

Determinación de las tensiones de soldadura por elementos finitos en una unión tubular

Diolvis Leyva Heredia

dleyva@emni.moa.minem.cu

Empresa Mecánica del Níquel, Cuba

Geovannis Martínez Ruiz

gmartinez@ismm.edu.cu

Ledennys Torres Suárez

lstorres@ismm.edu.cu

Universidad de Moa

Resumen: Se determinaron las tensiones de soldadura en una unión de tubería fabricada de acero austenítico AISI 316 a través de los cálculos de resistencia y del método de los elementos finitos (MEF). A partir de tuberías de 250 mm de diámetro, se consideró las tensiones generadas por las temperaturas, así como las equivalentes y las deformaciones. Se determinó que, a partir de la composición química del cordón resultante donde se analizó los elementos alfégenos y ganmángenos que la solidificación es de Ferrita-Austenita, que las tensiones y deformaciones determinadas, resisten las temperaturas y las presiones de trabajo, todos en conjunto no provocan el fenómeno de la rotura en la unión de tubería. Los resultados fueron corroborados a través del método de los elementos finitos (MEF) donde se comprobó que dichas tensiones no superan el límite de la fluencia del material base y que las deformaciones existentes son producidas por la temperatura y la presión de trabajo.

Palabras claves: tubería; tensiones; deformación; elementos finitos; acero inoxidable.

Determination of finite element welding stresses in a tubular joint

Abstract: Welding stresses were determined in a pipe joint made of AISI 316 austenitic steel through resistance calculations and the finite element method (FEM). From 250 mm diameter pipes, the stresses generated by the temperatures were considered, as well as the equivalents and the deformations. It was determined that, from the chemical composition of the resulting cord where the ferrite and gamma elements were analyzed, that the solidification is of Ferrite-Austenite, that the stresses and deformations determined, resist temperatures and working pressures, all together do not cause the phenomenon of breakage in the pipe joint. The results were corroborated through the finite element method (FEM) where it was verified that said stresses do not exceed the yield limit of the base material and that the existing deformations are produced by the temperature and the working pressure.

Keywords: pipe; tensions; deformation; finite elements; stainless steel.

Introducción

Los aceros inoxidable se aplican en aleaciones preparadas a base de hierro las cuales contienen por lo menos 12 % de cromo con o sin adiciones de otros elementos de aleación (Ramírez-Soto *et al.*, 2016). La propiedad de estos aceros es su resistencia a la corrosión en muchos, aunque no en todos los medios corrosivos. Además, poseen una adaptabilidad excepcional a los procesos de conformado en frío, en caliente y pueden desarrollar resistencia a la tensión y al movimiento plástico. La composición de los aceros austeníticos es normalizada y cada aleación posee un número específico de tipo AISI.

Marulanda, Burbano & Peláez (2013) plantean que, para aumentar la resistencia a la corrosión o para requerimientos de fabricación específicos, el cromo puede aumentarse y añadirse elementos como níquel o molibdeno. Con aproximadamente 11 % de cromo, se formará una película protectora suficiente para soportar un ambiente poco agresivo, pero con el tiempo, si este presta servicio a la intemperie, acabará corroyéndose. Con un 18 %, está en condiciones de soportar escenarios atmosféricos. El grado de impenetrabilidad de la capa de óxido en ciertos ambientes depende no solo de la composición de la aleación, sino también en el medio específico, de la temperatura de este, y de la concentración del agente corrosivo.

Para las soldaduras de los aceros inoxidable (AI) los electrodos austeníticos son utilizados, pero su estructura final no es completamente austenítica, sino que tienen un porcentaje de ferrita- δ . Kou (2003); Asta, Ríos & Cambiasso (2018) han determinado que, cantidades de ferrita- δ mayores al 5 % disminuyen la susceptibilidad al agrietamiento en caliente. Estos presentan cuatro modos de solidificación que han sido estudiados por David (1981); Davis (2014); Fernández-Columbié *et al.* (2021) por lo que es posible establecer una relación entre la cantidad y morfología de la ferrita- δ y las propiedades mecánicas y de resistencia a la corrosión de las uniones.

