

Desarrollo de expresion para la resistencia al fallo por choque térmico en turbinas de vapor

Development of expression for resistance to failure by thermal shock in steam turbines

Román Antonio Pérez Castañeda^{I *}; Osvaldo Fidel García Morales^{II}; Yanán Camaraza Medina^{II}

^I Central Termoeléctrica “Antonio Guiteras”, Zona Industrial, Matanzas, Cuba

^{II} Universidad “Camilo Cienfuegos”, Matanzas, Cuba

*Autor para la correspondencia: roman@cteag.une.cu

Recibido: 5 agosto del 2024

Aprobado: 25 de octubre del 2024

Este documento posee una [licencia Creative Commons Reconocimiento-NoComercial 4.0 internacional](https://creativecommons.org/licenses/by-nc/4.0/)



RESUMEN/ABSTRACT

La aplicación de tecnologías de mantenimiento basadas en el riesgo, requiere de una metodología de cálculo de la confiabilidad, que no esté basada en la estadística de fallos, sino en la condición de los activos. Los autores proponen el cálculo de la confiabilidad a partir de los parámetros, monitoreados para el diagnóstico, los cuales caracterizan la evolución del estado técnico. Se analiza el fallo de la turbina de vapor por choque térmico, producto a la inducción de agua o vapor frío durante su funcionamiento. Se determinan las condiciones bajo las cuales, el choque térmico provoca el fallo. Estos fenómenos se analizan para establecer las ecuaciones, que relacionan las propiedades mecánicas del metal del rotor con el máximo salto de temperatura, que puede soportar sin fallar. Las ecuaciones obtenidas permiten determinar los parámetros con los cuales se puede aplicar la mencionada metodología del cálculo de la confiabilidad.

Palabras clave: carga; confiabilidad; choque térmico; diagnóstico; resistencia.

The application of risk-based maintenance technologies requires a reliability calculation methodology that is not based on failure statistics, but on the condition of the assets. The authors propose calculating reliability based on the parameters monitored for diagnosis, which characterize the evolution of the technical condition. The failure of the steam turbine due to thermal shock is analyzed, as a result of the induction of cold steam or water during operation. The conditions under which the thermal shock causes the failure are determined. These phenomena are analyzed to establish the equations that relate the mechanical properties of the rotor metal with the maximum temperature jump that it can withstand without failing. The equations obtained allow determining the parameters with which the aforementioned reliability calculation methodology can be applied.

Key words: diagnosis; load; reliability; resistance; thermal shock.

INTRODUCCIÓN

En la búsqueda por mejorar la eficacia, muchas empresas aplican el llamado mantenimiento predictivo o proactivo, basado en técnicas y tecnologías de diagnóstico. Grandes corporaciones especialmente del sector de hidrocarburos y de la industria de generación de electricidad, han volcado su atención hacia el modelo de decisión “costo-riesgo”. Adicionalmente, se destaca a la ingeniería de confiabilidad como el marco teórico-conceptual en el que conviven las metodologías y técnicas para cumplir sus objetivos.

Cómo citar este artículo:

Román Antonio Pérez Castañeda y otros. Desarrollo de expresion para la resistencia al fallo por choque térmico en turbinas de vapor. Ingeniería Energética. 2024. 45 (3), septiembre/diciembre. ISSN 1815-5901.

Sitio de la revista: <https://rie.cujae.edu.cu/index.php/RIE/index>

La aplicación del riesgo para la gestión del mantenimiento, implica el cálculo de la probabilidad de fallo. Actualmente, la probabilidad del fallo (confiabilidad) se calcula en base a las estadísticas de tiempo entre fallos, que en un sentido estricto, puede diferir de la probabilidad de fallo, según la condición real, expresada por los resultados del diagnóstico.

El método convencional para determinar la confiabilidad es a través del tiempo hasta el fallo. El método de Weibull ha resultado el más popular, ya que brinda la posibilidad de analizar los datos, en cualquiera de las etapas del ciclo de vida de los equipos. En el año 2008 Sergio Fernandez expone el método práctico del uso de esta metodología. Este método es totalmente satisfactorio para mejorar los diseños, pero no tanto desde el punto de vista de la ingeniería, aplicada a la etapa de operación y mantenimiento a pocos equipos instalados en una industria determinada, como es el caso de la turbina de vapor en una termoeléctrica, ya que los especialistas desean conocer lo que está pasando, cuando no hay suficientes datos de lo que ocurre con equipos similares, instalados en otras industrias.

