadura a tope

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 tope se realicen con preparación de los bordes, de 6 hasta 12 mm la preparación de la unión de soldadura se hará en V, 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 tope como se muestra en la figura 3.2. A partir de lo cual se realizará el cálculo de la unión soldada.

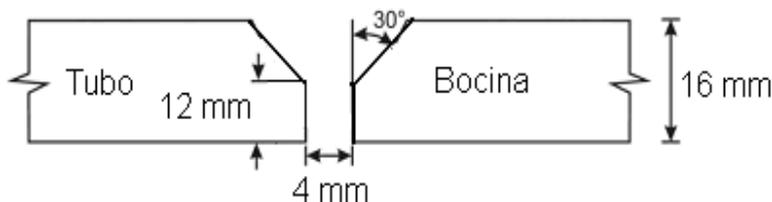


Figura 3.2. Unión actual del transportador Jacoby.

Para determinar el momento torsor de la unión a tope se consideró la ecuación 2.13, para el tipo de junta se tiene que este torsor ( $M_t$ ) es de 768 160 MPa, la tensión de cizallamiento [ $\tau_{CIZ}$ ] es de 6 040 MPa y un valor de ( $\sigma_f$ ) de 3 020 MPa. Los resultados calculados permiten establecer que el cateto de soldadura es de 4 mm para la unión a tope en el transportador Jacoby.

Para soldadura a tope utilizando características similares a las que se tomaron a solape; la condición de resistencia se cumple, la tensión máxima ( $\tau_{máx}$ ) que genera el transportador es menor que la que admite el material de los tramos ( $\tau_{máx} \leq [\tau]$ ). Según la ecuación 2.20,  $\tau_{máx}$  es de 55 700 MPa; con un módulo de la sección a torsión ( $W_p$ ) de 7503731,223 cm<sup>3</sup> según ecuación 2.23 y una tensión admisible [ $\tau$ ] de 7 550 MPa.

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

### 3.3. Verificación de la resistencia mecánica por el Método de Elementos Finitos (MEF)

En el proceso de implementación del MEF se establecieron las condiciones mostradas en la figuras 3.3 y 3.4. A partir de la utilización del paquete profesional Ansys v. 12.1 Workbench se realiza el modelo tridimensional de la unión; se estableció una malla gruesa con 19 159 nodos y 3 526 elementos. Como condición principal para la simulación se estableció el momento originado por la potencia y la velocidad angular.

La figura 3.3 se refiere a un cordón realizado sobre un tubo de 16 mm de espesor con una energía de 40 J/cm y una temperatura inicial de 34 °C, la soldadura es manual con electrodo de 4 mm de diámetro empleando 200 A, 25 V y 1,2 cm/min de velocidad de avance.

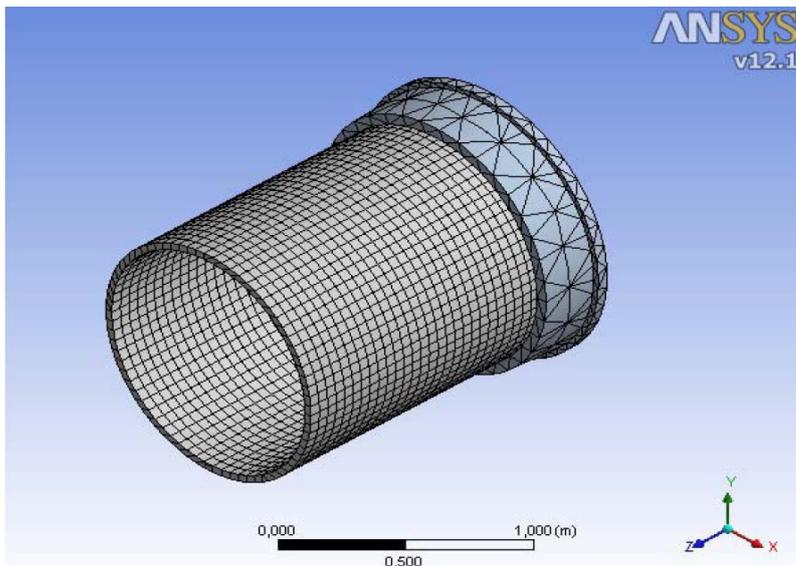


Figura 3.3. Mallado de la geometría tridimensional.

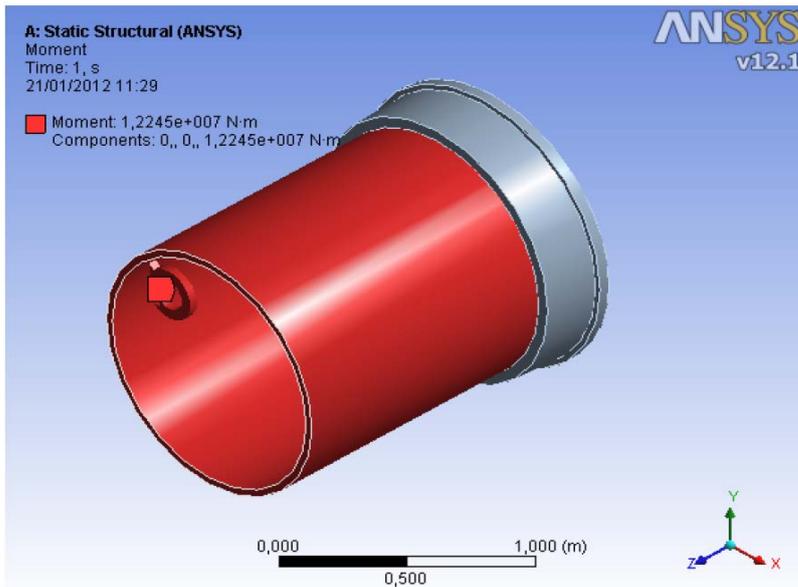


Figura 3.4. Condición de frontera aplicada.

Sobre las condiciones de carga y de frontera debe señalarse que el valor asumido del coeficiente de película, para la transferencia de calor por convección, fue de  $8 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ ; esta condición (la disipación del calor por convección) fue impuesta a todas las superficies tal y como muestra la figura 3. La transferencia de calor por radiación se despreció; por otra parte, el calor se introduce al modelo de forma volumétrica a través de las 12 partes correspondiente al cordón de soldadura. La cantidad de calor introducida es de 1008 W (representa el 50 % del calor total transferido a la pieza por el arco de soldadura, en base a la consideración de simetría).

Cabe señalar que las distintas distribuciones de temperaturas en los nodos de la malla, y las formas de los contornos de fusión se parecen mucho a las que se pueden observar durante el soldeo. No sólo se consigue fusión "virtual" allí donde las medidas tomadas sobre la macrografía indican que la hubo, sino que los tamaños de las ZAT (real y virtual) son también similares. Además, la distribución y magnitud de las tensiones residuales se aproximan bastante a las esperables para un cordón tan largo, sometido a fuertes restricciones de desplazamiento durante el soldeo.

