

Efecto de las tensiones en la unión soldada tubo-brida del transportador de mineral reducido

Marjoris Utria-Jiménez
Benigno Leyva-de la Cruz
Tomás Fernández-Columbié
Isnel Rodríguez-González

Resumen

Este trabajo tuvo como objetivo determinar mediante el cálculo y simulación de tensiones, el efecto de estas en la aparición de roturas en la unión soldada del tubo con la brida en tramos rectos del transportador de mineral laterítico reducido de una planta metalúrgica. La simulación se realizó por el método de elementos finitos. El análisis metalográfico evidenció que la unión soldada presenta estructuras ferrito-perlítica y de Widmanstaetten incompleta, lo cual está motivado por la diferencia de carbono que existe entre la brida y el tubo. Se concluye que las tensiones de la soldadura no inducen la aparición de las fallas; según criterio de Von Misses la unión resiste las condiciones de carga ya que las tensiones máximas generadas por la soldadura del cordón se distribuyen a lo largo del mismo sin sobrepasar los valores peligrosos.

Palabras clave: transportador sinfín; unión soldada; brida; tubería; tensiones residuales; simulación

Stress effects on the reduced ore conveyor tube-bridle joint welds

Abstract

The objective of this work was to calculate and simulate the stress in order to determine if it is the cause of failures in the tube-bridle joint welds on the straight sections of the laterite ore conveyor at a metallurgical plant. The simulation was conducted through the finite element method. The metallographic analysis on the welded joint indicated the presence of ferrite-perlite and incomplete Widmanstaetten structures. This is due to the difference between the carbon content of the bridle and that of the tube. The results evidence that the stress is not a cause of failure: according to the Von Misses criterion, the joint is resistant to the load conditions as the maximum stresses resulted from the bead welds are distributed all along the conveyor without exceeding the extreme values.

Keywords: worm conveyor; welded joint; bridle; residual stress; simulation.

1. INTRODUCCIÓN

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, y la distancia no es mayor de 61 m o la trayectoria no es demasiado pendiente. Poseen además la particularidad de transportar materiales calientes y que pueden emanar gases.

Las plantas metalúrgicas cubanas que procesan material laterítico para la producción de níquel y cobalto emplean transportadores de tornillo sinfín (Jacoby) para el acarreo del mineral reducido hasta ser descargado en los enfriadores de donde sale con una temperatura cercana a los 200 °C, hacia las canales de contacto de la planta de Lixiviación y Lavado.

El transportador estudiado consta de 10 tramos acoplados (figura 1). Los extremos de los tubos en formas de bocina son unidos mediante soldadura por arco de metal protegido (*SMAW, por sus siglas en inglés*) y bridas con tornillos.

Esta investigación se realizó específicamente en el tramo tramo IV del transportador, debido a que con frecuencia ha presentado roturas en la zona soldada (figura 2); estas roturas están relacionadas con el agrietamiento progresivo de los cordones de soldadura en toda la longitud del mismo, ocasionando pérdidas en la economía de la empresa por los altos costos que implican la reposición o reparación de los tramos, además de afectar el medio ambiente debido a las fugas de mineral pulverizado y de gases tóxicos.

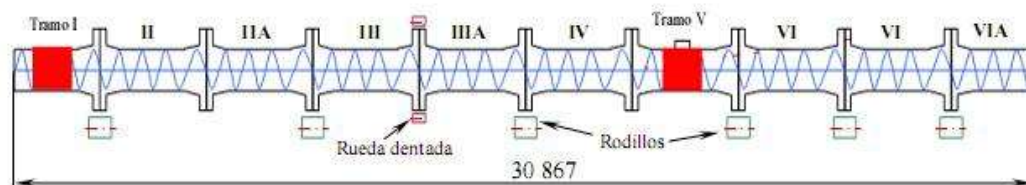


Figura 1. Esquema del transportador Jacoby



Figura 2. Unión por soldadura del tramo IV del transportador Jacoby. El detalle muestra la falla en la soldadura.