En el año 2017 Moroz L [1], realiza un análisis del uso de modernas técnicas de diagnóstico y monitoreo del estado térmico de las turbinas de vapor. Estos sistemas brindan una valiosa información para que el cálculo de la confiabilidad pueda realizarse en base a parámetros, que expresan el riesgo de ocurrencia de fallos, como lo propuesto por Ebeling C desde el año 1997 [2] y Román Pérez, en el año 2018 [3]. De esta forma, se podrán identificar las acciones correctivas, preventivas y proactivas que puedan efectivamente optimizar costos y minimizar el impacto de los fallos en el desempeño de los activos.

Una de las ideas actualmente aceptadas y referenciadas, es la expresada por Medardo Yañez [4], en el año 2006, sobre la posibilidad de calcular la confiabilidad mediante la comparación de la carga a que está sometido el equipo en cuestión, con su resistencia a las condiciones impuestas por la operación. En la teoría, este método promete una muy eficaz forma de evaluación; sin embargo, no se ha encontrado en la literatura durante la actual investigación, ninguna definición de las magnitudes físicas, que se deben emplear en cada caso para tales propósitos. Por tanto, se hace necesario encontrar expresiones, que permitan modelar las cargas a que están sometidos los componentes a través de los parámetros de operación, que además se utilizan para el monitoreo de su estado.

La presente investigación pretende resolver el problema de cómo encontrar aquellos parámetros de operación, que puedan ser utilizados como representantes de la carga a que están sometidos los elementos de la turbina de vapor, y las propiedades mecánicas del metal, que caracterice su resistencia al choque térmico. En particular se analizará el fallo del rotor de la turbina de vapor por choque térmico.

La investigación se lleva a cabo bajo la hipótesis de que, partiendo de las ecuaciones de las tensiones provocadas por la diferencia de temperatura entre las superficies, se pueden encontrar las propiedades mecánicas, que hacen al metal del rotor resistente al choque térmico y obtener así una expresión para relacionar los parámetros de operación con los de resistencia mecánica al choque térmico.

El método fue presentado por primera vez por Manson S, en el año 1953. Muchas otras investigaciones han sido dedicadas a determinar experimentalmente el posible uso de los materiales expuestos a elevadas temperaturas, para lo cual se verifica la resistencia al choque térmico cuando son enfriados bruscamente y se crea un elevado gradiente térmico entre diferentes zonas del elemento. Ejemplos de tales investigaciones son las llevadas a cabo por Leyzerovich A en 2008 [5], Pinca C, en 2008, Oliver S en 2018 [6], Faccin F en 2019 [7], Li D en 2020 [8], Hu J en 2020 [9], Rajasekaramoorthy M en 2020 [10], así como Oliver S [11] y Wang Y [12] en 2021 y Qiaoyu M [13] en 2024. Todas estas investigaciones tienen el objetivo de verificar la resistencia de los materiales al choque térmico para definir su uso, lo cual ocurre en la etapa de diseño y fabricación. Sin embargo, en esas publicaciones no se llega a expresiones, que contrapongan las propiedades mecánicas de los materiales con los parámetros del agente de trabajo, que permita conocer el riesgo de ocurrencia de un fallo durante el funcionamiento de los equipos, lo cual constituye el principal objetivo de la presente investigación.

MATERIALES Y MÉTODOS

Como expresa Pérez R en 2018 [3], las turbinas de vapor convierten la energía térmica del vapor en energía mecánica para conducir gran variedad de equipos. Estos equipos deben contar con un sistema de gestión de mantenimiento para su programación y ejecución, así como para la formación permanente del personal, según refiere Garcías S en 2021 [14].

En la historia de la operación de las turbinas de vapor ha habido numerosas causas de averías en todo el mundo, como: pérdida de aceite de lubricación, excesos de velocidad, según Moroz L [1], fallos por corrosión bajo tensión (SCC), erosión por partículas sólidas (SPE) y por gotas de agua (WDE), daños por caída de objetos extraños (FOD) o propios (DOD), evaluados por Ebeling C [2], Medardo Yañez [4], y Wang Y [12].