Se consideró la termodependencia de las propiedades acorde con los comportamientos descritos en las figura 3.3 y 3.4. En estas figuras se destaca el comportamiento de las isoterms que se encuentran más cercanas en la rama anterior, y más separadas en la

rama posterior. Este comportamiento se ajusta a la realidad del fenómeno físico, lo cual permitió a través de la figura 3.5 establecer el comportamiento de la tensión equivalente en la unión brida-cilindro por soldadura a solape.

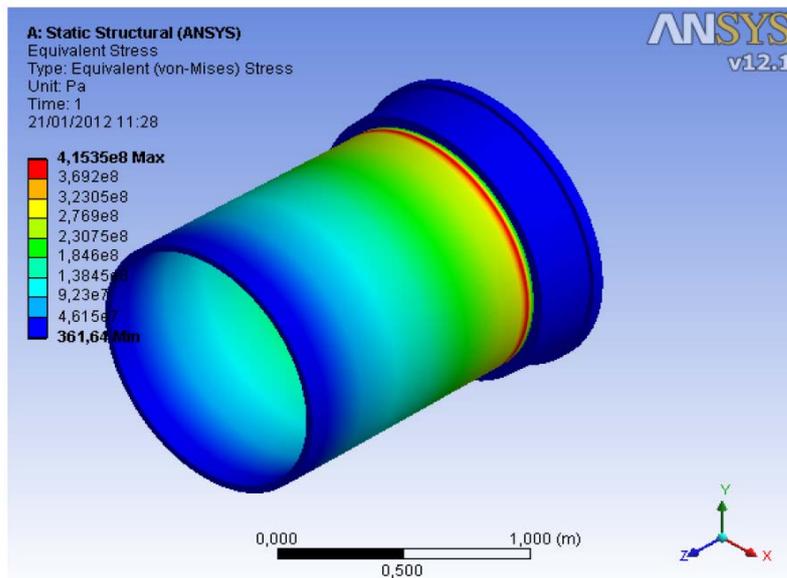


Figura 3.5. Comportamiento de la tensión equivalente en la unión brida-cilindro por soldadura a solape.

La representación gráfica del comportamiento se muestra en la figura 3.5 donde la tensión equivalente al criterio de estado tensional de Von Mises tiene como valores extremos  $4,153 \times 10^8$  Pa máximo y 361 Pa mínimo; resultados que comparativamente con los cálculos realizados anteriormente corroboran la eficacia de la soldadura a solape.

No se considera el flujo de calor por convección en el baño de fusión, aunque el error cometido es mínimo debido al pequeño tiempo que el material permanece en estado líquido. La influencia de este error sería la de disminuir las dimensiones del cordón en su parte superior y aumentarlo en la inferior o raíz. En el cálculo mecánico posterior no influye apenas, puesto que el límite elástico del material a esas temperaturas (muy próximas a la de fusión) es despreciable. La convección en baño de fusión y el movimiento del líquido podrían considerarse introduciendo la viscosidad del material en función de la temperatura, pero la ganancia en precisión no sería significativa.

### 3.4. Ensayos tracción y doblado

Con el objetivo de garantizar la mayor resistencia mecánica posible en la unión soldada, se emplearon dos métodos de soldadura diferentes, ya explicados en el capítulo 2, epígrafe 2.4 y se prepararon probetas de ensayos de tracción mostrada en la figura 3.6 y doblado en la figura 3.7.



Figura 3.6. Probeta de ensayo de tracción.



Figura 3.7. Probeta de ensayo de doblado.

En la figura 3.8 se muestra el comportamiento de la probeta después de ser sometida al ensayo de tracción.



Figura 3.8. Probeta después de realizarle el ensayo de tracción.

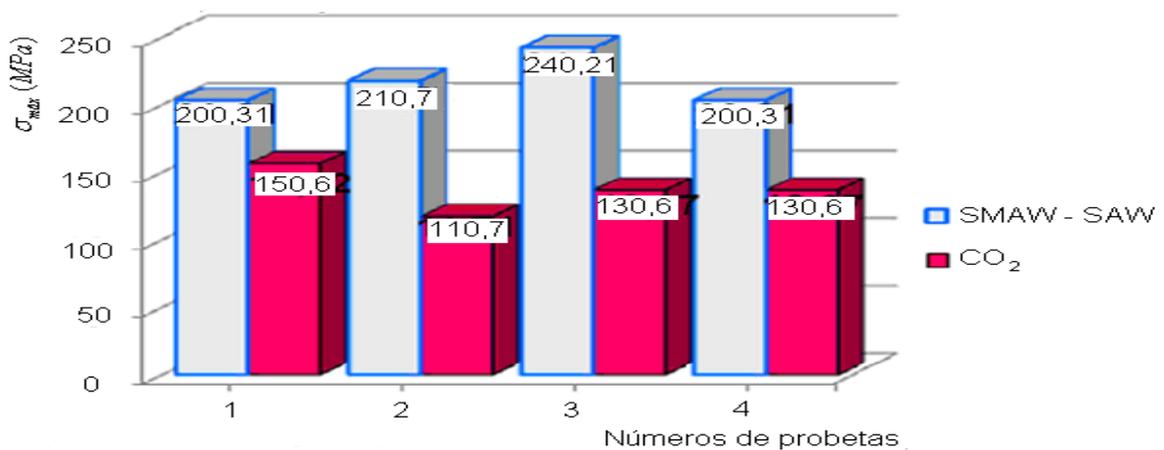


Figura 3.9. Comportamiento de las cargas de tracción para cada probeta.

Los valores de la carga máxima soportada por las diferentes probetas durante los ensayos de tracción con soldadura SAW y SMAW, así como la soldadura CO<sub>2</sub>, se recogen en el anexo 2. En la figura 3.9 se muestra una gráfica de los dichos valores de

carga alcanzados por cada probeta, denotadas por azul las soldadas con SAW y SMAW y por rojas las que se fabricaron empleando el método CO<sub>2</sub>.

Estos resultados demuestran que el método más factible es el proceso de soldadura que emplea arco sumergido (SAW) por el exterior y electrodo E - 7018 por el interior, ya que las probetas de tracción por este método soportaron mayores tensiones para una media de 216, 40 MPa, sin embargo las soldadas con CO<sub>2</sub> solo llegaron a obtener valores con una media de 136,60 MPa.

Los valores obtenidos en las pruebas de doblado para las cuatros probetas soldadas por los métodos SAW y SMAW se pueden observar en la tabla 3.13 y los ensayos de las cuatros probetas por el proceso de CO<sub>2</sub>, se recoge en la tabla 3.14. La condición para la evaluación de los procesos es de satisfactorios para aquellas probetas que no presentaran agrietamiento y no satisfactorios en caso contrario.

Tabla 3.13. Resultados de los ensayos de doblado (SAW y SMAW).

Ensayos	Resultados.	Electrodos
1	Satisfactorio	EL-12/ $\phi$ 3,2mm y E-7018
2	Satisfactorio	EL-12/ $\phi$ 3,2mm y E-7018
3	Satisfactorio	EL-12/ $\phi$ 3,2mm y E-7018
4	Satisfactorio	EL-12/ $\phi$ 3,2mm y E-7018

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 a la soldadura.

Tabla 3.14. Resultados de los ensayos de doblado (CO<sub>2</sub>).

