

Artículo Original

**PRONÓSTICO DE LA VIDA ÚTIL POR TERMOFLUENCIA EN
TUBOS DE CALDERAS DE LA CENTRAL TERMOELÉCTRICA DE
CIENFUEGOS**

**USEFUL LIFE PROGNOSTIC BY CREEP IN BOILER TUBES OF CIENFUEGOS
POWER PLANT**

Jesús Ernesto del Junco García ^{1*} <https://orcid.org/0000-0002-6713-9440>

Juan Gabriel Noa Águila ¹ <https://orcid.org/0000-0002-9968-120X>

¹Departamento de Mecánica, Universidad de Cienfuegos, Carlos Rafael Rodríguez, Cuatro Caminos Carretera a Rodas, km 3 ½, Cienfuegos, Cuba.

Recibido: Julio 15, 2020; Revisado: Septiembre 9, 2020; Aceptado: Noviembre 24, 2020

RESUMEN

Introducción:

La investigación fue desarrollada en la Central Termoeléctrica de Cienfuegos “Carlos Manuel de Céspedes” (CMC).

Objetivo:

Establecer una metodología de cálculo que permita pronosticar la vida útil por termofluencia en presencia o no del fenómeno de adelgazamiento de la pared en los tubos de las calderas.

Materiales y Métodos:

Los principales materiales utilizados en la investigación han sido la Norma (ISO/TR 7468, 1981) y el estudio realizado por (Rivero, 2012). Los métodos más representativos son la revisión documental, entrevistas, criterios de especialistas e investigadores, mediciones de espesores de los tubos utilizados en el estudio.

Resultados y Discusión:

El resultado principal de investigación es la creación una metodología y un algoritmo para perfeccionar el pronóstico de vida útil por termofluencia de los tubos de calderas tomando en cuenta la presencia o no el adelgazamiento del tubo.

Conclusiones:

Se elaboró una metodología para perfeccionar el pronóstico de la vida útil por termofluencia de los tubos de calderas incorporando el adelgazamiento de la pared. Para



Este es un artículo de acceso abierto bajo una Licencia *Creative Commons* Atribución-No Comercial 4.0 Internacional, lo que permite copiar, distribuir, exhibir y representar la obra y hacer obras derivadas para fines no comerciales.

* Autor para la correspondencia: Jesús E. del Junco, Email: jejunco@ucf.edu.cu



el acero SA-210 A1 a la temperatura de 500 K, se produce un punto de inflexión típico, la vida útil puede llegar a representar 800 millones de horas y con el acero SA-213 T91 a $T = 600$ °K la vida es del orden de 10 veces superior, sin embargo la influencia del adelgazamiento puede representar hasta 1000 millones de horas.

Palabras clave: adelgazamiento de la pared; generadores de vapor; Problema de Lamé; termofluencia.

ABSTRACT

Introduction:

The investigation was carried out at the "Carlos Manuel de Céspedes" Power Plant in Cienfuegos.

Objective:

To establish a calculation methodology that allows to predict useful life by creep in presence or not of wall thinning phenomenon in boilers' tubes.

Materials and Methods:

The main materials used in research have been the Standard (ISO/TR 7468, 1981) and the study carried out by (Rivero, 2012). The most representative methods are the documentary review, interviews, specialists and researchers criteria, thickness measurements of the tubes used in the study.

Results and Discussion:

The main research is the creation of a methodology and an algorithm to improve the useful life forecast by creep of boilers' tubes, taking into account tube thinning presence or absence.

Conclusions:

A methodology was developed to improve the creep life forecast for boilers' tubes by incorporating wall thinning. For SA-210 A1 steel at a temperature of 500 K, a typical inflection point occurs, the useful life can reach 800 million hours and with SA-213 T91 steel at $T = 600$ K the life is of the order of 10 times higher, however the influence of weight loss can represent up to 1 billion hours.

Keywords: thinning the wall; steam generators; Lamé problem; creep.

1. INTRODUCCIÓN

Las averías o fallas en los tubos de las paredes de agua (pantallas) del horno y de los sobrecalentadores de la central termoeléctrica de Cienfuegos "Carlos Manuel de Céspedes", aparecen reportadas desde el año 1980, es decir, casi desde el arranque de las unidades 3 y 4. Las fallas que se presentan pueden estar originadas por distintas causas: 1. Termofluencia. 2. Termofluencia en presencia del adelgazamiento de fabricación en la pared (Durante el doblado de los codos fundamentalmente). 3. termofluencia en presencia del adelgazamiento de la pared en presencia del fenómeno erosión – corrosión. (Durante la explotación). 4. Colapsación plástica. 5. Fatiga. Sin embargo, en estos más de 35 años en que vienen ocurriendo las fallas en los tubos mencionados no se ha logrado establecer y aplicar una metodología, que tomando en