Durante los arranques, las paradas y los cambios de carga se producen transitorios y gradientes de temperatura de los rotores y las carcassas, cuando llega vapor con temperatura diferente a la que presenta el metal. Por otra parte, bajo determinadas condiciones, se hace posible, que llegue vapor frío, que pone al metal en condiciones de choque térmico, lo que puede producir serios roces entre la partes giratorias y fijas y/o puede haber gran distorsión de los rotores y carcassas, cuando los gradientes se producen demasiado rápido. También cuando el agua ingresa a una turbina que está girando puede causar daños mecánicos significativos. Cuando esto sucede durante el funcionamiento, aumentan las vibraciones de los álabes fijos y rotatorios y crece el riesgo de que fallen estos componentes, en las zonas por donde se está introduciendo el agua o vapor frío.

Tras la aplicación del gradiente térmico, los materiales frágiles no pueden resistir fácilmente las deformaciones superpuestas, sin inducir suficiente tensión, que cause la ruptura; por otro lado, los materiales dúctiles, generalmente pueden soportar estas tensiones adicionales, pero en última instancia pueden fallar si se someten a una serie de ciclos de cambio de temperatura, es decir fallan por fatiga térmica.

El problema del estrés térmico es de gran importancia en las turbinas de alta potencia. La tendencia actual hacia el aumento de la temperatura del vapor, ha requerido el uso de materiales refractarios, capaces de soportar temperaturas mucho más altas, que los materiales de ingeniería normales, Faccin F [7] y además requiere procedimientos estrictos para los arranques y paradas, según analizado por Dettori S [15], en 2019. Una distinción entre el esfuerzo térmico y el choque térmico, es que la velocidad de aplicación de la tensión es muy rápida y muchos materiales no soportan esa tensión de choque térmico, que podría absorberse fácilmente, si se aplicara de forma lenta. Tanto Manson, como Pinca y Oliver S [6,11], utilizan los estudios del choque térmico en una placa plana, para encontrar la distribución de temperatura, que puede provocar su fallo.

Se considera el caso de una placa plana homogénea, inicialmente a temperatura uniforme y de repente sumergida en un medio a temperatura más baja. El primer problema en relación con la placa plana es determinar la distribución de temperatura en un momento t , después que la temperatura circundante ha cambiado. Suponiendo que las propiedades del material no varían con la temperatura y que el material es elástico, se puede escribir la siguiente ecuación (1), para el esfuerzo en cualquier punto del espesor de la placa.

$$\sigma^* = \frac{(T_{av} - T)}{T_0} \quad (1)$$

Físicamente, σ^* puede considerarse como la relación entre la tensión realmente desarrollada y la tensión que se desarrollaría si la expansión térmica estuviera completamente limitada. Ver ecuación (2), para σ^* .

$$\sigma^* = \frac{\sigma(1-\mu)}{E\alpha T_0} \quad (2)$$

Donde: σ Tensión real; μ Coeficiente de Poisson; E Módulo de elasticidad; α Coeficiente de dilatación; T_{av} Temperatura promedio a través del espesor de la placa; T Temperatura en el punto donde se considera el esfuerzo; T_0 Temperatura inicial de la placa por encima de la temperatura ambiente.

El problema de la temperatura ha sido tratado a fondo en la literatura y el resultado generalmente se presenta en forma de series infinitas. En la figura 1, se muestran los resultados de algunos cálculos que se han realizado sustituyendo la solución de la serie exacta de temperatura en las ecuaciones de tensión.

En la solución exacta hay tres variables importantes. Primero está la tensión reducida, ya mencionada, segundo, el valor β , que es igual a ah/k (donde a es la mitad del espesor de la placa, h el coeficiente de transferencia de calor y k la conductividad térmica del material). β se conoce como número de Biot; sin embargo, en la presente discusión se le llama parámetro de transferencia de calor no dimensional. La tercera variable importante es θ , que se llama tiempo no dimensional. Como se muestra, $\theta = kt/\rho Ca^2$, donde t es tiempo, ρ la densidad del material, y C el calor específico.