Ensayos	Resultados.	Electrodos
1	No satisfactorio	ER-70S-6
2	No satisfactorio	ER-70S-6
3	No satisfactorio	ER-70S-6
4	No satisfactorio	ER-70S-6

Los resultados de las probetas sometidas al ensayo de doblado después de ser soldadas por el proceso CO<sub>2</sub>, son evaluados de no satisfactorios, debido a la aparición de grietas al ser dobladas. Según el reporte de esta prueba se recomienda el no empleo del proceso en la unión de los tramos. Se puede considerar que la causa fundamental está dado por el gradiente de temperatura que se genera durante el soldeo, lo cual

provoca la aparición de estructuras desfavorables, además de la descarburación del material haciéndolo más susceptible al agrietamiento.

### 3.5. Caracterización metalográfica

Se realizó el análisis microestructural a cada una de las muestras seleccionadas en la tabla 2.4 del capítulo II y se compararon con la estructura estándar seleccionada para la fabricación del tramo IV (figura 3.10). En esta figura se muestra la microestructura del acero AISI 1020, donde se observa una estructura de ferrita + perlita, típico de los aceros hipoeutectoides.

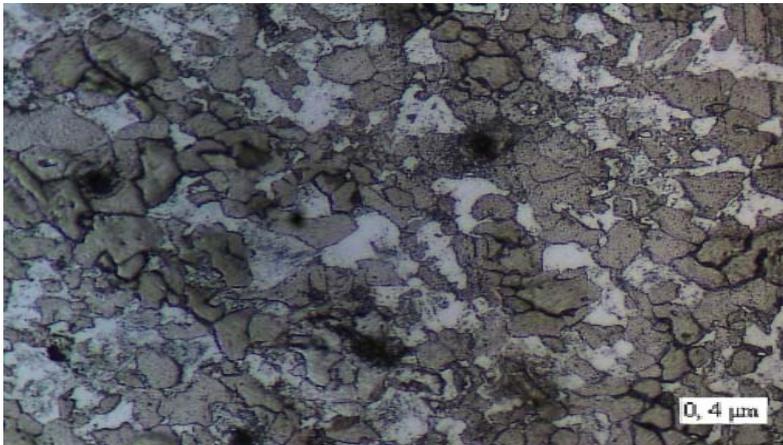


Figura 3.10. Microestructura del acero AISI 1020.

Primeramente se analizó el material los tubos de fabricación de acero equivalente al AISI 1020 (figura 3.11) y se comparó con la estructura del acero 20 según norma GOST (AISI 1020).

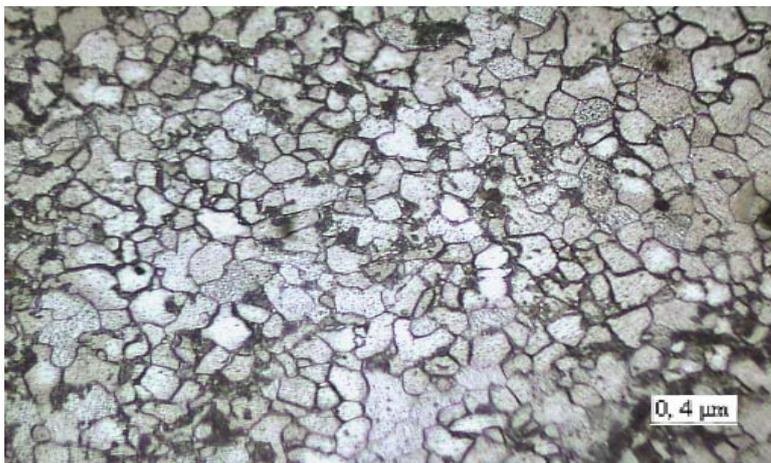


Figura 3.11. Microestructura del tubo fabricado de acero equivalente al AISI 1020 (200 X).

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 3.12), por tanto el material de los tubos utilizado no presenta influencia perjudicial que pueda afectar la durabilidad de los tramos.

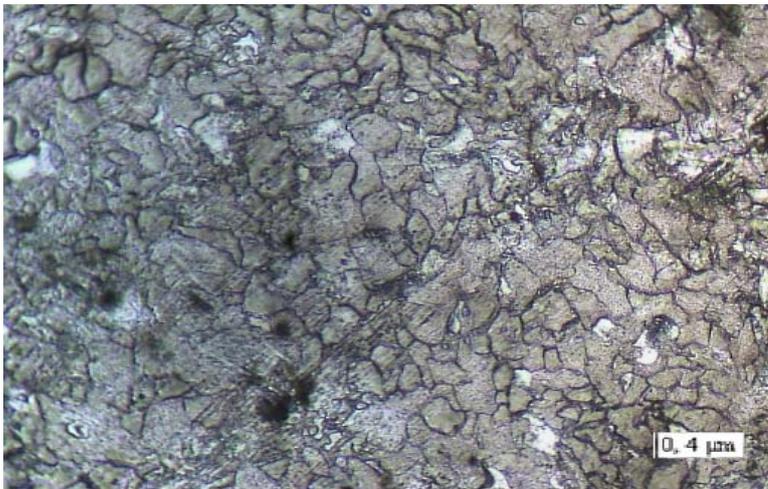


Figura 3.12. Microestructura del tubo fabricado por norma ASTM (200 X).

Teniendo como base la estructura de los tubos, se analizó el material de las bridas. En la figura 3.13 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.

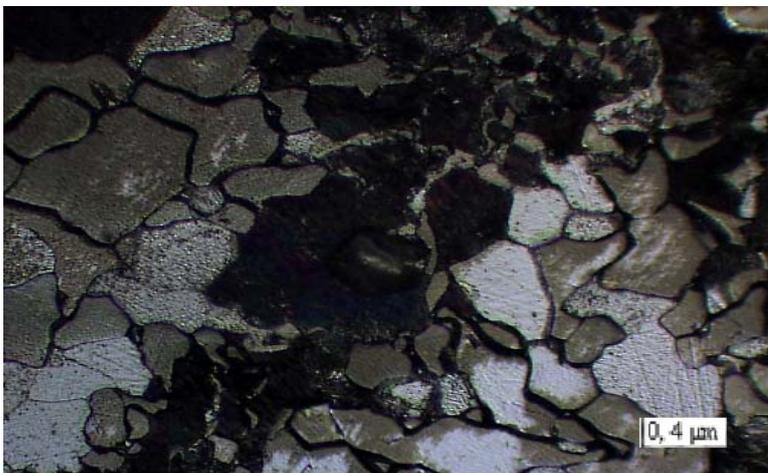


Figura 3.13. Microestructura de las bridas (400 X).

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 esta estructura.

Cuando se analiza uno de los tubos averiados, ya sometidos a las condiciones de trabajo del Jacoby (figura 3.14), se puede observar que en la unión soldada la estructura del metal depositado (parte oscura) presenta un fondo de granos muy finos del tipo troostítico y grano grueso con red de ferrita y la zona fundida del metal base (parte clara) presenta granos finos, alineados y aciculares, similar a la estructura basáltica.



Figura 3.14. Microestructura en la unión del cordón de soldadura agrietada (200 X).