cuenta los parámetros geométricos constructivos de fabricación o de explotación como lo son: El adelgazamiento de los tubos durante el doblado en el caso de las curvas o el fenómeno de erosión corrosión durante la explotación, material, temperaturas, etc. que permita establecer un pronóstico de vida de los tubos, específicamente en este caso para la avería por termofluencia contemplando los aspectos mencionados, que conduzca al esclarecimiento de las verdaderas causas de las fallas, cuáles pueden ser controlables y cuáles no y por consiguiente a la aplicación de las medidas correctivas necesarias y que además contribuya a realizar una adecuada selección del material de los tubos a adquirir para la central. En el mismo se aspira a incorporar en la metodología ya creada por (Rivero, 2012), (Goytisolo, 2012), para la determinación del tiempo de vida útil de los tubos por termofluencia, la influencia en la misma del adelgazamiento inicial de la pared y la presencia de una razón de adelgazamiento en el tiempo, manteniendo para el cálculo de las tensiones la influencia de la temperatura en las propiedades físicas y mecánicas de los aceros y la diferencia de temperatura entre la superficie exterior e interior de los tubos. La Metodología así perfeccionada se aplicará al pronóstico de vida útil de los tubos de las calderas de la termoeléctrica de Cienfuegos (CMC) para los aceros AISI 210 A1 y AISI 213 T91 que se están investigando para analizar la influencia del adelgazamiento de la pared. El objetivo del presente trabajo es establecer una metodología de cálculo que permita pronosticar la vida útil por termofluencia en presencia o no del fenómeno de adelgazamiento de la pared en los tubos de las calderas.

2. MATERIALES Y MÉTODOS

2.1. Aspectos Microscópicos de las fracturas por termofluencia.

Un metal o aleación a temperatura ambiente, no sufre deformación plástica si un esfuerzo aplicado es menor que la tensión límite del material. Sin embargo, si la temperatura de estos materiales se aumenta, es posible que comiencen a deformarse plásticamente aún cuando los esfuerzos aplicados sea pequeños y finalmente fallará. Entonces, se dice que el material falló por termofluencia, la deformación plástica que sufre el material depende de la temperatura y del tiempo que la fuerza esté aplicada (Coltters, 2013). Por lo general, los tubos de calderas se rompen o se curvan debido al sobrecalentamiento de larga duración, en estas condiciones la temperatura del metal puede sobrepasar los límites de diseño durante días, semanas, meses o más tiempo. Debido a que el acero pierde mucha resistencia mecánica a temperaturas elevadas, las probabilidades de una rotura causada por la presión de trabajo interna aumentan a medida que se eleva la temperatura. En la figura 1 se muestra un tramo de tubo averiado de las calderas de la termoeléctrica.



Figura 1. Tubo averiado por termofluencia en la termoeléctrica de Cienfuegos

La figura 2 muestra esquemáticamente un resumen de las etapas de la transformación de la microestructura de un material sometido a termofluencia según (Coltters, 2013).

La primera etapa, fluencia primaria, corresponde a una zona de velocidad de fluencia

decreciente, es decir, la pendiente de la curva disminuye con el tiempo. Esto indica el hecho de que las transformaciones en la estructura cristalina, actúan para retardar los procesos de deformación.

La segunda etapa, fluencia secundaria, corresponde a un período de velocidad constante, como resultado de un equilibrio entre los procesos en competencia de endurecimiento por deformación y recuperación (o restauración). Durante esta etapa, los planos de deslizamiento se doblan desarrollando pliegues (kinks) y, eventualmente, resulta una estructura subgranular. Eventualmente, se alcanzará un punto en donde el aumento en la velocidad de termofluencia, causada por la elevación del esfuerzo, vencerá el endurecimiento por deformación (es decir, se desarrolla un proceso de ablandamiento, a velocidad mayor que el endurecimiento). En este punto comienza la última fase.

En la tercera etapa, fluencia terciaria se produce una aceleración de la velocidad de fluencia hasta la rotura final del tubo. Este tipo de rotura se denomina frecuentemente ruptura, y se produce debido a cambios microestructurales y/o cambios metalúrgicos; por ejemplo, la separación de los bordes de grano y la formación de fisuras internas, cavidades y huecos.