En la figura 1, la tensión no dimensional en la superficie se ha trazado como una función del tiempo no dimensional, para varios valores examinados de transferencia de calor no dimensional β . Este gráfico contiene los elementos esenciales de toda la solución de tensión superficial en el problema de la placa plana.

En las referencias [6 y 11], la tensión máxima se determina analíticamente mediante aproximaciones adecuadas de la solución de la serie. La tensión máxima se obtiene al establecer la derivada de la tensión con un tiempo igual a cero y se obtienen resultados precisos para valores pequeños de β .

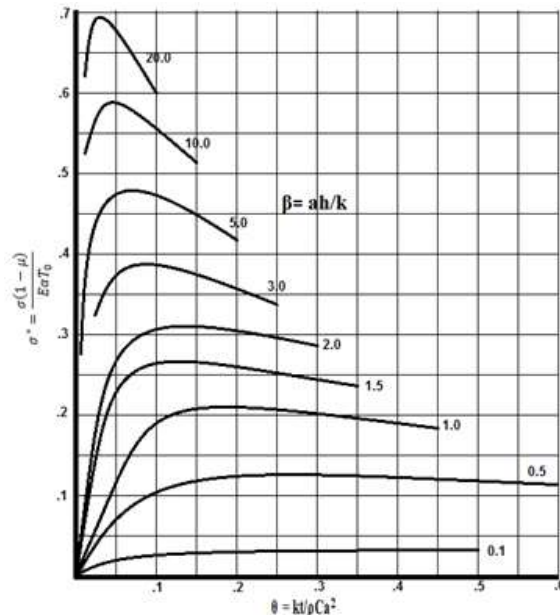


Fig. 1. Esfuerzo adimensional vs tiempo adimensional, para la superficie de la placa plana Bobrowsky A, 1949 [16]

Máxima tensión en la superficie

La figura 2, muestra la variación completa del esfuerzo con el tiempo, el valor máximo de tensión puede leerse directamente de la curva para cada valor de β . De esta curva se observa que el esfuerzo máximo no dimensional varía casi linealmente con respecto a β , para valores pequeños de β , pero se vuelve asintótico al valor de la unidad para valores muy grandes de β .

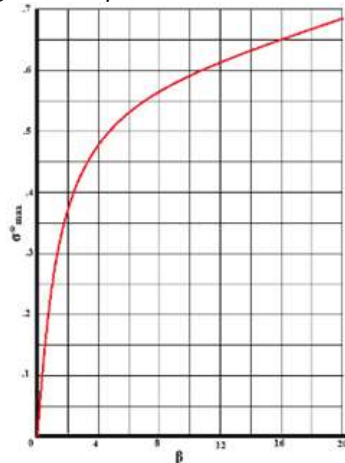


Fig. 2. Solución analítica del esfuerzo máximo adimensional $\sigma^*_{\max}$ vs el coeficiente de transferencia de calor adimensional β , Faccin 2019 [7]

Para obtener una fórmula simple de la curva de la figura 2, se utilizará el enfoque utilizado por primera vez por Buessem en 1950, pero con consideraciones algo más generales. Esta derivación se obtiene con el uso de la figura 3. En esta figura, la línea central representa el centro de la placa; las dos líneas verticales continuas representan las superficies de la placa. Las ordenadas representan la temperatura. Las distribuciones de temperatura a través del espesor de la placa en diferentes momentos t_0 , t_1 , t_2 , t_3 después de la aplicación repentina de atmósfera fría, se muestran en las curvas PQ, P'Q', etc.