Según lo visto en la figura anterior se puede deducir que la unión soldada presenta falta de fusión y forma una estructura desfavorable para la soldadura. Además en varios tramos se puede observar la presencia de poros y grietas en la unión soldada (figuras 3.15 y 3.16).



Figura 3.15. Presencia de poros en la soldadura en el tramo cuatro (200 X).

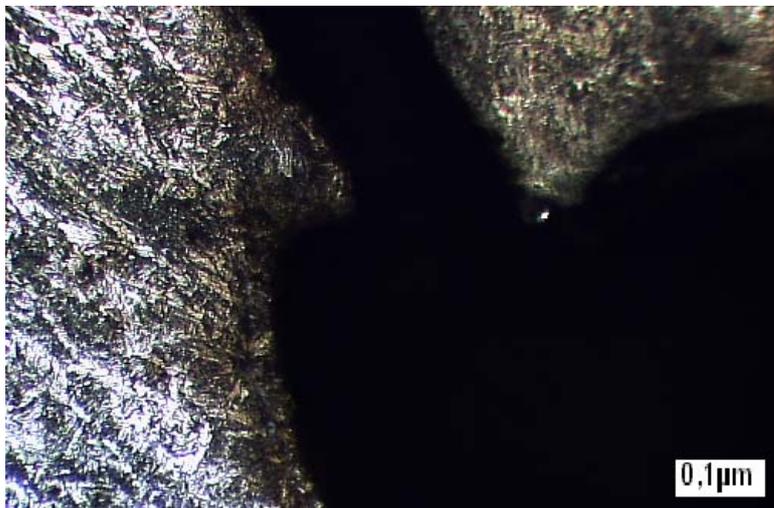


Figura 3.16. Presencia de grietas en la soldadura en el tramo cuatro (200 X).

Las soldaduras que tienden a formar una estructura de Widmanstaetten, de ferrita (clara) y perlita (oscura) poseen la particularidad de tener una gran fragilidad, por lo que es desfavorable para las uniones soldadas (Lajtin, 1985).

La figura 3.17 presenta una estructura similar a la mencionada anteriormente, La cual pertenecen a una muestra tomada de la soldadura que une el tubo con la brida de un tramo fracturado.

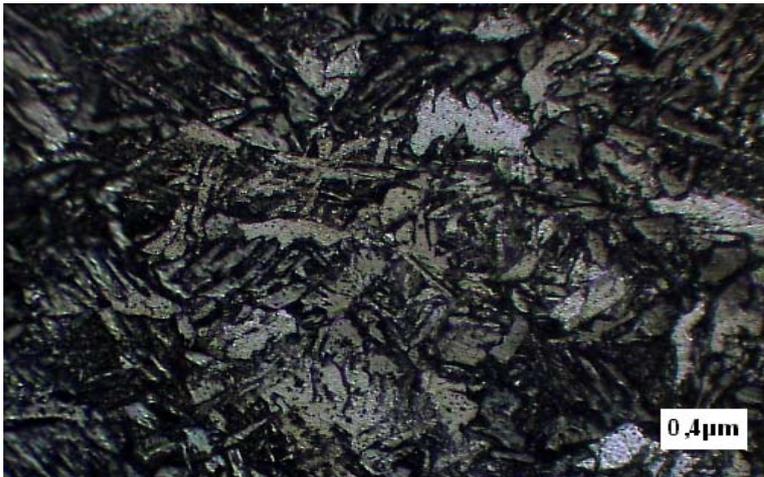


Figura 3.17. Estructura de la soldadura similar a la de Widmanstaetten, (200 X).

Otro de los tramos averiados analizados muestra una estructura basáltica que aparece en la zona fundida debido al aspecto que esta presenta de capas supuestas orientadas tal como muestran las figuras 3.18 y 3.19. La estructura correspondiente a los cordones inferiores es fina con distribución homogénea de ferrita y perlita producto del normalizado que producen los cordones superiores, esta normalización conduce a un ablandamiento.

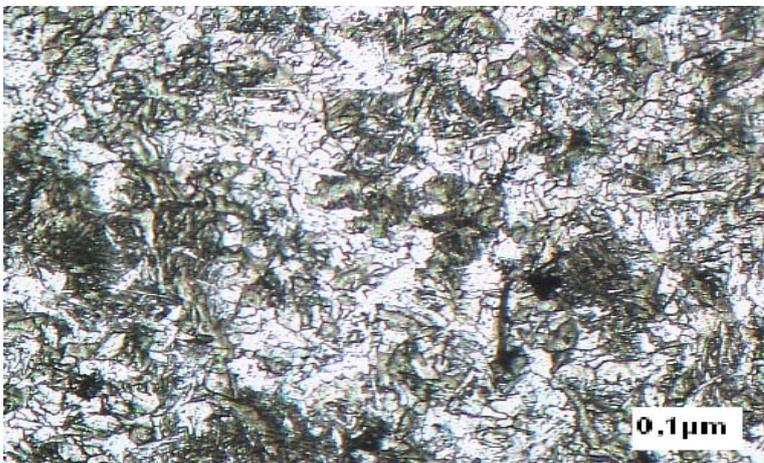


Figura 3.18. Microestructura basáltica en la soldadura (200 X).

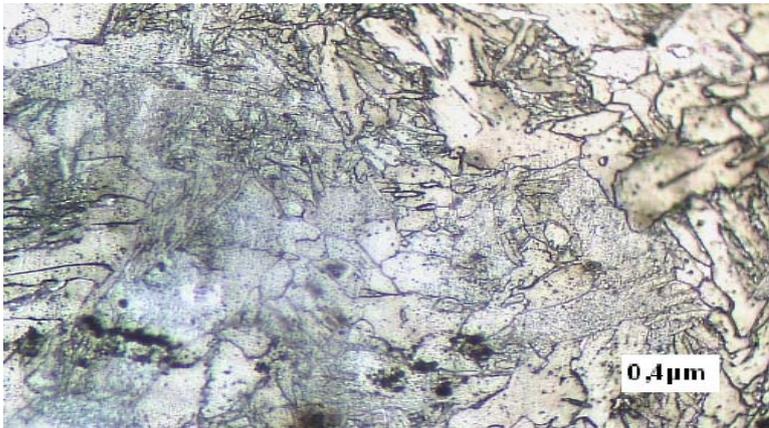


Figura 3.19. Unión de la soldadura, estructura basáltica (200 X).

En varias muestras se observó que la estructura del metal base es de ferrita y perlita orientada, tal como lo muestra en la figura 3.20. Esto ocurre generalmente cuando la unión soldada se realiza sin precalentamiento.