Muchas fallas o roturas no son detectadas de inmediato, lo que provoca grandes averías (Daz *et al.* 2003 y Elgueta y Kilt 2007). Según Fazzini y Otegui (2006) y John *et al.* (2008) son muchos los factores que pueden contribuir de manera aislada o conjuntamente en la disminución de la resistencia de los elementos que provocan la aparición de las roturas.

Generalmente, los esfuerzos que afectan y producen fallas en las uniones 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 (Pástor 2002).

En las uniones soldadas pueden darse seis tipos de tensiones residuales: las transversales y longitudinales (o también llamadas de alargamiento), las que están a lo largo del cordón o en toda su longitud, en las secciones transversales al cordón y las longitudinales y transversales en espesor. En dependencia de la potencia térmica de la fuente empleada, de la velocidad de soldadura, del espesor y del carácter de fijación de la pieza, la distribución de estas tensiones pueden ser distintas (Cisilino *et al.* 2002).

El calentamiento y el enfriamiento rápido en regiones localizadas durante la soldadura por fusión, especialmente la soldadura SMAW, producen expansiones y contracciones térmicas, que a su vez provocan tensiones residuales en la soldadura y distorsión del ensamble soldado (Prasad y Dwivedi, 2008).

A consecuencia de los procesos de fabricación de los materiales, de la mecanización de componentes y de las condiciones de servicio de estos últimos en las uniones soldadas se generan, en los agregados policristalinos, campos de tensiones residuales (Seok 2008), estas 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.

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 (García *et al.* 2006).

Este trabajo tuvo como objetivo determinar mediante el cálculo y simulación de las tensiones, el efecto de estas en la aparición de roturas en la unión soldada de tramos rectos del transportador de mineral laterítico.

2. METODOLOGÍA

2.1. Análisis de la composición química

Se determinó mediante análisis espectral, la composición química del material del tubo y del material de la brida, para ello se utilizó un

espectrómetro de masa cuántico, ESPECTROLAB 230, con electrodo de carbón bajo arco sumergido en atmósfera de argón. En la tabla 1 aparece la composición química del material de la tubería y la tabla 2 recoge la composición química del material de la brida, la cual se obtiene por el proceso de fundición.

Tabla 1. Composición química del material del tubo

C	Si	Mn	Cr	Ni	Fe
0,19	0,24	0,64	0,03	0,04	98,76

Tabla 2. Composición química del material de la brida

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

2.2. Análisis microestructural

Se realizó el análisis a partir de la muestra patrón para establecer los cambios microestructurales ocurridos en la zona fundida y la zona de influencia térmica. Para el análisis microestructural se empleó un microscopio binocular marca NOVEL modelo NIM-100, dotado de una cámara instalada mediante el hardware IMI.VIDEOCAPTURE.exe. La figura 3 muestra la microestructura del material de la tubería y de la brida.

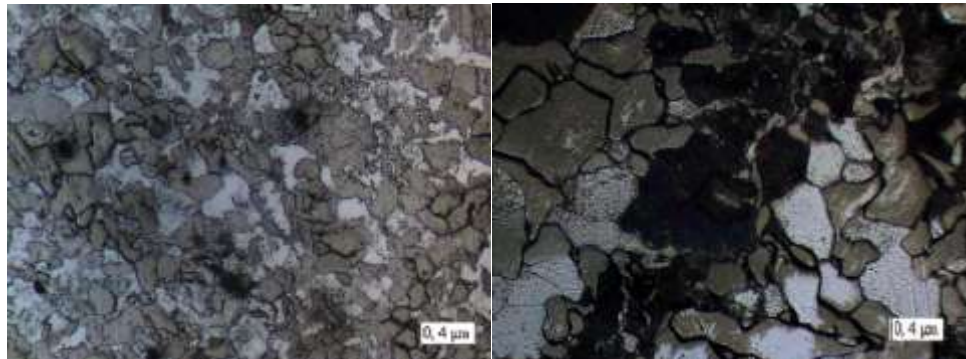


Figura 3. Material del tubo (izq) y de la brida (der).