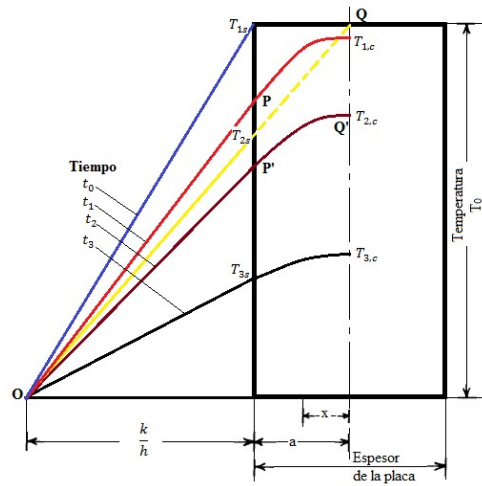


Fig. 3. Esquema de la distribución de temperatura en diferentes momentos Leyzerovich [5] y Faccin [7]

Estas curvas deben ajustarse a dos condiciones de contorno:

- (1) en el centro deben tener una tangente horizontal, no se transfiere calor a través de la línea central;
- (2) en la superficie, la pendiente debe estar de acuerdo con el coeficiente de transferencia de calor de la superficie, la tangente a las curvas en la superficie pase por el punto fijo 0.

Estas distribuciones de temperatura también deben satisfacer las ecuaciones diferenciales de transferencia de calor, que se logra ajustando ciertas constantes para que el resultado final sea consistente con la curva de la figura 2.

S. Manson supuso, que la curva de temperatura puede ajustarse mediante la ecuación (3):

$$T = T_{2,c} - M \left(\frac{x}{a} \right)^N \quad (3)$$

Donde: $T_{2,c}$ es la temperatura en el centro de la placa, para esfuerzo máximo en la superficie, M , N son constantes que se deben determinar, para ajustar mejor a los resultados.

Cuando $N > 1$, esta ecuación satisfará automáticamente la primera condición límite de tangencia horizontal en $x = 0$. Si se cumple la condición de superficie $-k(dT/dx)a = hT_{2s}$, entonces debe estar satisfecha la condición de la ecuación (4).

$$M = \frac{\beta T_{2,c}}{\beta + n} \quad (4)$$

De las ecuaciones (1, 2, 3 y 4) se obtiene la ecuación (5):

$$\sigma_{\max}^* = \frac{T_{2,c}}{T_0} \frac{n}{n+1} \frac{\beta}{\beta + n} \quad (5)$$

O, si se tiene en cuenta la ecuación (6),

$$R = \frac{nT_{2,c}}{T_0(n+1)} \quad (6)$$

La ecuación (5) se reduce a: vea ecuación (7),

$$\frac{1}{\sigma_{\max}^*} = \frac{1}{R} + \frac{n}{R} \frac{1}{\beta} \quad (7)$$

Cuando se utilizan los valores de $\sigma_{\max}^*$ y β de la figura 2, se obtiene la gráfica $1/(\sigma_{\max}^*)$ versus $1/\beta$. Para $1/(\beta) > 0,2$ o $\beta < 5$ se puede ajustar la curva a una línea recta dada por: vea ecuación (8):

$$\frac{1}{\sigma_{\max}^*} = 1.5 + \frac{3.25}{\beta} \quad \beta < 5 \quad (8)$$

En la región $1/\beta < 0.2$, la curva se desvía un poco de la línea recta y alcanza el límite $\sigma^* = 1.0$ en $1/\beta = 0$ en lugar de un valor de 1.5, predicho por la línea recta. Para que la fórmula sea precisa en todo el rango, se agrega un término exponencial llegándose a la siguiente ecuación (9), que relaciona β con σ^* :

$$\frac{1}{\sigma_{\max}^*} = 1.5 + \frac{3.25}{\beta} - 0.5e^{\frac{-16}{\beta}} \quad (9)$$

Para valores de β entre 0 y 5, el ajuste de los resultados con la ecuación (8) es similar que con la ecuación (9). Una comparación de la ecuación (9), con una fórmula asintótica dada por Cheng C., indica que la ecuación (9) puede estar equivocada hasta en un 5 por ciento, a un valor de $\beta = 200$. Sin embargo, la ecuación (9), da resultados de precisión sobre el rango práctico de β . Si se desea una mayor precisión en el rango de β de 5 a 20, la ecuación (9a) se puede usar junto con la ecuación (8) para el rango $0 < \beta < 5$. La ecuación (9), tiene, sin embargo, la ventaja de representar todo el rango de β en una sola ecuación. Vea ecuación (9a):

$$\frac{1}{\sigma_{\max}^*} = 1.0 + \frac{3.25}{\beta^{\frac{2}{3}}} \quad (9a)$$

Buessem derivó una fórmula simplificada para este caso: vea ecuación (10):

$$\frac{1}{\sigma_{\max}^*} = 1 + \frac{4}{\beta} \quad (10)$$

La ecuación (10), es muy similar en forma a la ecuación (8), pero no se ajusta a la curva correcta de σ^* versus β tan bien como la ecuación (9) en todo el rango de β .