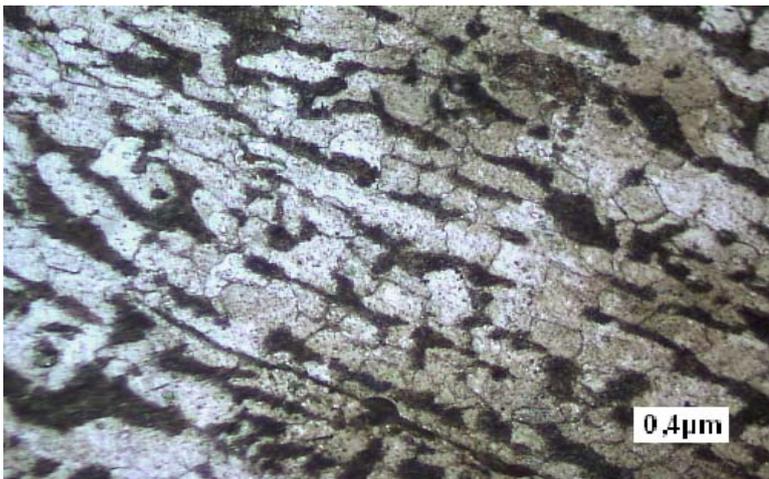


Figura 3.20. Microestructura del metal base, ferrita y perlita orientada (200 X).

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 3.13), 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 (figura 3.21), 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.

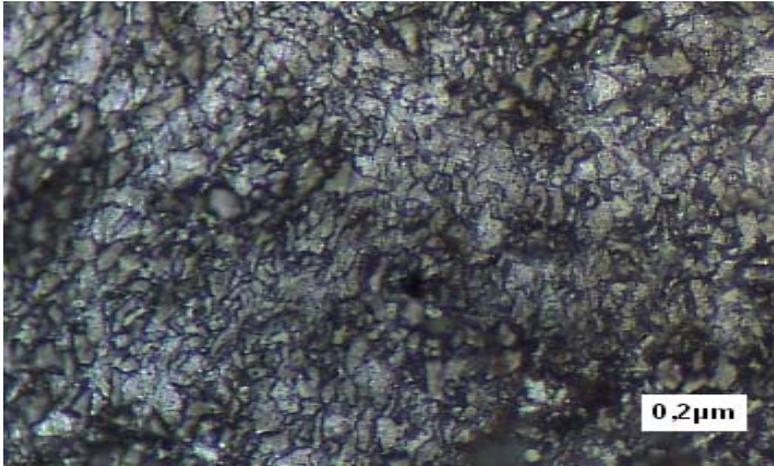


Figura 3.21. Soldadura con electrodo E-7018 (200 X).

A partir del método SAW empleando electrodo desnudo (alambre) EL-12 Ø 3,2 mm y fundente Flux 429, con un amperaje de 200 A, se obtiene una estructura de ferrita sobresaturada más bien bainita acicular (figura 3.22).

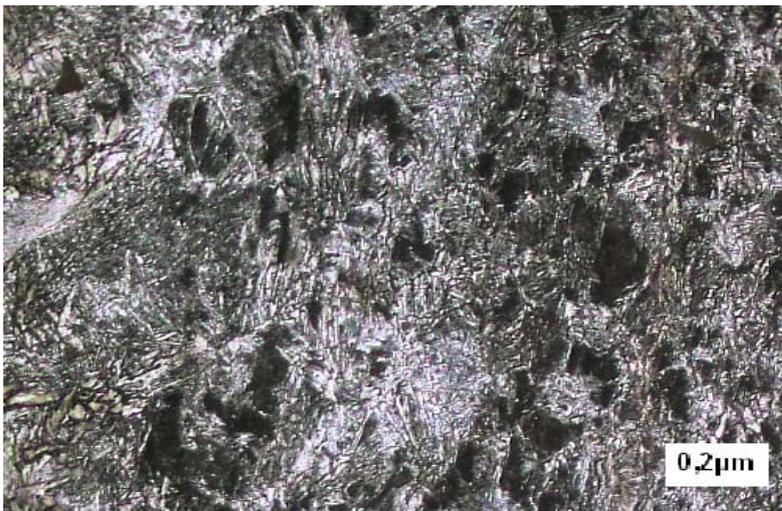


Figura 3.22. Soldadura por el método SAW (200 X).

En la figura 3.23 se observa la unión de las dos soldaduras mostradas anteriormente, obtenidas en las probetas de los ensayos de tracción y doblado, por el primer método (SMAW y SAW).

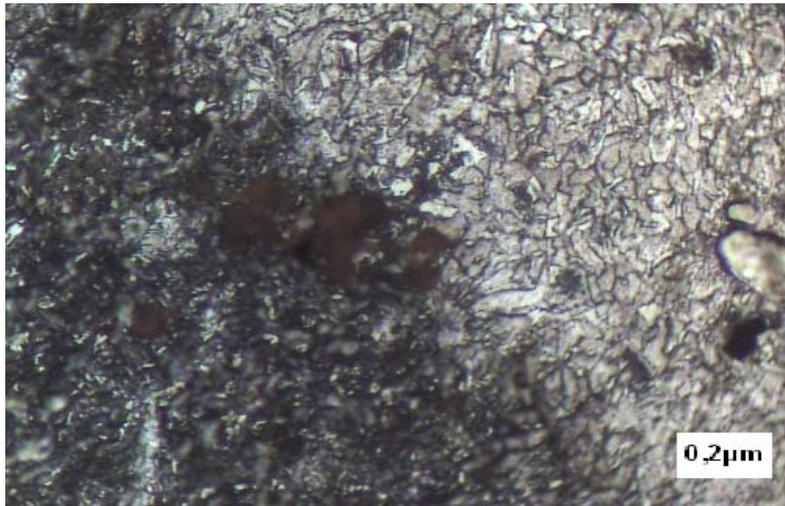


Figura 3.23. Soldadura por el método SAW (200 X).

Por último, mediante la soldadura con  $CO_2$  (GMAW) empleando electrodo ER - 70S – 6 con una corriente de 300 A, se obtiene una estructura de Widmanstaetten incompleta, según se muestra en la figura 3.24, siendo menos recomendable, debido a su gran fragilidad. Esta se produce por sobrecalentamiento del acero a temperaturas bastante superiores a  $A_3$ , que conduce a la formación de un grano real basto. En el acero sobrecalentado el exceso de ferrita se separa en forma de red por los bordes de grano de grano o en forma de largas láminas (agujas), que atraviesan el grano de perlita.

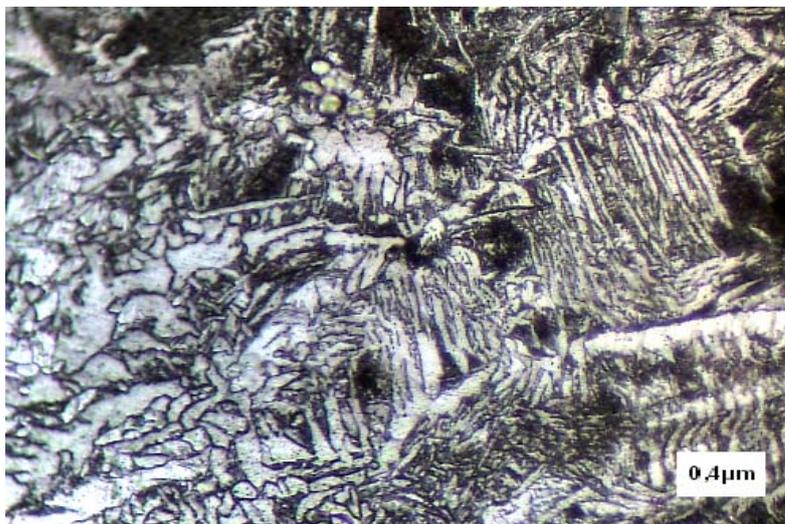


Figura 3.24. Soldadura con  $CO_2$  (200 X).