2.3. Cálculo de la resistencia mecánica del cordón de soldadura

Para determinar la resistencia mecánica se realizaron diferentes cálculos, como el esfuerzo tangencial provocado por la combinación carga - momento, el esfuerzo tangencial originado por el efecto de la carga, el esfuerzo tangencial originado por el efecto del momento, el momento torsor, 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.

El esfuerzo tangencial provocado por la combinación carga - momento torsor se determinó por la ecuación 1, para ello se determinó el esfuerzo

tangencial originado por el efecto de la carga por la ecuación 2, y el esfuerzo tangencial originado por el momento por la ecuación 3.

En la figura 4 aparece el esquema de cálculo del cordón de soldadura.

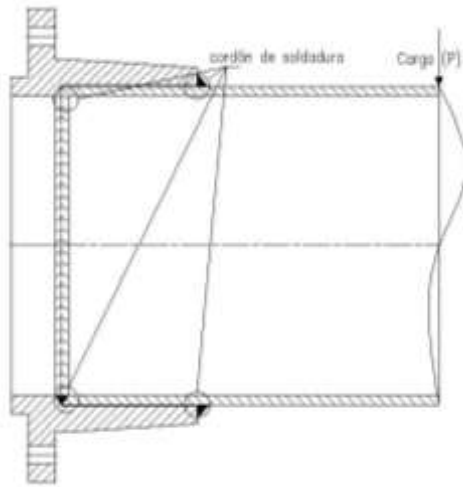


Figura 4a) Corte de la unión brida-tubo

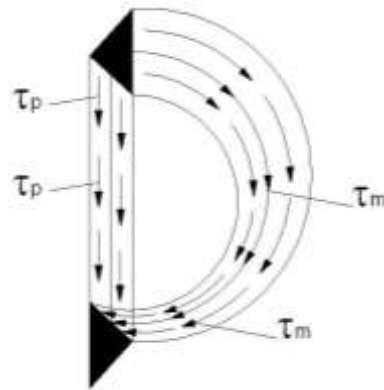


Figura 4b). Diagrama cuerpo libre del cordón de soldadura

Del diagrama de cuerpo libre (figura 4b) se deduce que todos los puntos del cordón son igualmente peligrosos, cumpliéndose para cualquiera de ellos (Aneiros 1983):

$$\tau = \sqrt{\tau_p^2 + \tau_m^2} \quad (1)$$

Donde:

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

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

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

El esfuerzo tangencial originado por el efecto de la carga, se determina por la siguiente ecuación.

$$\tau_p = \frac{P}{1,4\pi d K_s} \quad (2)$$

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 como:

$$\tau_m = \frac{2M_t}{1,4\pi d^2 K_s} \quad (3)$$

Donde:

M_t - momento torsor; N·m

Considerando el número de revoluciones por minutos al cual gira el transportador (27,7 rev/min) y la potencia de 30 kW, se determinó por la ecuación 4 el momento torsor al que está sometido el equipo. La transportadora gira a 27,7 rev/min bajo la acción de un momento torsor, este último depende de la potencia y la velocidad angular al que está sometido y se determina como:

$$M_t = \frac{N}{\omega} \quad (4)$$

Donde:

N - potencia; kW

ω - velocidad angular; rev/min

Por otra parte debe cumplirse que:

$$\tau \leq [\tau_{CIZ}] \quad (5)$$

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

Por lo que puede plantearse que:

$$\sqrt{\tau_p^2 + \tau_m^2} \leq [\tau_{CIZ}] \quad (6)$$

2.4. 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).

$$[\tau_{CIZ}] = 0,6 \cdot [\sigma_t] \quad (7)$$

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 (σ_f), que para el acero 20 $\sigma_f = 320 \text{ MPa}$, por lo tanto:

$$[\tau_{ciz}] = 0,4[\sigma_f] \quad (8)$$

2.5. Cálculo del cordón de soldadura

El refuerzo y el ancho son las características 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.

