

## Metodología de pronóstico de la vida útil por creep en los tubos de calderas de la Central Termoeléctrica de Cienfuegos \*

Mayren Rivero Castellanos

Carrera: Ingeniería Mecánica.

Universidad de Cienfuegos “Carlos Rafael Rodríguez” (Cuba).

**Resumen:** En el trabajo se describe la metodología de pronóstico de la vida útil por creep, establecida por la Norma ISO/TR 7468-1981, utilizada en el trabajo. Se realiza una revisión bibliográfica acerca de los criterios y expresiones empleadas por diferentes autores e instituciones al calcular las tensiones en la determinación de la vida útil por creep para el caso de los tubos de los generadores de vapor. De la misma se concluye la necesidad de utilizar la expresión exacta de los tubos de paredes gruesas del Problema de Lamé y la de incorporar en el cálculo la diferencia de temperatura entre el borde interior y exterior de la pared de los tubos. Los resultados se aplicaron para los tubos de los generadores de vapor de la Metodología de pronóstico de la vida útil por creep en los tubos de calderas de la Central Termoeléctrica de Cienfuegos.

**Palabras clave:** Central Termoeléctrica de Cienfuegos; tubos de caldera; avería.

## Methodology for Determining the useful creep life of boiler tubes at the Cienfuegos Power Station

**Abstrac:** The work describes the methodology to determine the useful creep life as established by ISO Standard TR 7468-1981 used in this investigation. A bibliographical investigation of different criteria and expressions from different authors and institutions was carried in order to calculate stresses to determine the useful creep life of steam generator tubes. The investigation results indicated the need to use the same expression for thick wall tubes from Lamé's problem and that of adding to the calculations the temperature difference between the inside and the outside of tube wall edges. This was applied for the steam generator tubes by implementing the useful creep life prediction methods for the boiler tubes operating at the Power Station in Cienfuegos with satisfactory results.

**Key words:** Cienfuegos Power Station, boiler tubes, failure.

### Introducción

Las averías o fallas en los tubos de las paredes de agua (pantallas) del horno y de los sobrecalentadores de la Central termoeléctrica (CTE) "Carlos Manuel de Céspedes", aparecen reportadas desde el año 1980, casi desde el arranque de las unidades CMC 3 y CMC 4. Las fallas que se presentan pueden estar originadas por distintas causas: 1. Creep. 2. Creep en presencia del adelgazamiento de fabricación en la pared, (en los codos fundamentalmente). 3. Creep en presencia del adelgazamiento de la pared en presencia del fenómeno erosión-corrosión. 5. Colapsación plástica, pero en todos los casos al final resulta obligatorio detectar y reparar los tubos que presentan las averías. La solución de estas fallas, cuando ha sido factible, se ha ejecutado durante el período de las paradas para los mantenimientos programados, sin embargo, en muchas ocasiones ha sido necesario parar las unidades con el propósito principal de solucionar las averías de los tubos. El procedimiento para restablecer las cualidades de explotación de los tubos con averías consiste en cortar la longitud del tramo donde están localizados los ponches y soldar un trozo de tubo en sustitución del tramo de tubo que ha sido eliminado.

La consecuencia directa e inmediata, cuando existen tubos punchados en las pantallas, es el aumento progresivo de la cantidad de agua de reposición que se alimenta a las calderas, lo cual se explica porque dichas fallas en los tubos producen salideros o escape de agua que no termina el proceso de formación de vapor. Por lo tanto, las averías provocan pérdidas por indisponibilidad y otras pérdidas asociadas con la reparación de las averías en cuestión.

La situación de las fallas en los tubos de los hornos CMC 3 y CMC 4 está presente también en casi la totalidad de las Centrales Termoeléctricas de Cuba, manifestándose de manera similar. Por otro lado, una gran cantidad de investigadores de todo el mundo se están ocupando del estudio de la vida útil en los tubos de las centrales termoeléctricas con el fin de minimizar las averías y reducir los gastos que hoy se mantienen en el ámbito mundial. Los estudios encaminados hacia la extensión de la vida útil de las centrales termoeléctricas se fundamentan en que:

- Hay un aumento significativo del costo de las nuevas Centrales Termoeléctricas, para idénticas capacidades generadoras.
- El empeoramiento de las propiedades de los combustibles afecta directamente la longevidad de los distintos componentes de los bloques electroenergéticos.