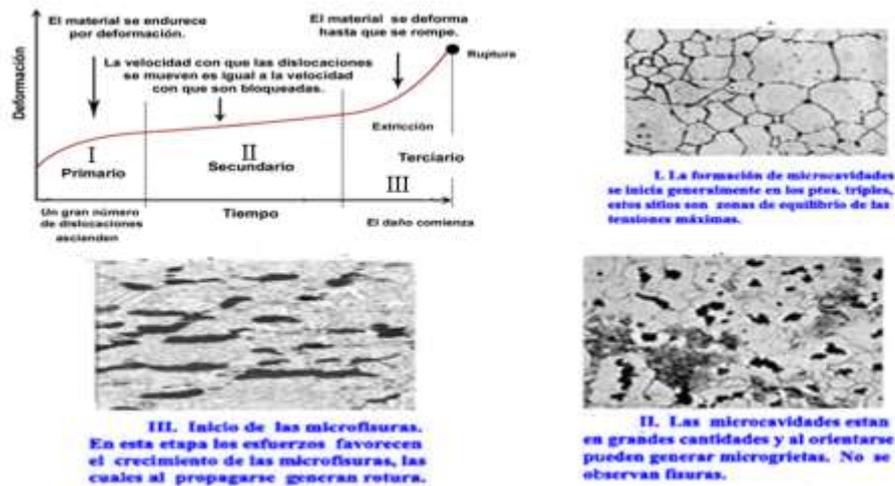


Figura 2. Cambios en la estructura debido a las tensiones actuantes, que favorecen el crecimiento de las microfisuras en la termofluencia. **Fuente:** (Coltters, 2013).

2.2. Consideración de la diferencia de temperatura entre la superficie interior y exterior de la pared de los tubos en la magnitud de las tensiones.

En las metodologías descritas en (ASME, 2011), (Fujio, 2012) y (Maile y Klenk, 2012) para la estimación de la vida útil por termofluencia y otros tipos de falla en tubos, no se toma en cuenta la influencia de la diferencia de la temperatura Δt entre la superficie exterior e interior de la pared en la magnitud de las tensiones (Rivero, 2012). Según Jusmatulin (1990), para el cálculo de la tensión en la pared (ya sea de recipientes o de tubos) tomando en cuenta la diferencia de temperatura Δt entre la superficie exterior e interior de la pared del componente en cuestión, para calentamiento exterior, se tiene que:

$$\Delta t = t_e - t_i \tag{1}$$

Donde: t_i =temperatura interior en °C y t_e =temperatura exterior en °C.

$$\sigma_{eq} = \frac{(\varepsilon + 1)^2}{4 \cdot \varepsilon} \cdot \sqrt{3 \cdot p^2 + 3 \cdot p \cdot m_1 \cdot \Delta t + (m_1 \cdot \Delta t)^2} \quad (2)$$

Donde

$$m_1 = \frac{E \cdot \alpha \cdot a_1}{1 - \mu} \quad (3)$$

$$a_1 = \frac{2 \cdot \varepsilon}{(\varepsilon + 1)^2 \cdot \ln\left(\frac{\varepsilon + 1}{\varepsilon - 1}\right)} - 1 \quad (4)$$

$$\varepsilon = D/h \quad (5)$$

p presión interior en el tubo en MPa, E Módulo de Elasticidad del material del tubo en MPa, α Coeficiente de dilatación térmica del material del tubo en °K-1, μ coeficiente de Poisson del material del tubo, D diámetro medio del tubo en mm, h espesor de la pared del tubo en mm, ε Relación entre el diámetro y el espesor del tubo, m_1 y a_1 son simplificaciones matemáticas para reducir la ecuación de la tensión.

Estas expresiones para el cálculo de la tensión en la pared de los tubos de las calderas fueron incorporadas en la Metodología de Pronóstico de la vida por termofluencia elaborada en los trabajos de Rivero (2012) y Goytisoló (2012). Se hace necesario destacar que el hecho de que incorporar la diferencia de temperatura Δt en las expresiones de cálculo de las tensiones, juega un papel importante en el valor de las tensiones calculadas en comparación con el valor cuando no se considera la misma. Por otra parte hay que agregar que es muy importante disponer de datos de las propiedades físicas y mecánicas, tales como: E , α y μ en función de la temperatura de trabajo para el material en cuestión (Birger, 1975).

2.3. Predicción de la vida útil por fractura, por creep considerando la diferencia de temperatura de la pared para el Acero SA-210 A1 y el Acero SA-213 T91 (9% Cr - 1% Mo), sin considerar el adelgazamiento de la pared.

2.3.1. Datos de los tubos de la Central Termoeléctrica de Cienfuegos (CMC).

Los siguientes valores fueron tomados de los parámetros de trabajo de la central termoeléctrica, los cuales son los parámetros nominales dados por el fabricante de la misma, donde p es la presión de trabajo, D es el diámetro nominal y h es el espesor de la pared de los tubos y sus valores son los siguientes:

$$p = 14,32 \text{ MPa}, D = 58,60 \text{ mm}, h = 4,90 \text{ mm}$$

2.3.2. Composición química del acero actualmente utilizado en los tubos SA-210 A1.

Según las especificaciones técnicas, el material de los tubos actuales de las calderas de la termoeléctrica, es un acero de resistencia media que se corresponde con el acero en la (ASME, 2011): SA-210 A1. En el trabajo de (Rivero, 2012) se utiliza la nomenclatura acero AISI (*American Iron and Steel Institute*) y SAE (*Society of Automotive Engineers*): 210 A1. La composición química del acero SA-210 A1 es:

Tabla 1. Composición química del acero SA-210 A1 de los tubos de calderas (% en masa)

<i>C</i>	<i>Mn</i>	<i>P</i>	<i>S</i>	<i>Si</i>
0,27	0,93	0,048	0,058	0,10 (Mínimo)

Las propiedades físicas fundamentales fueron ajustadas por el método de los mínimos

cuadrados. Las ecuaciones obtenidas en los ajustes son:

$$E = 2,1867309 - 0,000156 \times T - 5,855798 \times 10^{-7} \times T^2 \quad (6)$$

$$\mu = 0,297147 - 0,000192 \times T - 2,5 \times 10^{-7} \times T^2 \quad (7)$$

$$\alpha = 11,564083 + 0,008750 \times T - 5,601299 \times 10^{-6} \times T^2 \quad (8)$$

Para $293 \leq T \leq 873^\circ\text{K}$

2.3.3. Composición química del acero SA-213 T91 (9% Cr - 1% Mo).

En el Evento Científico “Creep 2012” celebrado en Mayo 2012 en Kyoto Japón, resultando muy significativo que una gran parte de los trabajos presentados se referían al empleo del acero con 9 % de cromo, (Fujio, 2012). (Maile y Klenk, 2012), (Mastaka, 2012), (Mayr, 2012), (Ukai, 2012), (Yamasaki, 2012), reflejan las diferentes propiedades de este material dando como resultado una mayor resistencia la termofluencia y por lo tanto una vida útil mucho mayor. Esto motivó que se incluyera este acero en el análisis realizado en el presente trabajo, lo que será presentado a continuación.

Tabla 2. Composición química del acero AISI 213 T91 (% en masa)

<i>C</i>	<i>Si</i>	<i>Mn</i>	<i>P</i>	<i>S</i>	<i>Cr</i>	<i>Mo</i>	<i>V</i>	<i>Ni</i>	<i>N_b</i>	<i>N</i>
0,08	0,20	0,30				0,85	0,18		0,05	0,03
a 0,12	a 0,50	a	0,010	0,020	8 a 9	a	a	0,4	a	a
		0,60				1,05	0,25		0,1	0,07

Las propiedades físicas fundamentales fueron también ajustadas por el método de los mínimos cuadrados. Las ecuaciones obtenidas en los ajustes son:

$$E = 2,485 - 0,0006716 \times T - 7,618 \times 10^{-7} \times T^2 \quad (9)$$

$$\mu = 0,2982 - 0,00019665 \times T - 2,411 \times 10^{-7} \times T^2 \quad (10)$$

$$\alpha = 10,38 + 0,01044 \times T - 8,266 \times 10^{-6} \times T^2 \quad (11)$$

Para $220 \leq T \leq 800^\circ\text{C}$

2.3.4. Metodología de pronóstico de la vida útil por termofluencia de acuerdo con la Norma ISO/TR 7468 – 1981, sin considerar el adelgazamiento de la pared.

La vida útil por fractura bajo termofluencia se puede calcular partiendo del Parámetro Larson Miller según los datos dados por la Norma (ISO/TR 7468, 1981). Según esta Norma para el acero SA-210 A1 de los tubos de la central termoeléctrica de Cienfuegos (CMC) se tiene que:

$$P(\sigma) = \frac{\log t - 10,656877}{T - 500}$$

$$= a + b * (\log \sigma) + c * (\log \sigma)^2 + d * (\log \sigma)^3 + e * (\log \sigma)^4 \quad (12)$$

Según esta Norma para el acero SA-213 T91 (9% Cr - 1% Mo) se tiene que:

$$P(\sigma) = \frac{\log t - 11,692613}{T - 600}$$

$$= a + b * (\log \sigma) + c * (\log \sigma)^2 + d * (\log \sigma)^3 + e * (\log \sigma)^4 \quad (13)$$

Tabla 3. Constantes de la correlación de Larson Miller para el acero SA-210 A1

<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>	<i>d</i>	<i>e</i>
-0,68628	1,459851	-1,18513	0,424568	-0,05725

Tabla 4. Constantes de la correlación de Larson Miller para el acero SA-213 T91 (9% Cr - 1% Mo)

<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>	<i>d</i>	<i>e</i>
-0,80630	1,75733	-1,45750	0,53256	-0,07342

Donde: a, b, c, d, e son constantes del ajuste de la curva. En esta expresión de cálculo, t es la vida útil en horas, T la temperatura de trabajo en grados Kelvin y P(σ) es la tensión equivalente en la pared del tubo en MPa. Esta tensión σ se calcula por la ecuación (2) para el caso de calentamiento exterior. Conociendo el valor de la tensión σ se puede calcular el valor del Parámetro de Larson Miller partiendo del lado derecho de las ecuaciones (12) - (13) y teniendo entonces la temperatura de trabajo T ($^{\circ}$ K) del material, se puede despejar del lado izquierdo de la misma, el tiempo de rotura en el cual dicho material a esa tensión y a esa temperatura se deformará plásticamente por el fenómeno de termofluencia alcanzando la deformación de rotura y ésta será la vida útil por termofluencia para esas condiciones de trabajo.