Para calcular el cateto de soldadura (K_s) se obtuvo la ecuación 9.

$$K_s \geq \left[\frac{1}{\tau_{ciz}} \right] \cdot \sqrt{\left(\frac{P}{0,7\pi d} \right)^2 + \left(\frac{2Mt}{0,7\pi d^2} \right)^2} \quad (9)$$

Donde:

d - diámetro exterior del tubo de transportador; m

- Coeficiente de ajuste de esfuerzo tangencial

El término entre corchetes de la ecuación 10 considera las modificaciones de la tensión tangencial producto de los cambios en el estado tensional (K_d) provocados por el efecto del momento torsor y la carga, principalmente sobre el cordón de soldadura.

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 mayor que el espesor de la lámina a soldar y se calcula como:

$$K_d = \left[0,25 + \frac{1,5 \cdot (St + 0,5 \cdot K_s)}{K_s} \right] \quad (10)$$

Donde:

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

St - espesor del tubo a soldar; m

2.6. Cálculo de la resistencia mecánica

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. Para calcular la resistencia mecánica se establece la ecuación siguiente.

$$\tau_{m\acute{a}x} = \frac{M_t}{W_p} \leq [\tau] \quad (11)$$

Donde:

τ_{\max} - tensión máxima al que está sometido el transportador debido a la acción del momento; MPa

W_p - módulo de la sección a torsión; mm³

M_t - momento torsor con que trabaja el transportador; N·m

$[\tau]$ - tensión admisible, para el acero AISI 1020; MPa

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

$$[\tau] = 0,5 \cdot [\sigma] \quad (12)$$

Entonces la tensión se determina por la ecuación 13 como:

$$[\sigma_{TC}] = \frac{\sigma_{material}}{n} \quad (13)$$

Siendo:

$\sigma_{material}$ - la tensión fluencia del metal base (acero AISI 1020 es de 350 en MPa)

n - el coeficiente de seguridad igual 1,44

El módulo de la sección a torsión es posible determinarlo de la siguiente manera:

$$W_p = 0,2 \cdot D^2 \cdot (1 - C^4) \quad (14)$$

De la ecuación 14, se determina C.

$$C = \frac{d}{D} \quad (15)$$

Donde:

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

3. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

3.1. Resistencia mecánica de la unión soldada

Los valores obtenidos del esfuerzo tangencial originado por el efecto de la carga y del momento, fueron de 16,10 MPa y 14,21 MPa, respectivamente, lo que arrojó un valor final del esfuerzo tangencial de 21,47 MPa. 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 productos de la fuerza cortante transversal, para la soldadura.

El valor del momento torsor obtenido fue de 12 244, 9 Nm. En el caso del transportador rotatorio, como la carga está aplicada en el centroide de la unión soldada, las tensiones tangenciales que surgen en la sección inducen un momento torsor. El resultado obtenido para este parámetro considera el peso del mineral reducido que es de 0,8 t/m³, el volumen total del material en el tramo que es 367 613 968, 193 mm³ y el volumen de la brida que es 14 440 104,138 mm³.

Según los cálculos realizados y su comprobación por la ecuación 5, la condición de resistencia se cumple, 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 el material ($\tau_{pm} \leq [\tau_{CIZ}]$) en el tramo; según la ecuación (6) la $\tau_{pm} = 21,477 \text{ MPa}$ y según la ecuación (7) $[\tau_{CIZ}] = 210 \text{ MPa}$.

El cateto del cordón de soldadura, con valor de 9 mm se obtuvo para un diámetro de tubería de 565 mm, una carga de 37,708 kN, un momento torsor de 12 244,9 N.m y una $[\tau_{CIZ}]$ de 210 MPa.

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 mismo como son las longitudinales y transversales. Los cálculos determinados permiten establecer que el tipo de unión a solape es favorable para ser aplicado como método de unión de los tramos del transportador, ya que los resultados cumplen con la condición de resistencia, por lo que se hace necesario el cumplimiento de una adecuada tecnología de soldadura.