Los especialistas de la CTE encargados de la reparación y mantenimiento de los bloques CMC 3 y CMC 4 siempre que ocurre una avería realizan una valoración de las posibles causas que provocan la falla, con criterios técnicos bien fundamentados. Sin embargo, en estos 30 años (1980–2010) 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, material, temperaturas, etc., permita establecer un pronóstico de vida de los tubos para cada una de las averías, que conduzca al esclarecimiento de las verdaderas causas de las fallas y, por consiguiente, a la aplicación de las medidas correctivas necesarias. Lo antes expuesto constituye el problema científico a abordar en el presente trabajo, en el cual se limitará el alcance al análisis de la falla por Creep (fluencia lenta a elevadas temperaturas y tensiones constantes en la pared).

En el presente trabajo, como contribución a la solución del problema científico planteado se propusieron los siguientes objetivos específicos:

1. Profundizar en la literatura disponible en lo referente a las expresiones de cálculo de las tensiones en la pared de los tubos y de los parámetros que se consideran en el cálculo.
2. Desarrollar y/o perfeccionar las metodologías para la determinación del tiempo de vida útil por creep de los tubos en servicio.
3. Aplicar la metodología propuesta al pronóstico de vida útil de los tubos de las calderas de la CTE "Carlos Manuel de Céspedes".

### **Metodología de Pronóstico de la Vida Útil por Creep de acuerdo con la Norma ISO/TR 7468-1981**

El Parámetro de Larson Miller  $P(\sigma)$ , es una correlación entre la tensión de trabajo (MPa), la temperatura de trabajo ( $^{\circ}\text{K}$ ) y el tiempo de rotura por creep ( $t_r$ ). Este parámetro es obtenido empíricamente a través de ensayos de rotura por creep y a su vez los resultados están reflejados en la norma internacional ISO/TR 7468-1981 para diferentes aceros empleados en la construcción mecánica. El mismo funciona como una herramienta para la predicción de la vida útil de componentes industriales que operan a elevadas temperaturas ( $427^{\circ}\text{C}$  y superiores), que es el rango de temperaturas para el cual se manifiesta el fenómeno del creep. La fórmula típica general de  $P(\sigma)$  es:

$$P(\sigma) = T(C + \log t_r) \quad (1)$$

Donde:  $P(\sigma)$  - Parámetro de Larson Miller, T - Temperatura de trabajo,  $t_r$  - tiempo de rotura por Creep, C - constante que depende de cada material.

En la Figura 1 se muestra la avería típica de un tubo de caldera por el fenómeno de creep.

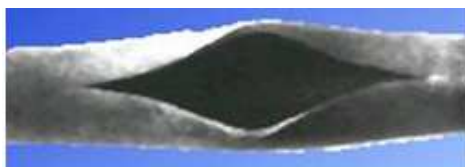


Figura 1. Falla por creep de un tubo de caldera.

El material de los tubos de la CTE "Carlos M. de Céspedes" es un acero de resistencia media que se corresponde con el acero AISI (American Iron and Steel Institute) y SAE (Society of Automotive Engineers): 210 A1, cuya composición química es:

**Tabla 1. Composición química del acero de los tubos de la CTE "Carlos M. de Céspedes"**

C	Mn	P	S	Si
0,27	0,93	0,048	0,058	0,10 (Mínimo)

La expresión de cálculo específica para dicho material, según la Norma ISO/TR 7468-1981 es:

$$P(\sigma) = \frac{\log t - 10,656877}{T - 50} = a + b \cdot (\log \sigma) + c \cdot (\log \sigma)^2 + d \cdot (\log \sigma)^3 + e \cdot (\log \sigma)^4 \quad (2)$$

Donde: a, b, c, d y e son constantes del ajuste de la curva (Tabla 2)

**Tabla 2. Constantes de la ecuación de correlación**

a	-0.68628
b	1.459851
c	-1.18513
d	0.424568
e	-0.05725

Conociendo el valor de la tensión  $\sigma$  se puede calcular el valor de  $P(\sigma)$  partiendo del lado derecho de la ecuación y teniendo entonces la temperatura de trabajo  $T$  ( $^{\circ}\text{K}$ ) 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 creep, alcanzando la deformación de rotura, y ésta será la vida útil por creep para esas condiciones de trabajo.