2.4. Metodología de pronóstico de la vida útil por termofluencia en presencia del fenómeno de adelgazamiento de la pared.

La metodología existente para el pronóstico da la vida útil por fractura bajo termofluencia en presencia del fenómeno de adelgazamiento de la pared (Rogers y Sidey, 1982); (Zarrabi, 1993), parte de suponer una razón de adelgazamiento constante en el tiempo, o sea, el espesor del tubo en un instante cualquiera a partir del comienzo de su explotación se puede calcular por la expresión:

$$h = h_0 - \bar{h} * t \quad (14)$$

Donde: h = espesor de la pared del tubo después de transcurrir t horas de explotación en m.

h_0 = espesor original del tubo en m.

\bar{h} = razón de adelgazamiento en m/h.

En (Zarrabi, 1993) se da como rango de valores típicos de la razón de adelgazamiento para tubos característicos de calderas hechos de material 2,25% Cr; 1% Mo, el siguiente:

$$\bar{h} = 2,5 \cdot 10^{-9} \text{ m/h}$$

En este propio trabajo se propone establecer esta razón midiendo el espesor h después de un tiempo t de explotación y calculando la razón de adelgazamiento por la siguiente expresión:

$$\bar{h} = \frac{h_0 - h}{t}; (m/h) \quad (15)$$

En los tubos de las paredes de agua de la central termoeléctrica se asumió una razón constante. En este caso la predicción de la vida útil por fractura bajo termofluencia en presencia del adelgazamiento de la pared del tubo se realizará por la misma Metodología empleada cuando no existía adelgazamiento de la pared, simplemente al calcular la tensión por la ecuación de (Jusmatulin, 1990) el parámetro ϵ se modifica en función del adelgazamiento que se haya producido en el tubo, de acuerdo a las ecuaciones (2), donde: \bar{h} = razón de adelgazamiento en m/h.

$$\varepsilon = \frac{D}{h_0 - \dot{h} \cdot t} \tag{16}$$

En la figura 3 se muestra algoritmo elaborado en el presente trabajo para el pronóstico de la vida útil por termofluencia sin y con adelgazamiento del tubo.

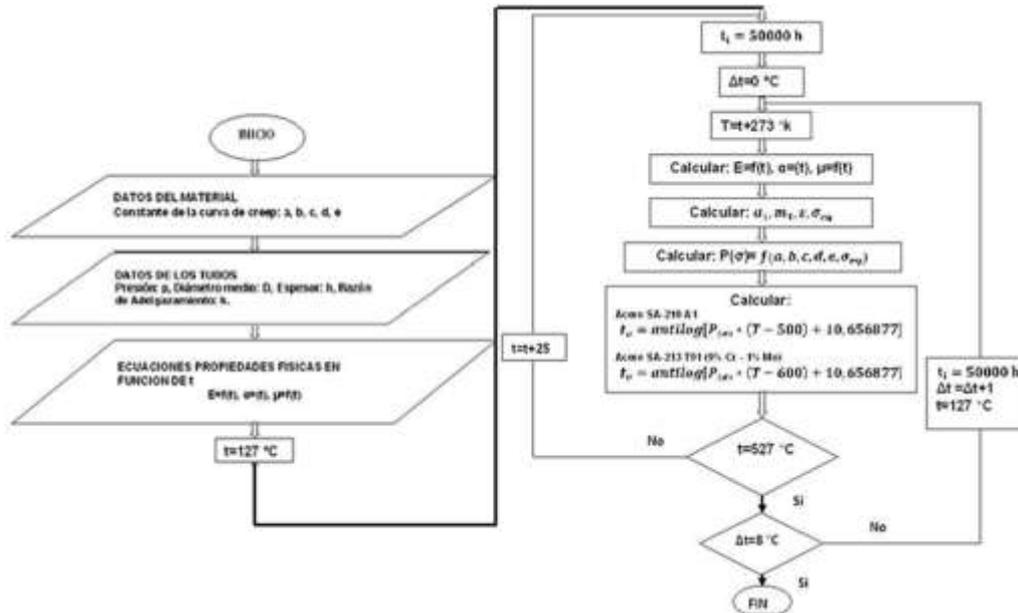


Figura 3. Algoritmo para el pronóstico de la vida útil por termofluencia sin y con adelgazamiento del tubo

3. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

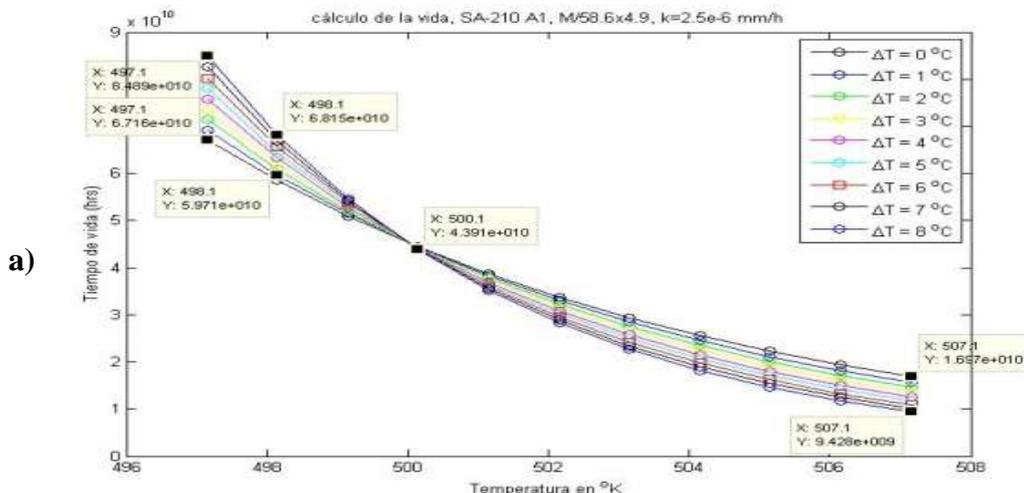
3.1. Predicción de la vida útil por termofluencia considerando la diferencia de temperatura de la pared para los Aceros SA-210 A1 y SA-213 T91 considerando el adelgazamiento de la pared.

3.1.1 Datos de los tubos para la comparación sin adelgazamiento.

Como presión de trabajo, diámetro nominal, espesor de la pared y razones de adelgazamiento en estos primeros cálculos de los tubos de la CTE tomaron los valores siguientes: $p = 14,32$ MPa, $D = 58,60$ mm, $h = 4,90$ mm para ver la influencia del adelgazamiento se evaluarán 2 razones de adelgazamiento: $k = 2,5$ mm/h y 15 mm/h.

3.1.2. Resultados obtenidos.

Los resultados obtenidos se muestran en los gráficos mostrados en la figura 4 a) y b).



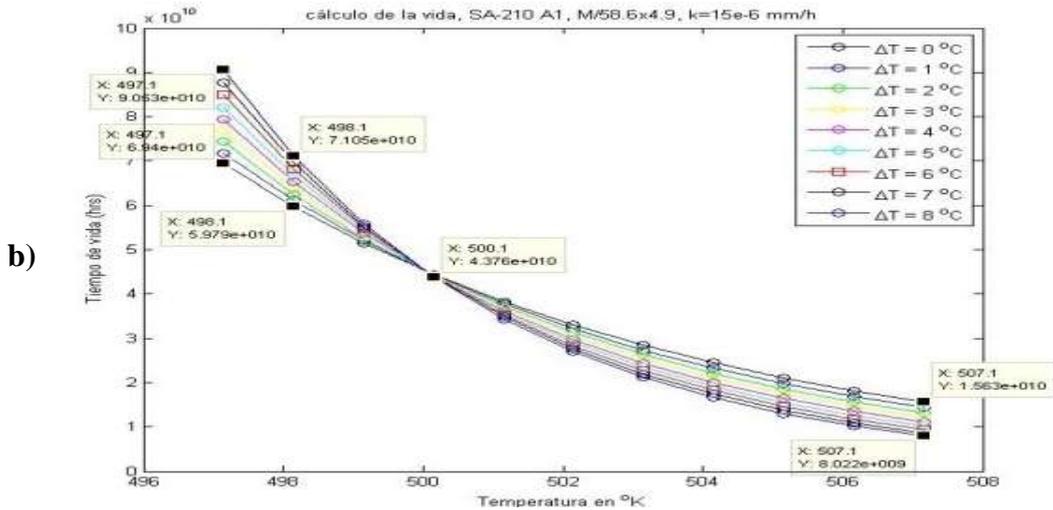
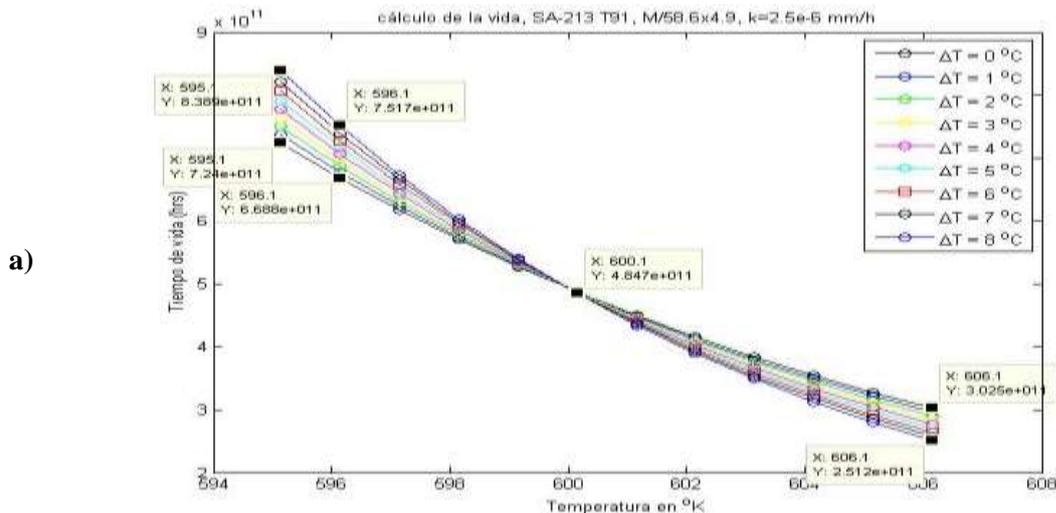