3.2. Análisis de la microestructura

En la figura 5 se observa la unión soldada realizada con electrodo E 7018.

Como resultado se obtuvo para el material del tubo una estructura homogénea de granos finos de ferrita, típica de los aceros recocidos o normalizados, por otro lado en el material de la brida, obtenido por el proceso de fundición, se puede apreciar una microestructura del tipo ferrita y perlita con granos más gruesos que la estandarizada.

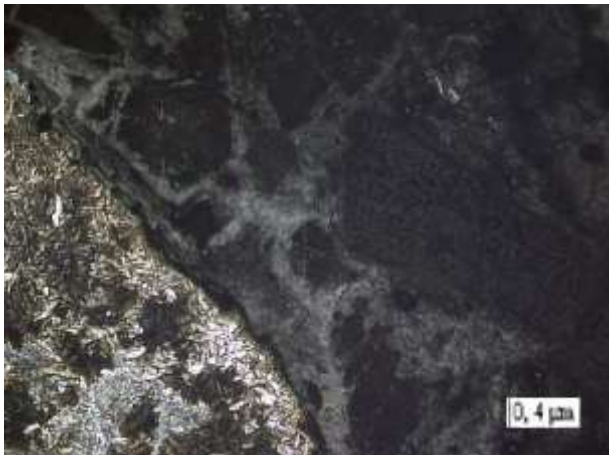


Figura 5. Microestructura en la unión del cordón de soldadura

Se evidencia 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, comportamiento propio de materiales que poseen una marcada diferencia de presencia de carbono en su composición.

La microestructura de la figura 6 se corresponde con la zona de influencia térmica del material de la brida. La misma se corresponde con la soldadura que une el tubo con la brida.

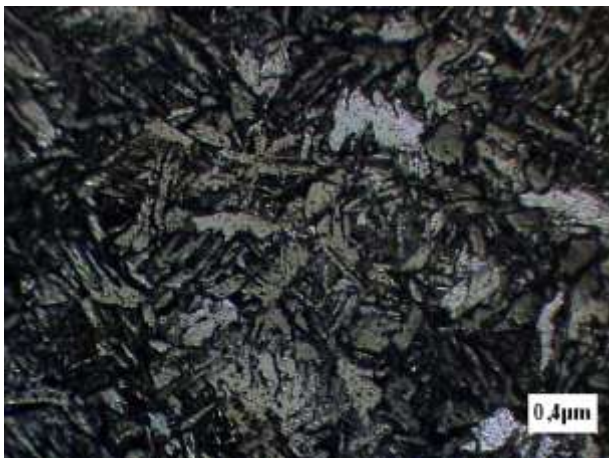


Figura 6. Estructura de la zona de influencia térmica

La microestructura correspondiente a la zona de influencia térmica en el material de la brida presenta granos alargados, con tendencia a la formación de una estructura de Widmanstaetten, lo cual está influenciado por el contenido de carbono que presenta la misma.

A partir del método GTAW, con el empleo del electrodo ER 70 - S, se obtuvo la microestructura que se muestra en la figura 6, que se corresponde con la zona de influencia térmica de la unión soldada.



Figura 7. Microestructura de la zona de influencia térmica

En la microestructura analizada anteriormente se puede observar la formación de una estructura de ferrita sobresaturada más bien bainita acicular.

Se analizó la zona fundida realizada con el mismo método. La figura 8 muestra la microestructura obtenida en la zona fundida.