La estructura de Widmanstaetten obtenida está caracterizada por una simetría que sigue tres o cuatro direcciones, y se manifiesta como una estructura de fragilidad en los aceros.

Existen varios factores que influyen en el agrietamiento y las roturas del cordón de soldadura en el tramo IV del transportador de mineral Jacoby. Durante la búsqueda de los mismos se ha podido observar una serie de elementos que influyen de cierta manera en la durabilidad de la unión soldada.

La preparación de bordes tiene gran influencia en la resistencia de la soldadura. Para espesores de 16 mm, el bisel debe ser en doble V, (según American Welding Society, 1996), sin embargo, fotos tomadas a las muestras extraídas del tramo roto (figuras 3.25, 3.26 y 3.27), demuestran que el bisel realizado por el interior ha sido insuficiente, llevando consigo la falta de penetración y con ello el debilitamiento de la unión soldada.



Figura.3.25. Parte interior      Figura.3.26. Parte exterior.      Figura.3.27. Ambos cordones

Las bridas fundidas en el taller 08 del Combinado Mecánico “Gustavo Machin Hoe de Beche”, como lo muestra la figura 3.28, presentan en la mayoría de los casos, defectos de fundición, entre ellos la presencia de poros que se pueden apreciar a simple vista. En ocasiones la soldadura se ve afectada por cavidades llenas de arenas que van apareciendo durante el proceso.



Figura.3.28. cavidades y presencia de poros en las Bridas.

### 3.6. Resultados obtenidos a partir de la investigación

Partiendo de los resultados obtenidos en el presente trabajo se decidió fabricar cuatro tramos de prueba utilizando como método de unión soldadura a tope. En los meses de noviembre y diciembre del 2009 se prepararon los tramos empleando el proceso SMAW utilizando electrodo E-7018 en el interior, y por el exterior el proceso SAW utilizando alambre EL-12 Ø 3,2 mm y fundente Flux 429. La preparación de bordes se realizó de manera eficiente, en doble V a 30°, luego de soldados se realizaron ensayos de radiografías. La prueba se designó con la marca (PRUE – 1, AC-35, 09) y (PRUE – 2, AC-25, 09).

En enero del 2010 se montaron dos tramos en el transportador 6 y dos en el transportador 9. Hasta la fecha están trabajando perfectamente arrojando mejores resultados que los fabricados años atrás, ya que en ocasiones duraban hasta 15 días o un mes según estadísticas realizadas (Rodríguez *et al.*, 2007).

La propuesta de unir los tramos del transportador empleando la unión a solape está motivado por la disminución del constante agrietamiento al que está sometido el cordón de soldadura. 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.

### 3.7. 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 los tramos del Jacoby, y con ello un funcionamiento más eficiente del transportador en general.

#### 3.7.1. Costo de fabricación de las probetas para los ensayos de resistencia mecánica

Para los ensayos de tracción y doblado se fabricaron diferentes probetas con planchas de acero (Ac – 20), según norma GOST 1050 (1988), de espesor 8 mm y dimensiones 203 x 287, estas últimas se cortan a la mitad, se biselan y se sueldan. Finalmente se cortan las probetas en dimensiones 203 x 32. Se calcularon los tiempos para la elaboración de la probeta a partir de los elementos relacionados en la tabla 3.15 y 3.16.

Tabla 3.15. Materiales empleados para la fabricación de las probetas.

Material empleado	Cantidad
Plancha Ac – 20	4 kg
Electrodo AWS E – 7018 Ø 3,2	0,12 kg
Oxígeno	0,23 m <sup>3</sup>
Acetileno	0,05 m <sup>3</sup>

Tabla 3.16. Operaciones para la fabricación de las probetas.

Operación	Tiempo en h
Trazado	0,33
Oxicorte	0,33
Biselado	0,25
Pulido	0,16
Soldadura	0,1

El precio establecido para fabricar las probetas es de \$ 26,82, como se utilizaron 4 planchas para elaborar un total de 24 probetas el precio total es de \$ 107,28.

#### Costo de los ensayos de análisis químico

Tabla 3.17. Costo de los ensayos de análisis químico.

Ensayos	P/U (CUP)	Total (Mn)
---------	-----------	------------

44	12,36	543,84
----	-------	--------

### Costo de los ensayos de radiografía

Tabla 3.18. Costo de los ensayos de radiografía.

Ensayos	P/U para 1m (Mn)	Total (Mn)
2m	46,46	92,92

### Costo de los ensayos de tracción y doblado

Tabla 3.19. Costo de los ensayos de tracción y doblado.

Ensayos	P/U (Mn)	Total (CUP)
16	7,19	115,04

Teniendo en cuenta el gasto de energía eléctrica se puede concluir que el trabajo investigativo tuvo un costo total de 900,00 CUP.

### Gasto de Energía consumida en la fabricación de un tramo

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)	$E_c \cdot 0.06$	Importe (CUP)
Torno	2,0	13,4	26,8	1,60	6,4
Taladradora	0,3	2,5	0,75	0,04	0,045
Horno	3,0	5,0	15,0	0,9	13,5
Total	5,3	20,9	42,55	2,55	59,03

### Precio establecido para la fabricación total de un tramo

El valor total que cuesta fabricar uno de los tramos tres y cuatro del transportador Jacoby se puede apreciar en la tabla 3.18.

Tabla 3.18. Valor total de cada tramo

Pieza de fabricación	P/u (CUP)
Tramo cuatro	15 690,99

Cuando se requieren realizar operaciones de cambio de tramos averiados, el tiempo de parada de una línea es de 20 horas como promedio, en cada una se dejarán de procesar 800 toneladas de menas lateríticas que garantizarían la extracción de 11,2 toneladas de sinter de Ni+Co. Según los precios actuales del producto en el mercado,

esto representa una pérdida de 280 896,00 CUC/transportador. Si se tiene en cuenta que las acciones de sustitución se producen con una periodicidad promedio de 50 días y al año ocurren alrededor de 7 intervenciones de este tipo, la empresa dejará de ingresar un total de 1 966 272,00 CUC/año.

### **3.8. Análisis del impacto ambiental**

Los procesos de soldadura constituyen, sin dudas, un singular aporte al desarrollo sostenible de la sociedad. Al ocurrir las averías en uno de los tramos del transportador no solo se ve afectada la producción, también el aprovechamiento racional de los recursos materiales y humanos.

Las altas temperaturas de calentamiento durante los métodos de soldadura son potencialmente 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, teniendo lugar durante el mismo la evaporación, salpicaduras, y oxidación de los materiales y elementos que participan en las reacciones químicas de la zona fundida.

Los trabajos de soldadura son bastante perjudiciales al hombre y al medio ambiente, debido a la incidencia de las radiaciones, gases y altas temperaturas generados por el proceso. Los efectos contaminantes derivados de los procesos de soldadura son mucho más agresivos a la salud cuando las piezas a soldar están recubiertas 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, si en el mismo se realiza cualquier otra actividad que emita sustancias al medio.