Aguilar, Tabares & Serna (2013) y Fernández-Columbié *et al.* (2016) exponen que, los aceros inoxidable austeníticos se caracterizan por su excelente resistencia a la corrosión, pero la soldadura puede reducir esa resistencia en ambientes agresivos, durante el proceso, el calor que se genera produce un gradiente de temperatura en el material base, que puede inducir tensiones residuales en el área soldada, lo cual, en ciertos ambientes, puede resultar en roturas por corrosión bajo tensión.

Para modelar ciclos térmicos se utiliza el método de elementos finitos (MEF) ya que este proceso ocurre en tiempos muy cortos y con una variación de temperaturas extremas que van desde la fusión hasta aquellas que no afectan la estructura del metal base. Como consecuencia de esto se originan velocidades de enfriamiento variables y muy rápidas dentro de cada zona. En la soldadura solo una fracción de la energía disipada por la fuente de calor es absorbida por el metal base. La eficiencia del arco es un parámetro para la medición de la eficiencia de la transferencia de calor durante los procesos de soldadura por arco eléctrico (Gaul, Weber & Rethmeier, 2011).

A partir de estos modelos computacionales termodinámicos para sistemas multicomponentes se puede predecir las fases primarias de solidificación, las fases que pueden formarse durante la solidificación debido a la redistribución de soluto y la estabilidad de dichas fases durante el enfriamiento de la soldadura hasta temperatura ambiente (Bao y Zhang, 2010).

El objetivo del trabajo es determinar las tensiones de soldadura por el método de los elementos finitos (MEF) de una unión tubular fabricada de acero austenítico AISI 316.

Materiales y métodos

Composición química del acero AISI 316

La composición química se realizó en un espectrómetro cuántico de masa, ESPECTROLAB 230, con electrodo de carbón bajo arco sumergido en atmósfera de argón. En la tabla 1 se muestra la composición química del acero AISI 316.

Tabla 1. Composición química del acero austenítico AISI 316, % en masa

Tipo	C	Mn	P	S	Si	Cr	Ni	Mo
AISI 316	0,05	2,0	0,04	0,03	0,75	17,0	10,27	2,0

Los elementos químicos determinados se encuentran entre los tenores establecidos para este tipo de acero. El contenido de carbono permite la formación de la ferrita delta en la soldadura, con la cual sería favorable para minimizar la formación de fase sigma, perjudicial para la unión. Pero también favorecer la migración en bordes de granos en unión con el cromo. El fósforo y el azufre pueden tener efecto en la soldabilidad y funcionamiento.

Determinación de la composición química del cordón

Los elementos característicos de los aceros inoxidable son el cromo, el molibdeno, el nitrógeno y el níquel, elementos alfégenos y gammágenos. Estos permiten la coexistencia de la ferrita y la austenita en el seno del acero. Para determinar la composición química del cordón resultante se emplean las ecuaciones siguientes:

$$[Ni] = \%Ni + 30\%C + 0,5 \cdot \%Mr$$

(1)

$$[Cr] = \%Cr + \%Mo + 1,5 \cdot \%Si + 0,5 \cdot \%Nb$$

(2)

En los aceros inoxidable austeníticos el níquel equivalente es superior a 8, mientras que el cromo equivalente es superior a 18, el material aportado puede presentar estructuras: austenítica, con pequeñas cantidades de martensita, austenítico-ferrítica, con algún contenido de martensita y austenítico - ferrítica. La utilización de este diagrama no se limita a los austeníticos, sino que permite predecir otras estructuras derivadas de la composición química del material (Kotecki y Siewert, 1992).

Cálculo de resistencia mecánica

Para las tensiones provocadas por las temperaturas, se consideró un contorno cerrado como se muestra en la figura 1, para ello se tuvo en cuenta la relación $\frac{a}{b} \geq 0,75$, en el que actúan elevadas temperaturas.

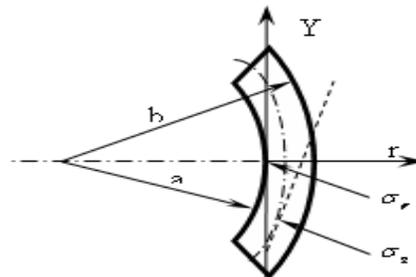


Figura 1. Sección de un cilindro de pequeño espesor.