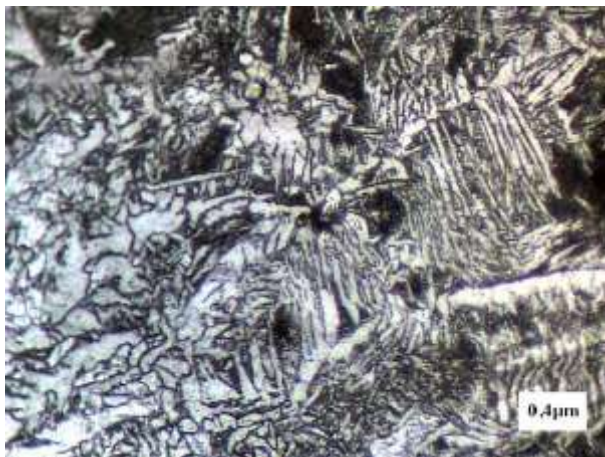


Figura 8. Microestructura de la zona fundida

Se observa en la figura 8 que en la zona fundida se ha obtenido una estructura del tipo de Widmanstaetten incompleta. Estos tipos de estructuras no son recomendables en los procesos de soldadura debido a su gran fragilidad.

La estructura de Widmanstaetten está caracterizada por una simetría que sigue tres o cuatro direcciones, y se manifiesta como una estructura de fragilidad en los aceros. Su aparición depende de tres factores principales; (composición química, sobrecalentamiento en la fase γ y la velocidad de enfriamiento a partir de esta fase. Esta estructura puede evitarse técnicamente, de manera tal que en la forma de soldar no se detenga mucho tiempo el electrodo en un punto, para evitar el sobrecalentamiento.

El análisis metalográfico evidenció que la unión soldada de las bridas con el tramo de transportador presenta un comportamiento de diferente

morfología, con estructuras ferrito-perlítica y de Widmanstaetten incompleta, lo cual está motivado por la diferencia de carbono que existe entre la brida y el tubo.

3.3. Análisis de las tensiones por el Método de Elementos Finitos

Las figuras 9 y 10 muestran el resultado del modelo tridimensional de la unión obtenido por el método de los elementos finitos (MEF), mediante el paquete profesional Solidworks se realiza el modelo tridimensional de la unión; se estableció una malla sólida con 41881 nodos y 21561 elementos. Como condición principal para la simulación se estableció el momento originado por la potencia y la velocidad angular. Como se observa se estableció una malla tridimensional para la soldadura de tubería de 565 mm de diámetro; la tercera coordenada Z sería, en este caso, circunferencial.

La figura 9 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.

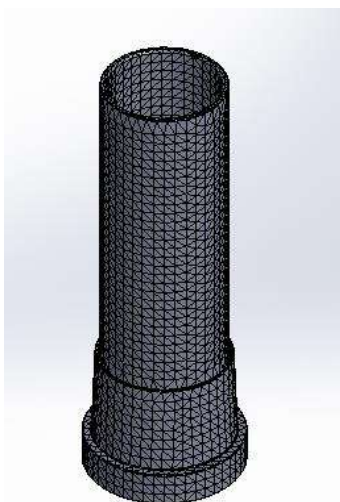


Figura 9. Mallado de la geometría tridimensional del transportador

En este tipo de modelo, la longitud de los elementos a lo largo del eje Z no varía, pues al considerar una velocidad de avance constante, el efecto de precalentamiento y de conducción de calor es constante salvo en los extremos inicial y final de la pieza.

Se considera que el aporte térmico lo realizan los elementos del cordón en función de la geometría de la pasada, mediante elementos generadores de calor. Esta presunción puede considerarse correcta, aunque realmente el arco eléctrico tiene una distribución de energía gaussiana en la superficie.

La figura 10 establece la condición de frontera aplicada al tubo del transportador para determinar las tensiones que surgen en el proceso.