Factores contaminantes del puesto de trabajo del soldador:

1. Las radiaciones: luz visible, infrarrojos, 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 otras superficies. 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 químicos en la atmósfera circundante con produciendo gases muy tóxicos como: ozono, dióxido de nitrógeno presentes en el aire. Los rayos X y gammas se producen por el equipo que se utiliza para las pruebas no destructivas de la soldadura. Los rayos X también se producen por el haz de electrones.

Los vapores y gases en forma de humos son producidos por las elevadas temperaturas que además de fundir el metal lo evaporan. 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 Ozono, 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.

### **3.9. Conclusiones del capítulo 3**

- ✓ Los cálculos de resistencia de la unión soldada en el tramo IV demuestran que el fenómeno de agrietamiento no está ocasionado por el tipo de unión a tope que se emplea actualmente, pero existe mayor resistencia en la unión soldada cuando se realiza a solape.
- ✓ Se determinó a través del análisis espectral que el contenido de carbono determinado de un 0,35 % en las bridas es mayor que el especificado en los planos, lo cual unido con el manganeso incrementan la posibilidad de grietas en el cordón de soldadura.
- ✓ Se determinó que de los procesos de soldadura por fusión empleado, SMAW, CO<sub>2</sub> y SAW, el empleo del proceso de soldadura CO<sub>2</sub>, crea una estructura de Widmanstaetten incompleta que favorece la formación de grietas en la unión soldada.

# CONCLUSIONES

### Conclusiones generales

- ✓ Al determinar la resistencia mecánica para la soldadura a tope se determinó que la misma es de 768 160 N/m y para la soldadura a solape es de 12 244, 898 N/m, lo que demuestra que ambos tipos de unión tienen resistencia para soportar la carga y el momento torsor al que está sometido el tramo cuatro del transportador Jacoby.
- ✓ Las muestras metalográficas analizadas en el tramo IV presentan diferentes morfologías, desde la estructura ferrita – perlita hasta la de Widmanstaetten incompleta obtenida por el proceso CO<sub>2</sub> lo cual está motivado por la diferencia de carbono que existe entre la brida y el tubo y por la temperatura de fusión del proceso.
- ✓ Los resultados obtenidos por el Método de los Elementos Finitos demuestran que la tensión máxima alcanzada por el mismo para la condición de carga es de  $4, 153 \times 10^8$  Pa máx y 361 Pa como mínimo, lo cual permite afirmar que el transportador Jacoby resiste el momento torsor al que está sometido.
- ✓ Al efectuar la valoración económica del costo de inversión en consideración con gastos de materiales, como de materia prima el costo es de 15 690, 99 CUP, para realizar el cambio del tramo cuatro y por concepto de ensayos mecánicos el costo es de 900,00 CUP, para un costo total de se determinó que se incurre 16 590, 99 CUP.

# RECOMENDACIONES



**Recomendaciones:**

1. Realizar la unión de los tubos con las bridas de los tramos de acero al carbono para el transportador sinfín (Jacoby), de la Empresa Comandante Ernesto Che Guevara, empleando la combinación de los procesos soldadura SMAW y SAW.
2. Efectuar un adecuado control de la calidad de fabricación, de la unión del tubo-brida, con la metodología propuesta en este trabajo, enfatizando en la preparación de bordes; así como chequear el cordón de soldada con radiografía después de realizado el proceso.
3. Recomendar a la Empresa Mecánica del Níquel fabricar las bridas con un porcentaje de carbono similar al del tubo (20%).
4. Realizar la unión tubo-brida mediante la soldadura a solape teniendo en cuenta los cálculos de resistencia y el análisis microestructural a partir de los resultados alcanzados en la investigación.

# **BIBLIOGRAFÍA**

## **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 Schweissttechnik*. Berlín. Ed. Veb Verlag Technik. 1985. 203 p.
13. Bengton, U., *Design requeriments 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 Liqueção 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, 1<sup>st</sup>. 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.hallf.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. Transaccions 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 Metalurgia 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/10.1002/9781118133111).

**ANEXOS**



**Anexos**

## ANEXO 1

Tabla resumen de rotura por efecto del agrietamiento de los tramos entre los años 2008-2010

Tramo	Cantidad	%	% Acumulado
IV	9,0	36,0	31,0
V	8,0	32,0	68,0
III	5,0	20,0	88,0
II	2,0	8,0	96,0
VI	1,0	4,0	100,0
TOTAL	25,000	100,000	

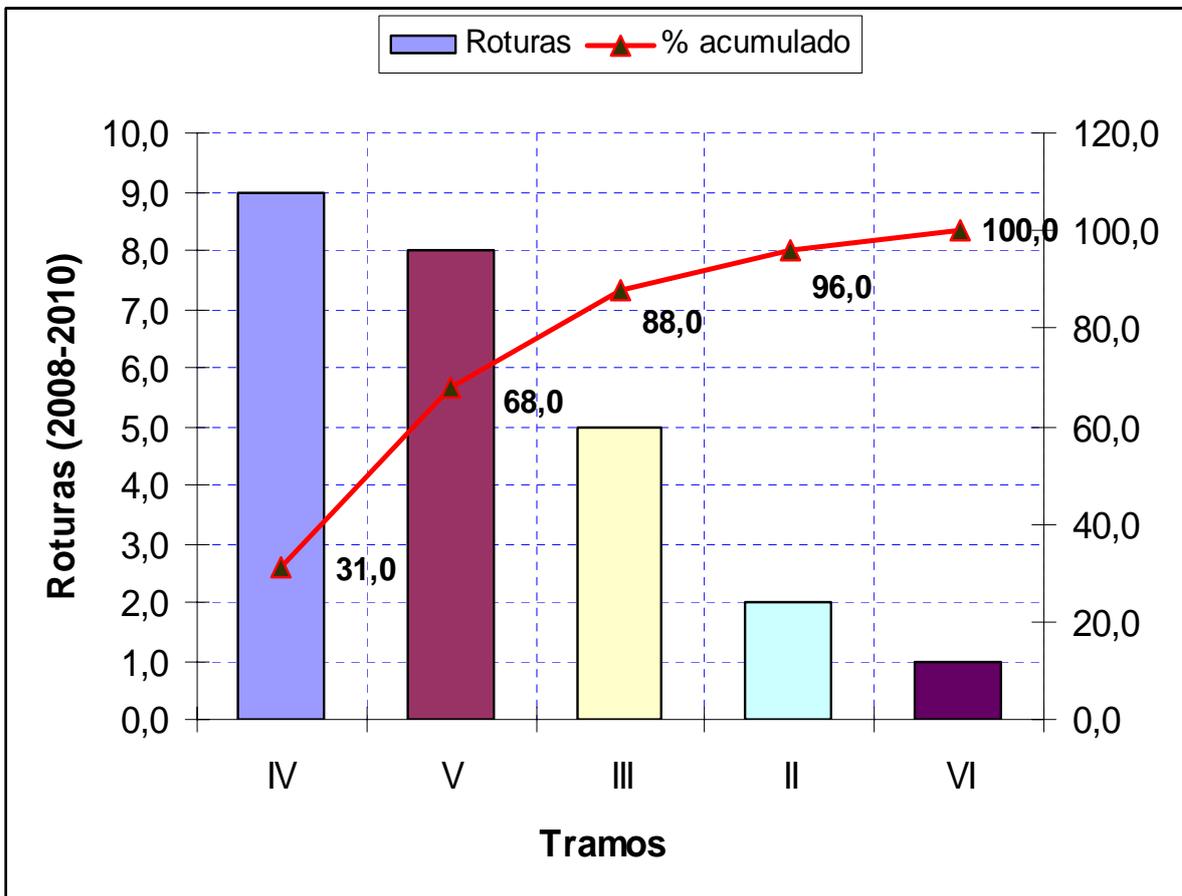


Gráfico de Pareto

## ANEXO 2

Resultados de los ensayos de tracción para los proceso SAW - SMAW y  $CO_2$ .