Figura 4. Vida por termofluencia en función de T °K y Δt °C para
a) $k=2,5 \cdot 10^{-6}$ mm/h, b) $k=15 \cdot 10^{-6}$ mm/h para el acero SA-210 A1

Como se aprecia de las gráficas mostradas, la vida útil por fractura bajo termofluencia, realmente depende poco del adelgazamiento de la pared. Así por ejemplo, para el acero SA-210 A1, si la temperatura de la pared del tubo es de 500 K, la vida útil por fractura bajo termofluencia sin adelgazamiento de la pared es casi es $4,4 \times 10^{10}$ horas. Sin embargo, para $k = 2,5 \times 10^{-6}$ mm/h la vida útil se reduce a $4,39 \times 10^{10}$ horas. Esto para Δt con cualquier valor. Y para otras temperaturas y valores de Δt sucede algo similar. Se puede visualizar que cuando la razón de adelgazamiento (k) es mayor (en este trabajo se tomó $k=15 \times 10^{-6}$ mm/h) la vida útil a medida que aumenta la temperatura comienza a disminuir paulatinamente a 507 K va desde $9,379 \times 10^9$ horas (con $k=0$) hasta $8,022 \times 10^9$ horas (con $k=15 \times 10^{-6}$ mm/h) lo que equivale a $1,357 \times 10^9$ horas de vida.

La Figura 5 muestra los resultados obtenidos para el acero SA-213 T91. Como se puede apreciar de dichas gráficas, para la temperatura de $T = 600$ K la razón de adelgazamiento influye muy poco en la vida útil por termofluencia. Por ejemplo en el trabajo (Rivero, 2012) para $T = 600$ K sin adelgazamiento de la pared la vida por termofluencia da alrededor de $4,8 \times 10^{11}$ horas y con una pequeña razón de adelgazamiento de $k = 2,5 \times 10^{-6}$ mm/h la vida da incluso ligeramente mayor, o sea, $4,85 \times 10^{11}$ horas.



b)

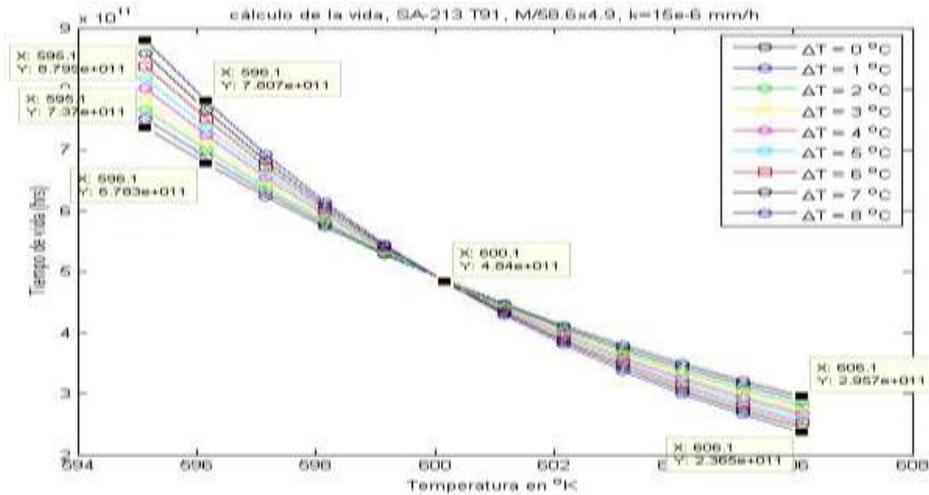


Figura 5. Vida por creep en función de T °K y Δt °C para
a) $k=2,5 \cdot 10^{-6}$ mm/h, b) $k=15 \cdot 10^{-6}$ mm/h para el acero SA-213 T91