### **Análisis de las expresiones empleadas por diferentes autores e instituciones al calcular las tensiones en la determinación de la vida útil por Creep en el caso de los tubos de los Generadores de Vapor**

Uno de los aspectos en los cuales existe una gran diversidad de criterios entre las distintas instituciones y autores que investigan este tipo de avería es en lo referente a la expresión empleada para el cálculo de las tensiones en la pared de los tubos.

### Estado tensional de la pared del tubo

Como se puede apreciar en el epígrafe anterior en la estimación de la vida útil por creep, según la Norma ISO/TR 7468-1981, desempeña un papel importante el valor de la tensión de trabajo. A continuación se realizará un análisis de las expresiones utilizadas en la literatura técnica para calcular la tensión en los tubos sometidos a presión interior y calentamiento exterior:

### Considerando el tubo como una Bóveda de Paredes Delgadas

El estado tensional que existe en la pared de los tubos es un estado tensional triaxial en el cual las tensiones principales son:

$$\sigma_1 = \sigma_t = \frac{p \cdot D}{2 \cdot h}; \quad \sigma_2 = \sigma_m = \frac{p \cdot D}{4 \cdot h}; \quad \sigma_3 = \sigma_r = -p \quad (3)$$

La tensión equivalente en la pared se puede obtener considerando el estado tensional triaxial:  $\sigma_3 \neq 0$  o Plano:  $\sigma_3 = 0$ . Esta última consideración es posible asumirla dado el hecho de que la presión que soportan las bóvedas es relativamente pequeña, por su condición de poseer la pared delgada (Feodosiev, 1985). Esta consideración es aplicada cuando la relación  $D/h \geq 20$ , (Jusmatulin, 1990). Para obtenerla se utilizará la Cuarta Hipótesis de Resistencia o de la Energía Potencial Unitaria de Deformación de la Distorsión (Feodosiev, 1985; Hipótesis de Huber-Mises-Henke).

### Bóveda Estado Tensional Triaxial (ETT).

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 - \sigma_1 \cdot \sigma_1 - \sigma_2 \cdot \sigma_3 - \sigma_3 \cdot \sigma_1} \quad (4)$$

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\left(\frac{p \cdot D}{2 \cdot h}\right)^2 + \left(\frac{p \cdot D}{4 \cdot h}\right)^2 - (-p)^2 - \left(\frac{p \cdot D}{2 \cdot h}\right) \cdot \left(\frac{p \cdot D}{4 \cdot h}\right) + \left(\frac{p \cdot D}{4 \cdot h}\right) \cdot (p) + (p) \cdot \left(\frac{p \cdot D}{2 \cdot h}\right)} \quad (5)$$

$$\sigma_{eq} = \frac{\sqrt{3}}{4} \cdot \frac{p \cdot D}{h} \sqrt{1 + 4 \cdot \left(\frac{p \cdot D}{2 \cdot h}\right)^2 + \left(\frac{p \cdot D}{4 \cdot h}\right)^2 - \left(\frac{p \cdot D}{2 \cdot h}\right) \cdot \left(\frac{p \cdot D}{4 \cdot h}\right)} \quad (6)$$

### Bóveda Estado Tensional Plano (ETP)

De la ecuación 4 para  $\sigma_3 = 0$  se tiene que:

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\left(\frac{p \cdot D}{2 \cdot h}\right)^2 + \left(\frac{p \cdot D}{4 \cdot h}\right)^2 - \left(\frac{p \cdot D}{2 \cdot h}\right) \cdot \left(\frac{p \cdot D}{4 \cdot h}\right)} \quad (7)$$

De donde:

$$\sigma_{eq} = \frac{\sqrt{3}}{4} \cdot \frac{p \cdot D}{h} \quad (8)$$

### Considerando el tubo como un cilindro de pared gruesa aplicando las Ecuaciones del Problema de Lamé

Es necesario aclarar que esta es la solución exacta para cualquier relación de D/h, solo que en el caso de las relaciones grandes el problema se puede simplificar utilizando la Teoría Membranal (Feodosiev, 1985; Ecuación de Laplace).