Ensayos	Carga Máxima (kgf)	Electrodo
Proceso de soldadura SAW y SMAW		
1	5 200	EL-12/ $\phi$ 3,2mm y E-7018
2	5 570	EL-12/ $\phi$ 3,2mm y E-7018
3	6 200	EL-12/ $\phi$ 3,2mm y E-7018
4	5 200	EL-12/ $\phi$ 3,2mm y E-7018
Proceso de soldadura $CO_2$		
1	4 000	ER-70S-6
2	3 000	ER-70S-6
3	3 500	ER-70S-6
4	3 500	ER-70S-6

Ensayo	Tensión (Kgf/mm <sup>2</sup> )	Electrodo
Proceso de soldadura SAW y SMAW		
1	20,31	EL-12/ $\phi$ 3,2mm y E-7018
2	21,75	EL-12/ $\phi$ 3,2mm y E-7018
3	24,21	EL-12/ $\phi$ 3,2mm y E-7018
4	20,31	EL-12/ $\phi$ 3,2mm y E-7018
Proceso de soldadura $CO_2$		
1	15,62	ER-70S-6
2	11,71	ER-70S-6
3	13,67	ER-70S-6
4	13,67	ER-70S-6



## **Anexo 3**

Plano de fabricación del Jacoby de la empresa



## **Anexo 4**

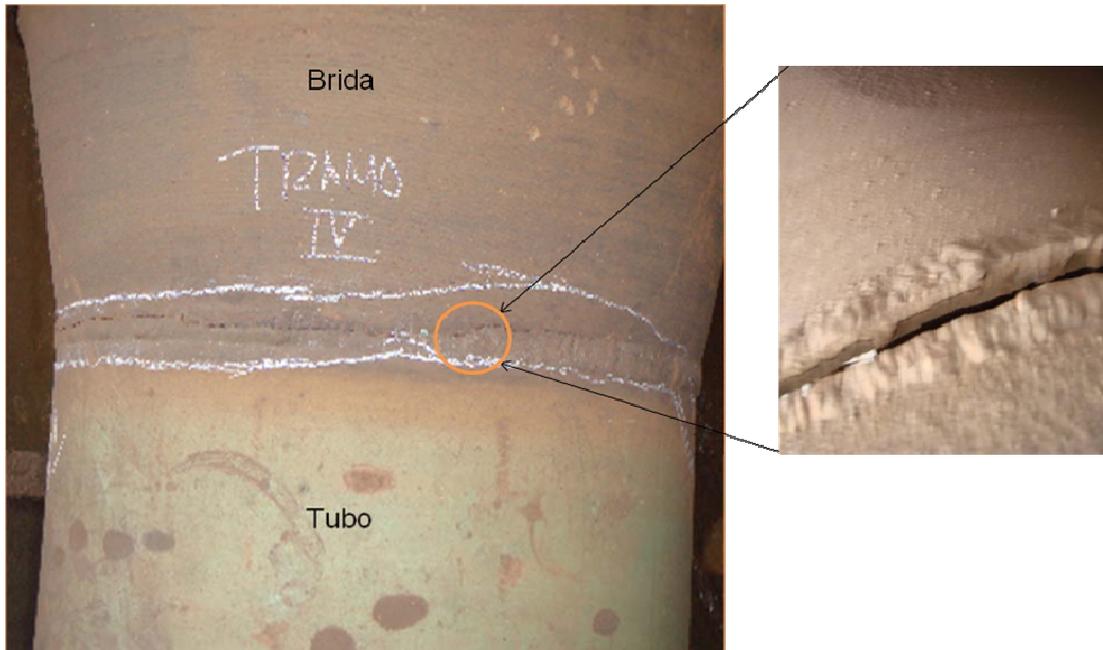
Plano ensamble para propuesta de modificación



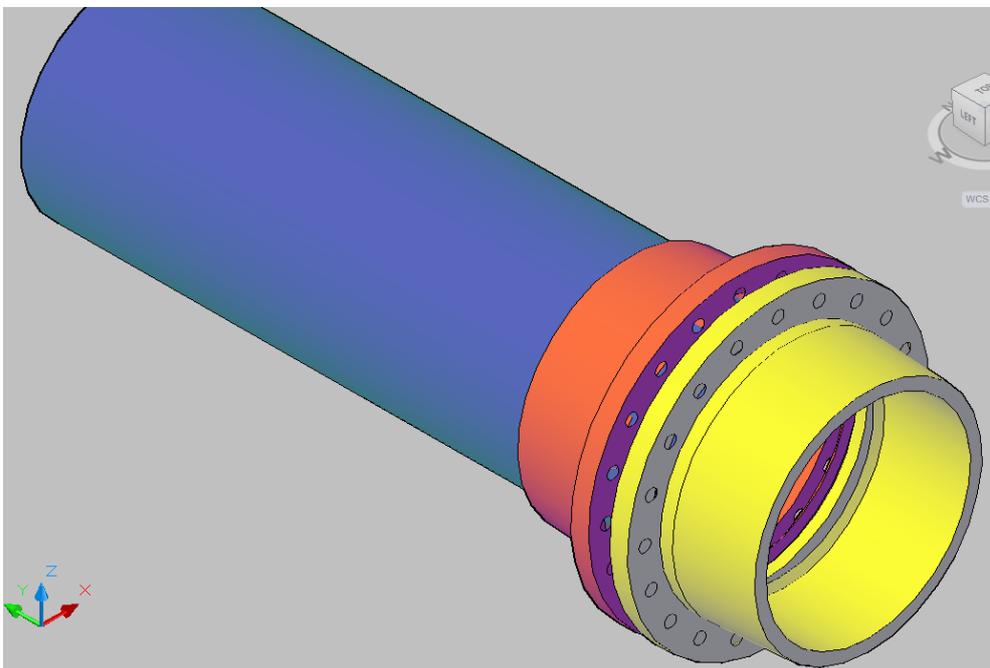
## **Anexo 5**

Plano de brida para la propuesta de modificación

## Anexo 6



Rotura tramo IV



Modelo tridimensional de la unión brida-tubo



## **Anexo 7**

Hoja de cálculos