Ahora se puede hacer uso de las fórmulas aproximadas para correlacionar la tensión máxima desarrollada en un material con las propiedades físicas y mecánicas de los materiales. En la mayoría de los casos, se encuentra que el valor de β es relativamente bajo, para coeficientes de transferencia de calor, espesores de placa y conductividades razonables, de modo que, para fines prácticos, el término 1.5 de la ecuación (8), puede despreciarse, en comparación con el valor $3.25/\beta$. En este caso, la ecuación (8), se convierte en la ecuación (11), que puede reescribirse como ecuación (12).

$$\frac{1}{\sigma_{\max}^*} = \frac{3.25}{\beta} \quad (11)$$

$$T_0 = \frac{k\sigma_{\max}}{E\alpha} \frac{3.25(1-\mu)}{ah} \quad (12)$$

Para el caso cuando ocurre la falla, $\sigma_{\max} = \sigma_b$, esfuerzo de ruptura; por lo tanto, vea ecuación (12a) :

$$T_{0,\max} = \frac{k\sigma_b}{E\alpha} \frac{3.25(1-\mu)}{ah} \quad (12a)$$

Esta ecuación establece que para el caso de una placa plana de espesor a y coeficiente de transferencia de calor h , la temperatura máxima de choque térmico, que la placa puede soportar es proporcional al producto $k\sigma_b/E\alpha$, que se identifica como el parámetro de choque térmico utilizado por Bobrowsky [16]. Para la turbina de vapor, también se considera como fallo la flexión permanente del eje, por tanto en la ecuación (12a), se debe colocar el valor de σ_f en lugar de σ_b , es decir el límite de elasticidad, teniendo en cuenta el número de Nusselt por la ecuación (13):

$$h = \frac{kNu}{a} \quad (13)$$

Entonces se obtiene la ecuación (14):

$$T_{0,\max} T_{0,\max} = 3.25 \frac{\sigma_f}{E\alpha} \frac{1-\mu}{Nu} \quad (14)$$

Según Moroz [1], Goloshumova [17], Camaraza [18], Rusin [19] y Warren [20], para el caso del rotor de la turbina de vapor, el número de Nusselt se puede encontrar utilizando la ecuación (15), de Dittus-Boelter:

$$Nu = 0.02 Re_z^{0.8} Pr^{0.33} \quad (15)$$

RESULTADOS y(o) DISCUSIÓN

Cuando se considera la ecuación (9), se observa que para valores muy grandes de β , el valor $3.25/\beta$ puede despreciarse en comparación con los otros términos y $\sigma_{\max}^*$ es igual a la unidad. La condición $\sigma_{\max}^* = 1$ significa que: vea ecuación (16):

$$\sigma_{\max} = \frac{E\alpha T_0}{1-\mu} \quad (16)$$

El producto αT_0 es la contracción en el material que tendría lugar si la temperatura se redujera en T_0 y se permitiera que el material se contrajera libremente. Si la contracción se evita por completo mediante la aplicación de una tensión, entonces αT_0 es la deformación elástica, que debe inducirse en el material para evitar esta contracción, y esta deformación multiplicada por el módulo elástico se convierte en la tensión que debe aplicarse.

El término $(1-\mu)$ resulta del hecho, que el problema es para una placa infinita, en la que se aplican tensiones iguales en dos direcciones perpendiculares. En este caso, $E\alpha T_0/(1-\mu)$ es el esfuerzo que debe aplicarse en dos direcciones perpendiculares para evitar por completo cualquier contracción en el material. Por lo tanto, para valores muy grandes de ah/k , la ecuación (9), establece que la tensión desarrollada es suficiente para evitar cualquier expansión térmica. Para obtener un índice de mérito, para clasificar materiales en condiciones de β muy grande, la ecuación (14), se reescribe como ecuación (17), lo que sugiere que este índice ahora es $\sigma_b/E\alpha$; y se ve que el factor de conductividad ha desaparecido en comparación con el índice $k\sigma_b/E\alpha$. Vea ecuación (17):