En este caso del estado tensional, considerando:  $R_e = \frac{D}{2} + \frac{h}{2}$  y  $R_i = \frac{D}{2} - \frac{h}{2}$

$$\sigma_1 = \sigma_t = p \cdot \frac{R_e^2 + R_i^2}{R_e^2 - R_i^2} = p \cdot \frac{\left(\frac{D}{2} + \frac{h}{2}\right)^2 + \left(\frac{D}{2} - \frac{h}{2}\right)^2}{\left(\frac{D}{2} + \frac{h}{2}\right)^2 - \left(\frac{D}{2} - \frac{h}{2}\right)^2} = p \cdot \frac{D^2 + h^2}{2 \cdot D \cdot h} \quad (9)$$

$$\sigma_2 = \sigma_m = \frac{p \cdot R_i^2}{R_e^2 - R_i^2} = p \cdot \frac{\left(\frac{D}{2} - \frac{h}{2}\right)^2}{\left(\frac{D}{2} + \frac{h}{2}\right)^2 - \left(\frac{D}{2} - \frac{h}{2}\right)^2} = p \cdot \frac{(D-h)^2}{4 \cdot D \cdot h} \quad (10)$$

$$\sigma_3 = \sigma_r = -p \quad (11)$$

Sustituyendo en la ecuación 4

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\left[p \cdot \frac{D^2 + h^2}{2 \cdot D \cdot h}\right]^2 + \left[p \cdot \frac{(D-h)^2}{4 \cdot D \cdot h}\right]^2 + [-p]^2 - p^2 \cdot \frac{(D^2 + h^2) \cdot (D-h)^2}{8 \cdot D^2 \cdot h^2} + p^2 \cdot \frac{(D-h)^2}{4 \cdot D^2 \cdot h^2} + p^2 \cdot \frac{(D+h)^2}{2 \cdot D^2 \cdot h^2}} \quad (12)$$

Se obtiene que:

$$\sigma_{eq} = \frac{\sqrt{3}}{4} \cdot p \cdot \frac{(D+h)^2}{D \cdot H} = \frac{\sqrt{3}}{4} \cdot p \cdot \frac{\left(\frac{D}{H} + 1\right)^2}{\frac{D}{H}} \quad (13)$$

### **Metodología propuesta por la Universidad de New South Wales en Australia (UNSW)**

En la literatura se utilizan otras ecuaciones para el cálculo de las tensiones de los tubos con vista a su utilización en lo que se refiere al pronóstico de vida útil. Así, por ejemplo, Zarrabi (1993) en la metodología propuesta por la Universidad de New South Wales en Australia (UNSW), para la estimación de la vida de los tubos de calderas en presencia del fenómeno erosión corrosión propone la siguiente ecuación:

$$\sigma = \frac{\sqrt{3}}{2} \cdot K \cdot \frac{p}{\left[\frac{D+h}{D-h}\right]} \quad (14)$$

Donde:

$K$  es una constante que depende la forma en que la pared del tubo es adelgazada por el fenómeno erosión-corrosión. Si el adelgazamiento de la pared del tubo es uniforme se propone en (Zarrabi, 1993),  $K=1$ . Si el adelgazamiento se produce de forma de picaduras locales aisladas  $K>1$ . Kitchin y Zarrabi (1981 y 1982) han obtenido valores de  $K$  para picaduras locales aisladas en forma rectangular.

### **Metodología propuesta por el Buró Central de Generación Eléctrica (Central Electric Generating Board) de Canadá (CEGB)**

En un reporte de Ontario Hidro (OH) en Toronto, Canadá (Rogers *et al.*, 1982) se dan otras metodologías para la estimación de la vida útil en presencia del fenómeno de erosión-corrosión en las cuales se utilizan otras expresiones de cálculo de las tensiones. Así, por ejemplo: en la metodología propuesta por el Buró Central de Generación Eléctrica de Canadá (CEGB) (Rogers *et al.* 1982) se propone calcular las tensiones por expresión de la tensión circunferencial ( $\sigma_t$ ) en las bóvedas multiplicadas por un factor de seguridad de 1,25 o sea:

$$\sigma_t = 1,25 \cdot \frac{p \cdot D}{2 \cdot h} \quad (15)$$



### **Metodología propuesta por la Central de Servicios Técnicos del Reino Unido (Central Technical Services, CTS)**

En la metodología propuesta por la Central de Servicios Técnicos del Reino Unido (Central Technical Services, CTS) (Rogers *et al.*, 1982) se propone simplemente calcular la tensión para la expresión de la tensión circunferencial:

$$\sigma_t = \frac{p \cdot D}{2 \cdot h} \quad (16)$$

### **Comparación entre las diferentes expresiones para el cálculo de las tensiones**

En la Figura 2 se muestran graficados los valores de  $\sigma$  en función de la relación  $D/h$  para las diferentes expresiones analizadas anteriormente, en el rango en que  $D/h$  varía en la práctica, o sea,  $0 < D/h \leq 20$ . Las gráficas han sido obtenidas para una presión de  $p = 1$  MPa. Como se aprecia, la expresión de Lamé para el cálculo de tensiones de cuerpos cilíndricos con presión interior (expresión exacta según la Teoría de la Elasticidad) proporciona valores de la tensión que se encuentran por encima de las restantes expresiones en todo el rango, con excepción de la expresión utilizada por el Buró Central de Generación Eléctrica de Canadá (CEGB) que utiliza la ecuación de las bóvedas para paredes delgadas (Ecuación de Laplace) aumentada en un 25 %. De esta comparación queda claro que la ecuación de Lamé ofrece una exactitud adecuada en el cálculo de  $\sigma$  y por lo tanto proveerá una estimación más racional de la vida útil del elemento. Queda claro también que el coeficiente de 1,25 empleado por CEGB es excesivo sobre todo cuando la relación  $D/h \geq 5$ , lo que provocará que la vida útil estimada por esta metodología sea inferior a la real. De todo esto se concluye que en los análisis que serán realizados en el presente trabajo, se utilizará la Ecuación de Lamé para el cálculo de las tensiones.

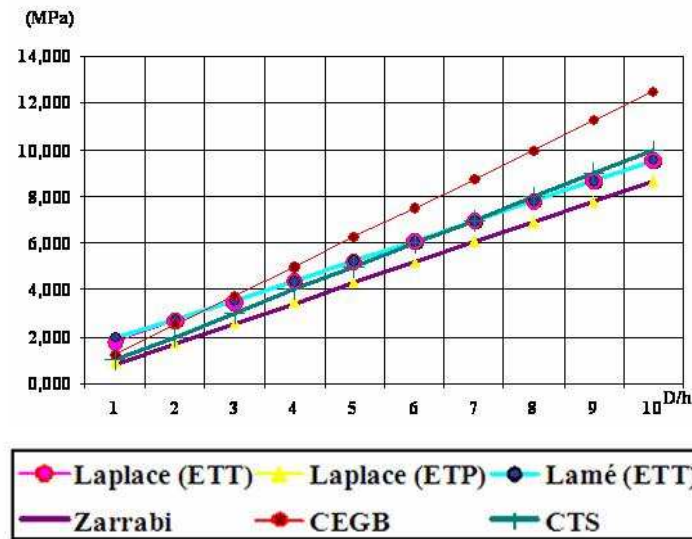


Figura 2. Comparación entre las diferentes expresiones para el cálculo de las tensiones.

**Influencia 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 la literatura para la estimación de la vida útil por creep y otros tipos de falla en tubos no se toma en cuenta la influencia de la diferencia de la temperatura  $\Delta t$  entre la superficie interior y exterior de la pared en la magnitud de las tensiones. 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  $\Delta t$  entre la superficie interior y exterior de la pared del componente en cuestión, para calentamiento exterior, se tiene que:

$$t_i < t_e \Rightarrow \Delta t < 0$$

Donde:  $t_i$  = temperatura interior y  $t_e$  = temperatura exterior.

$$\sigma_{eq} = \frac{(\varepsilon + 1)^2}{4 \cdot \varepsilon} \cdot \sqrt{3 \cdot p^2 + 3 \cdot p \cdot m \cdot \Delta t + (m_1 \cdot \Delta t)^2} \tag{17}$$

Donde:

$$m_1 = \frac{E \cdot \alpha \cdot a_1}{1 - \mu} \quad a_1 = \frac{2 \cdot \varepsilon}{(\varepsilon + 1)^2 \cdot \ln\left(\frac{\varepsilon + 1}{\varepsilon - 1}\right)} - 1 \quad y \quad \varepsilon = D/h \tag{18}$$

$p$ - presión interior en el tubo,  $E$ - Módulo de Elasticidad del material del tubo,  $\alpha$  - coeficiente de dilatación térmica del material del tubo,  $\mu$  - coeficiente de Poisson del material del tubo,  $D$ - diámetro medio del tubo,  $h$ - espesor de la pared del tubo.