Considerando que en las superficies interior y exterior del cilindro las tensiones a lo largo del radio provocadas por dichas temperaturas se pueden determinar por la ecuación 3:

$$\sigma_r = \frac{\alpha E (T_a - T_b)}{2(1-\nu) \left(\ln \frac{b}{a} \right)} \left[\left(\frac{a^2}{b^2 - a^2} \right) \left(\frac{b^2}{r_m^2} - 1 \right) \ln \left(\frac{b}{a} \right) - \ln \left(\frac{b}{r_m} \right) \right] \quad (3)$$

Donde:

ν : Coeficiente de Poisson

T_a : Temperatura interior de 150 °C

T_b : Temperatura exterior de 100 °C

b y a : Radio máximo y mínimo de la tubería; con valor de 125 y 120 mm respectivamente

r_m : Radio medio de la tubería; igual a 72,45 mm

α : Conductividad térmica; $16,02 \times 10^{-6}$ W/m K

E : Coeficiente de elasticidad; 193 N/mm²

Las tensiones que ocurren a lo largo del eje provocadas por la dilatación lineal se calculan por la ecuación:

$$\sigma_z = \frac{\alpha E (T_a - T_b)}{2(1-\nu) \left(\ln \frac{b}{a} \right)} \left[1 - \left(\frac{2a^2}{b^2 - a^2} \right) \ln \left(\frac{b}{a} \right) - 2 \ln \left(\frac{b}{r_m} \right) \right] \quad (4)$$

En tubos sometidos a altas temperaturas se producen grietas en la superficie exterior como resultado de las tensiones térmicas equivalentes que van hacer menores que las tensiones admisibles, las cuales se determinan aplicando tercera hipótesis de resistencia según consideraciones de Srivastava *et al.* (2015).

$$\sigma_{eq} = \sigma_z - \nu \sigma_r \leq [\sigma] \quad (5)$$

Donde:

ν : Coeficiente de relación de tensiones admisibles

La condición de resistencia planteada en la ecuación (5), permite determinar los valores de la tensión normal máxima, generadas para la temperatura de trabajo.

Se determinó el coeficiente de relación de tensiones admisibles:

$$\nu = \frac{[\sigma]_t}{[\sigma]_c} \quad (6)$$

Donde:

$[\sigma]_t$: Tensión normal admisible a tracción; MPa

$[\sigma]_c$: Tensión normal admisible a compresión; MPa

Como el material tiene el mismo comportamiento a tracción que a compresión las tensiones antes mencionadas tienen el mismo valor por lo que $\nu = 1$.

El desplazamiento radial δ de un punto cualquiera de la pared del tubo se determina como:

$$\delta = \frac{\rho}{E} (\sigma_z - \mu \sigma_r)$$

Siendo ρ la distancia que existe entre el centro del tubo y el punto en el espesor donde se desea determinar el desplazamiento, como los desplazamientos significativos ocurren en el interior del cilindro $\rho = a$.

Para obtener los valores de tensiones producidas por la presión de trabajo se aplicó el método de Craig (2002).

$$\sigma_z = \frac{p_1 a^2 \left(1 + \frac{b^2}{a^2}\right) - p_2 b^2 \left(1 + \frac{a^2}{a^2}\right)}{b^2 - a^2} \quad (7)$$

$$\sigma_r = \frac{p_1 a^2 \left(1 - \frac{b^2}{a^2}\right) - p_2 b^2 \left(1 - \frac{a^2}{a^2}\right)}{b^2 - a^2} \quad (8)$$

Donde:

p_1 : Presión en el interior del tubo; 0,4 N/mm²

p_2 : Presión en el exterior del tubo igual a la presión atmosférica, la cual es despreciada.

La variación del radio interior del tubo se determina como:

$$\Delta r_1 = \frac{r_1}{E} \left[p_1 \left(\frac{b_2^2 + a_1^2}{b_2^2 - a_1^2} + \mu \right) - 2p_2 \frac{b_2^2}{b_2^2 - a_1^2} \right] \quad (9)$$

$$\Delta r_2 = \frac{r_2}{E} \left[2p_1 \frac{r_1^2}{r_2^2 - r_1^2} - p_2 \left(\frac{r_2^2 + r_1^2}{r_2^2 - r_1^2} - \mu \right) \right] \quad (10)$$

Modelado por el método de los elementos finitos

Se obtuvo el modelo para la realización de la simulación con el empleo del software ANSYS 11.0. Donde se simula un tramo de tubería de 200 mm, a la cual se le aplicó una presión de 3,9 atm a una temperatura ambiente de 32 °C. En la figura 2 se muestra la geometría de la tubería y en la 3 el modelo mallado.