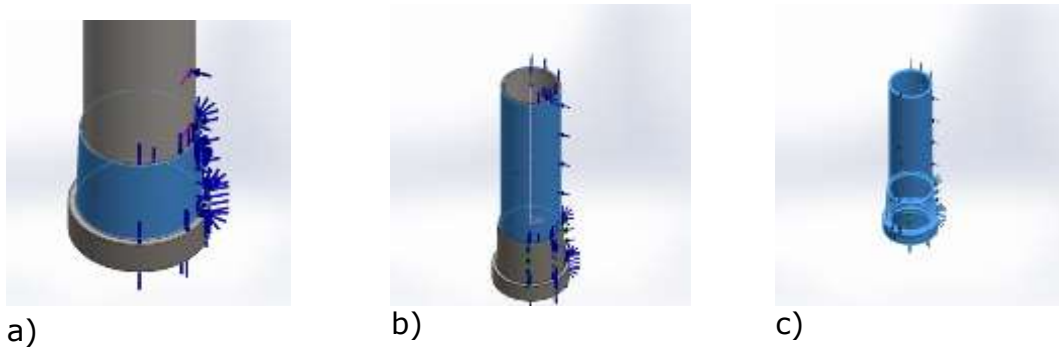


Figura 10. Condición de frontera aplicada. a) Fijo, b) Torsión, c) Temperatura

Sobre las condiciones de frontera debe señalarse que el valor asumido del coeficiente de película, para la transferencia de calor por convección fue de $8 \text{ W/m}\cdot\text{K}$; esta condición (la disipación del calor por convección) fue impuesta a todas las superficies tal y como muestra la figura 11.

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 correspondientes, en el modelo, 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).

La distribución de temperaturas en los nodos de la malla, y la forma de los contornos, en la zona de fusión, se parecen mucho a las que se observan 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 de acuerdo con los comportamientos descritos en las figuras 10 y 11. En estas se destaca el comportamiento de las isotermas 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 establecer el comportamiento de la tensión equivalente en la unión brida-cilindro (figura 11)

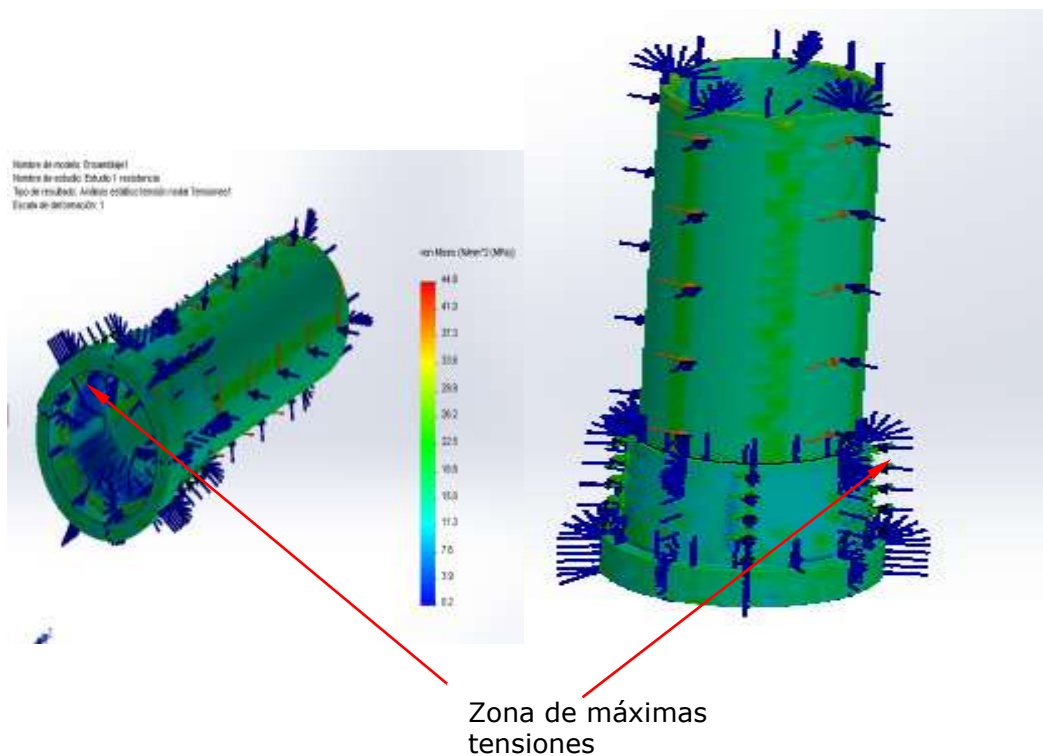


Figura 11. Comportamiento de la tensión equivalente en la soldadura.