Se hace necesario destacar que incorporar la diferencia de temperatura  $\Delta t$  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:  $E$ ,  $\alpha$  y  $\mu$  en función de la temperatura de trabajo para el material en cuestión (Birger, 1975).

Este sistema de ecuaciones, incluyendo las ecuaciones que caracterizan las propiedades físicas y mecánicas del acero con la temperatura, se montó en el software EXCEL y de la Ecuación del Parámetro Larson Miller se despeja la vida útil. Los cálculos se realizarán para tres valores de diferencia de temperatura entre el borde interior y el exterior de la pared  $\Delta t$ : 0, -4 y -8 °C. Los resultados obtenidos se muestran en la Figura 3 para diferentes valores de  $T$  (°K) y  $\Delta t$  (°C).

Como se aprecia en las gráficas mostradas, la temperatura de trabajo tiene una notable influencia en la vida útil por fractura bajo Creep. Así, por ejemplo, si la temperatura de la pared del tubo es de 650 °K (377 °C) la vida útil por fractura bajo Creep es casi de 7 millones de horas. Sin embargo, para una temperatura de 725 °K (452 °C) la vida útil se reduce a menos de 60 000 horas. Esto para  $\Delta t = 0$  °C.

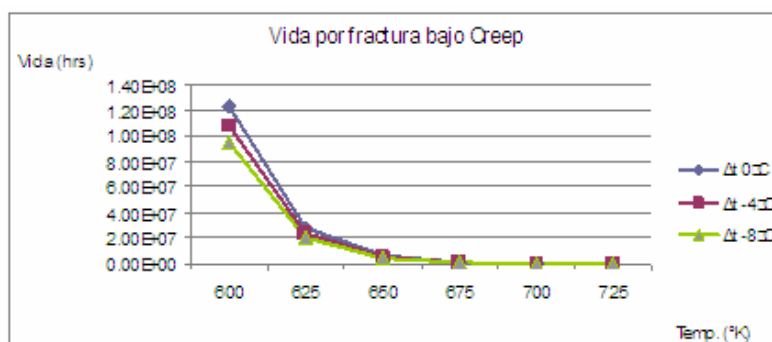


Figura 3. Pronóstico de vida útil para diferentes valores de  $\Delta t$  y  $T$ .

Si la diferencia de temperatura entre la superficie interior y exterior de los tubos se incrementa solo a  $\Delta t = -4$  °C las vidas útiles mencionadas se reducen a 6,5 millones y 36 000 horas aproximadamente. De todo esto se desprende, en primer lugar, la

necesidad de determinar con exactitud la temperatura de trabajo de la pared y se confirma la necesidad de precisar la diferencia de temperatura  $\Delta t$ .

### Conclusiones

Se realizó un estudio detallado de las metodologías establecidas en las Normas Técnicas y sobre las investigaciones que se realizan para pronosticar la vida de servicio de los tubos de calderas y se perfeccionaron algunos aspectos involucrados en ellas que se detallarán a continuación:

a. A través de los años se ha establecido la costumbre de utilizar la Ecuación de Laplace, basada en la Teoría Membranal, para el cálculo de tensiones en tuberías y recipientes, aspecto este que simplifica notablemente los cálculos y que está validado por la totalidad de las Normas Internacionales relacionadas. Esto ha propiciado que en los últimos años, aun con el desarrollo de la Mecánica de la Fractura y la introducción en la industria de las Metodologías de Pronóstico de Vida para los diferentes tipos de averías, cuando se hacen cálculos de tensiones que inciden en la vida útil del componente se continúa utilizando esta ecuación, sin prestarle atención al hecho de que la misma es sólo una aproximación y que no resulta adecuada para el pronóstico de vida útil, donde las tensiones deben ser calculadas con exactitud. Algunas metodologías han usado con este fin modificaciones en la ecuación de Laplace o han introducido coeficientes de corrección para resolver este problema.