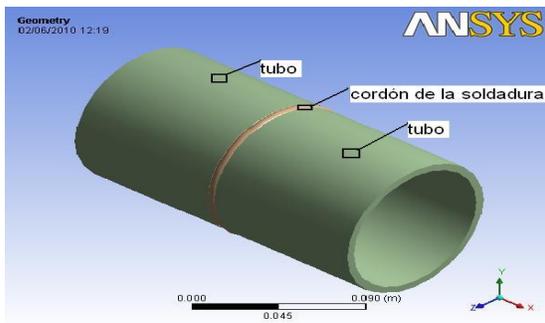


Figura 2. Geometría de la tubería.

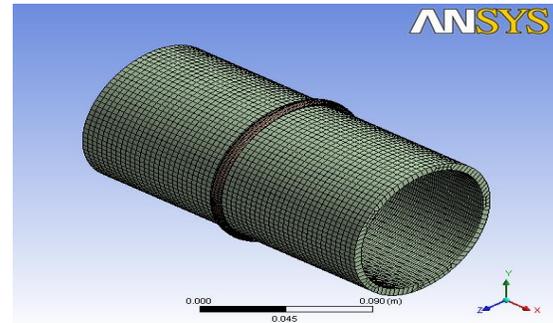


Figura 3. Mallado del modelo.

Se reticula un mallado fino con un total de 101 189 nodos de forma triangular con un total de 18 808 elementos. Se realizó en las zonas de interés, es decir en aquellas donde el gradiente de temperatura es mayor, la zona fundida (ZF) y en la afectada por el calor (ZAC), lo que permitirá una mayor definición y detalle.

Análisis de la composición química del cordón

Al calcular por las ecuaciones (1) y (2) que considera el Ni y el Cr equivalente, se determinó que, estos valores en el material base son de 12,81 y 20,6 % respectivamente, lo cual permite predecir que el mismo tendrá una solidificación del tipo Ferrita-Austenita, sin posibilidad de fisuración en el cordón de soldadura. Luego de realizado el proceso tendrá valores de Ferrita- δ que minimizaran el agrietamiento.

Las tensiones circunferencial y radial provocadas por las temperaturas determinadas por las ecuaciones (3) y (4) son de $0,4658 \text{ N/mm}^2$, y de $0,4214 \text{ N/mm}^2$ respectivamente.

Por la ecuación (5) se determinó el coeficiente de relación de tensiones admisibles, con lo cual se obtuvo que $\sigma_{eq} = 0,04 \text{ N/mm}^2 \leq [\sigma] = 56,65 \text{ MPa}$, lo cual demuestra que los máximos no alcanzan el 5% de las tensiones de cadencia mínima del material objeto de estudio. Por lo tanto, se puede plantear que, la rotura en las tuberías no es producto a las cargas externas producidas por dicha presión.

El desplazamiento radial en el interior del cilindro calculado por la ecuación (6) es de $0,20 \text{ mm}$, este resultado es debido a que la presión en el exterior es despreciable y los puntos en esta área se desplazan a la misma magnitud que varíe el radio exterior.

Las tensiones provocadas por la presión de trabajo determinadas por las ecuaciones (7) y (8) son para $\sigma_z = 19,60 \text{ N/mm}^2$ y para la lineal es de $\sigma_r = -0,4 \text{ N/mm}^2$.

Las deformaciones radiales en el interior del tubo calculadas por las ecuaciones (9) y (10) respectivamente son de $\Delta_{r1} = 15,27 \text{ mm}$ y para $\Delta_{r2} = 12,28 \text{ mm}$.

Las deformaciones radiales exterior se va a comportar de manera similar que la interior porque se produce un desplazamiento igual, orientadas hacia el exterior del tubo (Abedi, 2017). Estas variaciones de radio son las que caracterizan las deformaciones en elementos sometidos a esta sollicitación. Cuando un cuerpo sólido está expuesto a cargas externas o a cambios de temperaturas, se deforma, por lo tanto, aunque la presión actuante no produce rotura si produce deformaciones en el interior del tubo.