$$T_{0,\max} = \frac{\sigma_b}{E\alpha} (1-\mu) \quad (17)$$

La implicación es que no importa cuál sea la conductividad del material, la temperatura que se puede soportar es proporcional a $\sigma_b/E\alpha$. Físicamente, este resultado puede entenderse examinando el significado de β muy grande, condición que puede ocurrir si a es muy grande, si h es muy grande o si k es muy pequeño. Si a es muy grande, significa que el cuerpo de prueba es muy grande y que la temperatura de las capas superficiales puede reducirse a la del medio circundante, antes de que ocurra cualquier cambio de temperatura en la mayor parte del cuerpo. Las capas superficiales no pueden contraerse porque para ello tendrían que deformar el resto del cuerpo, y esto no se puede lograr para un cuerpo muy grande. Por lo tanto, en este caso, se impone una restricción de contracción completa, y el estrés desarrollado es $E\alpha T_0/(1-\mu)$, independientemente del valor real de conductividad.

De manera similar, para un gran coeficiente de transferencia de calor h , se puede esperar el mismo resultado. La superficie se reduce a la temperatura del medio circundante antes de que el resto del cuerpo haya tenido tiempo de responder a la diferencia de temperatura impuesta. Por lo tanto, nuevamente, se impone una restricción completa de contracción, y la tensión desarrollada es independiente de la conductividad. Finalmente, si la conductividad es muy pequeña, nuevamente solo las capas superficiales pueden darse cuenta de las condiciones de choque térmico impuestas, quedando el resto del cuerpo esencialmente a la temperatura inicial.

Sustituyendo la ecuación (15) en la (17), se obtiene la ecuación (18):

$$\sigma_r = \frac{0.02}{3.25} \frac{E\alpha}{1-\mu} \text{Re}_z^{0.8} \text{Pr}^{0.33} T_0 \quad (18)$$

Finalmente, colocando la expresión de cálculo del número de Reynold en (18), se obtiene la ecuación (19):

$$\sigma_r = 6.2 \frac{E\alpha}{1-\mu} \left(\rho d V / g \right)^{0.8} \text{Pr}^{0.33} \times T_0 \times 10^{-3} \quad (19)$$

CONCLUSIONES

Se ha obtenido la expresión (19), que permite valorar la temperatura, que es capaz de soportar el metal de los elementos de la turbina de vapor, para que en caso de entrada de agua o vapor frío no ocurra un fallo por choque térmico. El valor de esta temperatura, depende de las propiedades del metal y de la geometría de los elementos, así como de sus propiedades metalúrgicas y de las condiciones de transferencia de calor. El miembro derecho de esta expresión representa “la carga” a que está sometido el elemento de la turbina de vapor, mientras que “la resistencia” al choque térmico, se determina a través de los valores dados por las propiedades mecánicas del metal, en este caso σ_r . Para el objetivo de la presente investigación, el significado de la ecuación (19), es que conociendo la temperatura de trabajo a que estará sometido el rotor de la turbina, se determinan las propiedades mecánicas del material, para que pueda soportar el choque térmico.

La ecuación (19), relaciona las propiedades mecánicas del metal con los parámetros del vapor, que llega a la turbina, y permite aplicar el método de “carga vs resistencia” para conocer la probabilidad de ocurrencia del fallo por choque térmico en cada momento, en dependencia de los parámetros a los que se opere la turbina, lo que a su vez es condición necesaria para aplicar las metodologías que se basan en el riesgo para diseñar políticas de mantenimientos, más adecuadas a las necesidades, durante la etapa de operación de la turbina. Es decir, con el monitoreo periódico se evalúan los cambios de las propiedades del metal y además el estado técnico de los auxiliares de la turbina, cuyos fallos pueden conducir a la introducción de vapor frío o incluso agua, lo que permite programar el alcance de las intervenciones.