b. En el presente trabajo se demuestra que la ecuación de Lamé (ecuación exacta para el cálculo de las tensiones en cuerpos de configuración cilíndricas) es la adecuada para el cálculo de las tensiones en el pronóstico de vida útil. Para relaciones de  $D/h < 2,5$  las tensiones calculadas por esta ecuación dan mayores que las calculadas por todas las restantes ecuaciones utilizadas en las diferentes metodologías (incluso hasta 50 % mayor) y dan valores mayores que la ecuación de Laplace para relaciones de  $D/h < 20$ , rango este en el cual se mueve la inmensa mayoría de los recipientes a presión, tuberías y en particular tubos de calderas.

c. Otra insuficiencia detectada en las metodologías existentes, e incluso en las Normas Técnicas y que limita la exactitud de los pronósticos de vida útil, es que no se toma en cuenta en el cálculo de las tensiones de los tubos de calderas la diferencia de temperatura que existe entre las superficies exterior e interior de los

tubos por efecto de calentamiento externo, lo que implica diferencia en las tensiones que pueden llegar hasta un 10 %. En los cálculos realizados en el presente trabajo se incorporan estas ecuaciones que toman en cuenta estas diferencias de temperatura utilizando la ecuación de Lamé.

El fenómeno de creep es inevitable a elevadas temperaturas, para el caso de los aceros esta se produce a  $T > 380$  °K, o sea, en presencia del factor tiempo ocurrirá en los tubos un fenómeno de deformación plástica que implica el incremento del diámetro y consecuentemente la reducción del espesor de la pared que conduce finalmente a la rotura; estas consecuencias de la fluencia lenta a elevadas temperaturas son más rápidas o más lentas en dependencia del tipo de acero, de la tensión  $\sigma$  y la temperatura  $T$ . El parámetro Larson Miller establece esta relación, la cual es diferente para cada material y la norma ISO/TR/7468-1981 las ofrece para los materiales más comunes que se emplean en aplicaciones a elevadas temperaturas. Los cálculos realizados para los tubos de ambas unidades demuestran que para los parámetros de explotación de estas unidades la temperatura de la pared tiene una enorme incidencia. Así, por ejemplo, si la temperatura de la pared del tubo es de 650 °K (377 °C), la vida útil por fractura bajo Creep es casi de 7 millones de horas. Sin embargo, para una temperatura de 725 °K (452 °C) la vida útil se reduce a menos de 60 000 horas. Esto para  $\Delta t=0$  °C.

Si la diferencia de temperatura entre la superficie interior y exterior de los tubos se incrementa solo a  $\Delta t = -4$  °C las vidas útiles mencionadas se reducen a 6,5 millones y 36 000 horas aproximadamente. De todo esto se desprende en primer lugar la necesidad de determinar con exactitud la temperatura de trabajo de la pared y se confirma la necesidad de precisar la diferencia de temperatura  $\Delta t$ .

### Referencias bibliográficas

BIRGER, I. 1975: *Termorresistencia de piezas de máquina*. Moscú: Mashinostroenie.

ISO/TR 7468-1981. 1981: Summary of average stress rupture properties of wrought steels for boiler and pressure vessels.

JUSMATULIN, E. R. 1990: *Manual de recipientes y tuberías a alta presión*. Moscú: Editorial Mashinostroenie.--346 p.

ROGERS, D.K. AND SIDEY, D. 1982: Comparison of boiler tube residual life prediction models. Report No. CTS-04176-2. Ontario Hydro, Toronto, Canadá, 1982.

ZARRABI, K. 1993: Estimation of Boiler Tube Life presence of corrosion and erosion process. Int. J. Pres Ves. and Piping. N<sup>o</sup> 53, p. 351-358.

\*Trabajo presentado en el *XIX Forum Científico Nacional de Estudiantes Universitarios de Ciencias Técnicas*. Tutorado por el Dr. Rafael A. Goytisoló Espinosa, el M.Sc. Vladimir Carrera Martínez, el Ing. Israel García Rodríguez y el Ing. Eduardo Álvarez Pérez.

La imagen de cabecera fue tomada del sitio [http://www.toniweb.com/index.php/cuba/cienfuegos/central\\_termica\\_1](http://www.toniweb.com/index.php/cuba/cienfuegos/central_termica_1)