A partir de los valores determinados se realizó la modelación por elementos finitos de la unión de tubería soldada. En la figura 4 se muestran los resultados obtenidos del comportamiento de las temperaturas.

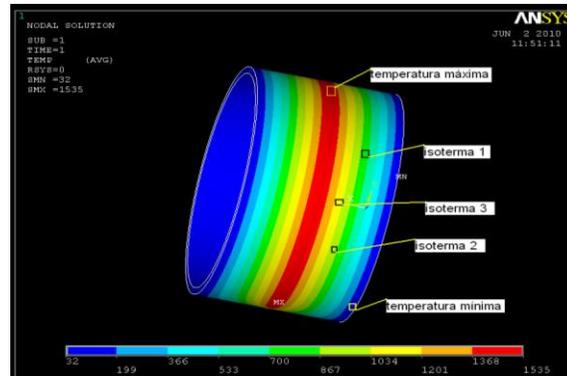


Figura 4. Comportamiento de las temperaturas.

La temperatura transita a lo largo del tubo, desde valores de 1 535 °C, hasta 32 °C con una distribución uniforme, donde la dimensión de la zona de influencia térmica de los campos de temperaturas generados en la junta soldada se mantienen termodependiente a lo largo del proceso, donde se generan tres isotermas, que no son más que puntos de igual temperatura en dicha zona a 700; 900 y 1100 °C a partir de las cuales empieza a ocurrir las principales trasformaciones de fase, coincidente con Fernández-Columbié *et al.* (2016).

Se determinó las tensiones máximas con una presión de 0,4 N/mm² a una temperatura de 150 °C con su valor máximo de 1,0965 x 10⁷ Pa y el mínimo de 1 262,9 Pa con una distribución no uniforme. En la figura 5 se muestra el comportamiento de las tensiones equivalentes y en la 6 el de las deformaciones.

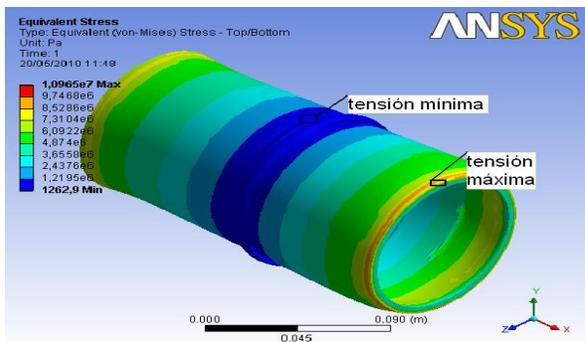


Figura 5. Tensiones equivalentes.

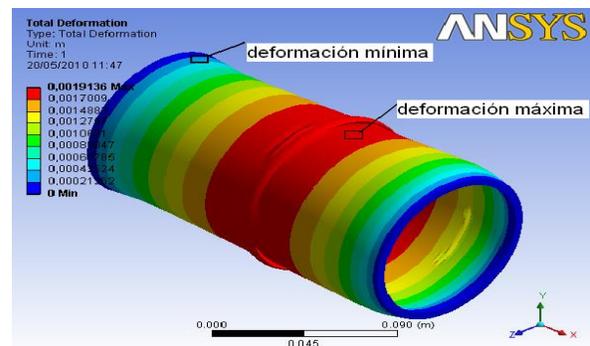


Figura 6. Deformaciones.

De acuerdo a las tensiones de soldadura obtenidas, estas no provocan rotura en la unión tubular, no obstante estas alcanzan aproximadamente la mitad del límite de la fluencia del material base, lo cual está en dependencia del espesor de la unión, criterios que ha sido expuesto por García y Burgos (2007). Por otro lado, las deformaciones existentes, producto a la temperatura y a la presión de trabajo, con un valor máximo de

0,0019136 m (rojo), se encuentra en el centro de la unión soldada, área mayor incidencia y se distribuye a lo largo del tubo hasta su valor mínimo de 0,00021262 m (azul), ubicado en el otro extremo de la tubería. Este fenómeno es producido bajo condiciones de alta restricción a la contracción.