4. CONCLUSIONES

1. La metodología desarrollada y programada en MatLab mejora el pronóstico de vida útil por termofluencia al tomar en cuenta la forma de considerar el adelgazamiento de los tubos de calderas.
2. Aplicando la metodología así perfeccionada a los tubos de las calderas de la central termoeléctrica de Cienfuegos “Carlos Manuel de Céspedes”, para el acero SA-210 A1, a la temperatura de 500 K, se produce un punto de inflexión típico, donde el adelgazamiento de la pared puede llegar a representar 800 millones de horas, pero en porcentaje de reducción de la vida útil por termofluencia esto representa un 1,8 %.
3. Aplicando la metodología al acero SA-213 T91, muy empleado en la actualidad en los tubos de calderas, se aprecia que para $T = 600$ K, se produce un punto de inflexión típico, la vida es del orden de 10 veces superior a la del acero: SA-210 A1, sin embargo la influencia del adelgazamiento puede llegar a representar 1000 millones de horas, pero en porcentaje de reducción de la vida esto no supera el 0,25 %, también casi 10 veces más pequeña que con el acero SA-210 A1.

REFERENCIAS

- ASME, The American Society of Mechanical Engineers, ASME Boiler & Pressure Vessel Code., Three Park Avenue, New York, United States of America., Section II, part A, 2011, pp 311-328.
- Birger, I., Termorresistencia de piezas de máquinas., Editorial Mashinostroenie, Moscú 1975, pp. 100-225.
- Coltters, R., Fatiga térmica – Efecto de la temperatura., 2013. Disponible en: <https://metfusion.wordpress.com/2013/08/20/fatiga-termica/>
- Fujio, A., Creep deformation behavior and deciding factors for creep life of tempered martensitic 9% Cr-steels., Presented at the Proceedings “Creep 2012”, Kyoto, Japón, 2012.
- Goytisolo, R., Improvement of the calculation of stresses during creep life prediction of

- tubes steam generators., Trabajo aceptado para su presentación y publicación en el Evento “Creep 2012”, Kyoto, Japón, 2012.
- ISO/TR 7468-1981, Summary of average stress rupture properties of wrought steels for boiler and pressure vessels, 1981, pp. 1-49.
- Jusmatulin, R., Manual de Recipientes y Tuberías a alta presión., Editorial Mashinostroenic, Moscú, 1990, pp. 1-346.
- Maile , K., Klenk, A., Creep damage evolution in martensitic 9% Cr-steels., Presented at the Proceedings “Creep 2012”, Kyoto, Japón, 2012.
- Mastaka, Y., Creep crack growth behavior and application of Fracture., Presented at the Proceedings “Creep 2012”, Kyoto, Japón, 2012.
- Mayr, P., Analysis of low-stress creep testing data and its implication on the life-time prediction for 9-12% Cr steels., Presented at the Proceedings “Creep 2012”, Kyoto, Japón, 2012
- Rivero, M., Estimación de la vida útil de los tubos de las calderas de la CTE “Carlos Manuel de Céspedes” para diferentes materiales de los tubos., Tesie presentada en opción al título de Ingeniero Mecánico, Facultad de Mecánica, Universidad “Carlos Rafael Rodríguez” de Cienfuegos, Cuba, 2012.
- Rogers, K., & Sidey, D., Comparison of boiler tube residual life prediction models., Report No. CTS-04176-2. Ontario Hydro, Toronto, Canadá, 1982, pp. 50-107.
- Ukai S., Advanced high-temperature mechanical properties by hotrolling in 9 % Cr ODS steels., Presented at the Proceedings “Creep 2012”, Kyoto, Japón, 2012.
- Yamasaki, S., behavior at ultra-low strain rate in 9% Cr steel studied by helical spring creep test., Presented at the Proceedings “Creep 2012”, Kyoto, Japón, 2012.
- Zarrabi, K., Estimation of Boiler Tube lives presence of corrosion and erosion process., Int. J. Pres Ves. And Piping. No. 53., 1993, pp. 351-358.

CONFLICTO DE INTERÉS

Los autores declaran que no existen conflictos de interés.

CONTRIBUCIONES DE LOS AUTORES

- Ing. Jesús Ernesto del Junco García. Realizó la escritura del artículo, la corrida de los datos en el Software MatLab y análisis de los resultados.
- M.Sc. Ing. Juan Gabriel Noa Águila. Realizó el estudio del estado del arte y colaboró con el análisis de los resultados.