La tensión equivalente al criterio de estado tensional de Von Mises osciló entre los valores extremos de 44,8 MPa como máximo y un mínimo de 0,2 MPa, sin alcanzar valores peligrosos (Rodríguez *et al.* 2007); resultados que si se comparan con los cálculos realizados corroboran la eficacia de la soldadura.

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 si se introduce la viscosidad del material en función de la temperatura, pero la ganancia en precisión no sería significativa.

4. CONCLUSIONES

Se concluye que la unión soldada resiste las condiciones de cargas a las que está sometida, según criterio de Von Mises, ya que las tensiones máximas generadas por la soldadura del cordón se distribuyen a lo largo del mismo, sin que sobrepasen los valores peligrosos.

5. REFERENCIAS

- CISILINO, A.; CHAPETTI, M.; OTEGUI, J. 2002. Minimum thickness for circumferential sleeve repair fillet welds in corroded gas pipelines. *International Journal of Pressure Vessel and Piping*, 79 (7): 67-76.
- DAZ, G., KITTL, P. Y ROSALES, M. 2003. Probabilistic design and quality control in probabilistic strength of materials. *Int J, Solids Struct*, 40 (12) 5001-5015.
- ELGUETA, M.; KILT, P. 2007. Probabilistic control of materials by a simulation method, *Materials & Design*, 28 (6): 1919-1922.
- FAZZINI, P. G; OTEGUI, J. L. 2006. Influence of old rectangular repair patches on the burst pressure of a gas pipeline. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 83 (15): 27-34.
- GARCÍA, Y.; BURGOS, J.; GIL, F.; RIVALTA, J. 2006. Obtención de tensiones residuales a lo largo de un cordón de soldadura mediante métodos analíticos y experimentales. *Soldagem Insp*, 11 (2): 4 -9.
- JOHN, W.; PRICE, H.; ANNA, R.; ZIARA-PARADOWSKA, SURAJ, J.; FINLAYSON, T. 2008. Comparison of experimental and theoretical residual stresses in welds: the issue of gauge volume. *International Journal of Mechanical science*, 50 (11): 513-521.
- PÁSTOR, M., *Introducción a la Metalurgia de la Soldadura*. Ecuador: Editorial ESPOCH, 2002. p.56.
- PRASAD, K.; DWIVEDI, D. (2008) Some investigation on microstructure and mechanical properties of submerged arc welded HSLA steel joints, *International Journal of advance manufacturing technology*, 36 (6): 475-483.
- RODRÍGUEZ, I.; HERNALDO, T.; GUARDADO, R.; NGENDANZI, V. 2007. Modelación por Elementos Finitos de la ruptura del tubo en el transportador de mineral laterítico reducido. *Revista Minería y Geología*, 23 (4): 1-13.
- SEOK, J. (2008). Characterization of bainitic microstructures in low carbon HSLA steels, *International Journal of Moder Physics B*, 22 (31): 5965-5970.
- SHIGLEY, J. 1985. *Elementos de Máquinas*. La Habana: Ed. Pueblo y Educación, 1 100 p

Marjoris Utria-Jiménez, mutria@ismm.edu.cu

Máster en Electromecánica. Departamento de Ingeniería Mecánica.
Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa, Holguín, Cuba.

Benigno Leyva-de la Cruz, bleyva@ismm.edu.cu

Máster en Electromecánica, Departamento de Ingeniería Mecánica.
Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa, Holguín, Cuba.

Tomás Fernández Columbié, tfernandez@ismm.edu.cu

Doctor en Ciencias Técnicas. Profesor Asistente. Departamento de Mecánica.
Instituto Superior Minero Metalúrgico, Moa, Cuba.

Isnel Rodríguez González, irgonzales@ismm.edu.cu

Doctor en Ciencias Técnicas. Profesor Auxiliar Departamento de
Mecánica. Instituto Superior Minero Metalúrgico, Moa, Cuba.