Conclusiones

La composición química resultante del cordón de soldadura determinada a través de los elementos alfégenos y ganmángenos que intervienen en la composición del acero austenítico predicen que la solidificación del AISI 316 es del modo Ferrita-Austenita, lo cual predice la no fisuración en la unión soldada.

Las tensiones y deformaciones determinadas a través de los cálculos de resistencia mecánica permiten garantizar que, en la unión soldada de las tuberías, la misma resiste las temperaturas y las presiones de trabajo, los valores obtenidos no provocan el fenómeno de la rotura en la unión de tubería.

Por el método de elementos finitos se determinó que, las tensiones de soldadura obtenidas, no provocan rotura en la unión debido a que no superan el límite de la fluencia del material base y que las deformaciones existentes son producidas por la temperatura y la presión de trabajo.

Referencias bibliográficas

ABEDI, S. 2017. Failure investigation of a defective weldment of an oil product transmission pipeline. *Journal of failure Analysis and prevention* 17(1): 30-37.

AGUILAR, S.; TABARES, J. & SERNA, C. 2013. Microstructural transformations of dissimilar austenite-ferrite stainless steels welded joints. *Journal of Materials Physics and Chemistry* 1(4): 65-68.

ASTA, E.; RÍOS, J. & CAMBIASSO, F. 2018. Análisis comparativo en la determinación de ferrita delta para aceros inoxidable austeníticos. *Matéria* 23(2): 1-11.

BAO, R. & ZHANG, X. 2010. An inverse method for evaluating weld residual stresses via fatigue crack growth test data. *Engineering Fracture Mechanics* 77(7): 3143-3156.

CRAIG, J. 2002. *Mecánica de Materiales*. Ed. Prentice Hall, Nueva Jersey.

- DAVID, S. 1981. Ferrite morphology and variations in ferrite content in austenitic stainless-steel welds. *Welding Journal* 60(4): 63-71.
- DAVIS, J. 2014. Metals handbook desk edition, 2nd Edition. Stainless steels. Ohio, Estados Unidos.
- FERNÁNDEZ-COLUMBIÉ, T.; RODRÍGUEZ, I.; ALCÁNTARA, D.; SALAZAR, A. & ABAD, A. 2016. Caracterización microestructural de uniones soldadas de acero AISI 316L en tuberías. *Minería y Geología* 32(1): 60-75.
- FERNÁNDEZ-COLUMBIÉ, T.; SUÁREZ-TORRES, L. & RODRÍGUEZ-GONZÁLEZ, I. 2021. Influencia de la temperatura en la soldadura de unión disímil mediante proceso de gas y tungsteno. *Revista de Iniciación Científica* 7(1): 24-29.
- GARCÍA, Y. & BURGOS, J. 2007. Procedure for the obtaining by means of MEF of the thermal fields, deformations and residual tensions in welded unions. *Revista Técnica de la Facultad de Ingeniería Universidad de Zulia* 30(1): 13-22.
- GAUL, H.; WEBER, G. & RETHMEIER, M. 2011. Evaluation of fatigue crack propagation in spot welded joints by stiffness measurements. *International Journal of Fatigue* 33(5): 740-755.
- KOTECKI, D. & SIEWERT, T. 1992. WRC-1992 constitution diagram for stainless steels weld metals. *Welding Journal* 71(5): 181-191.
- KOU, S. 2003. *Welding metallurgy*. John Wiley & Sons, USA.
- MARULANDA, J.; BURBANO, V. & PELÁEZ, J. 2013. Análisis de soldabilidad de aceros inoxidables con aceros de medio y bajo carbono por SMAW. *Revista Facultad de Ingeniería, UPTC* 22(35): 91-100.
- RAMÍREZ-SOTO, J.; SALGADO, J.; PÉREZ, J.; PÉREZ, T.; TERÁN, J. & MARTÍNEZ, M. 2016. Efecto del mantequillado en las propiedades mecánicas de uniones soldadas disímiles en barras de refuerzo para estructuras de concreto. *Revista ALCONPAT* 6(3): 248-260.
- SRIVASTAVA, A.; PONSON, L.; OSOVSKI, S.; BOUCHAUD, E.; TVRGAARD, V.; RAVI CHANDAR, K. & NEEDLEMAN, A. 2015. The effect of loading rate on ductile fracture toughness and fracture surface roughness. *Journal of Mechanics and Physics of Solids* 76(7): 20-46.