Para la aplicación práctica, se colocan en la ecuación (19), los valores conocidos de cada parámetro y se comparan los miembros derecho e izquierdo, si la carga supera a la resistencia, entonces se eleva la probabilidad de fallo por choque térmico. La experiencia demuestra, que para el caso de la turbina de vapor, se deben tomar medidas adicionales, que eviten el peligroso fallo por choque térmico, porque debido a las altas temperatura del vapor, existe elevada probabilidad de fallo, casi imposible de evitar sólo eligiendo un material con elevado σ_r . La expresión permite además aplicar el concepto probabilístico de la confiabilidad, ya que los parámetros de operación cambian en el tiempo, lo que hace necesario realizar el análisis considerando la curva normal de probabilidades (de Gaus), para comparar la carga con la resistencia. Se considera que se ha cumplido con cavilidad el objetivo de la investigación.

REFERENCIAS

- [1] Moroz L. “Steam Turbine Thermal Stress online monitoring technology”. Pittsburgh: 17th EPRI Steam Turbine Generator Workshop, USA. 2017. USA. Disponible en: <https://toaz.info/doc-view-3>
- [2] Ebeling C. “An introduction to reliability and maintainability engineering”. 1997. New York, USA. ISBN 978-1577666257. Disponible en: <https://www.amazon.com/Introduction-Reliability-Maintainability-Engineering/dp/1577666259>
- [3] Pérez R. “Fundamentos del cálculo de Confiabilidad basado en parámetros síntomas”. XIX Convención Científica de Ingeniería y Arquitectura, 2018, CUJAE, Habana, Cuba. Disponible en: https://www.academia.edu/39342259/Programa_General_y_T%C3%A9cnico_CONVENCION%C3%93N_CIENTIFICA_DE_INGENIERIA_Y_ARQUITECTURA_DE_LA_CUJAE_19_CCIA_2018_Palacio_de_las_Convenciones_La_Habana_Del_26_al_30_de_noviembre_de_2018
- [4] Yañez M. “Ingeniería de Confiabilidad pilar fundamental del mantenimiento”. ReliabilityWeb, 2018. Disponible en: <https://www.reliabilityweb.com/amp/ingenieria-de-la-confiabilidad-pilar-fundamental-del-mantenimiento-2656030199>

- [5] Leyzerovich A. "Steam Turbines for Modern Fossil-Fuel Power Plants".. Mayk. USA. 2008, 1st ed., 552 pages. ISBN 9-7887-7004-5766. Disponible en: <https://www.routledge.com/steam-turbine-for-modern-fossil-fuel-power-plants/Leyzerovich/p/book/9788770045766>
- [6] Oliver S. "Redistribution of residual stress by thermal shock in reactor pressure vessel steel clad with nickel alloy". Elsevier. 2018, vol. 169, p. 37-47. ISSN 0360-5442. Disponible en: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0308016118301479><https://www.researchgate.net>
- [7] Faccin F. "Evaluación de la Resistencia al choque térmico de hormigones refractarios silicoaluminosos. Efecto del tratamiento térmico". Elsevier. 2019, vol. 58, n. 6, p. 246-254. ISSN 0360-5442. Disponible en: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0366317519300445>
- [8] Li D. "Simulation of the thermal shock cracking behaviors of ceramics under water quenching for 3-dimension conditions". Elsevier. 2020, vol. 84. ISSN 0360-5442. Disponible en: <https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S099775382030468X>
- [9] Hu J. "Crack growth behavior and thermal shock resistance of ceramic sandwich structures with an auxetic honeycomb core". Elsevier. 2021, vol. 260. ISSN 0360-5442. Disponible en: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0263822320331822><https://www.researchgate.net>
- [10] Rajasekaramoorthy M. "Thermal shock resistance behavior of multilayered Gd2O3 doped YSZ on Inconel-718 substrate". Elsevier. 2020, vol.33, part. 1, p. 1011-1014. ISSN 0360-5442. Disponible en: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2214785320351257>
- [11] Oliver S. "In-situ measurements of stress during thermal shock in clad pressure vessel steel using synchrotron X-ray diffraction". Elsevier. 2021, vol. 192. ISSN 0360-5442. Disponible en: <https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S0020740320342417>
- [12] Wang Y. "Effect of helium pre-implantation on the thermal shock performance of tungsten". Elsevier, 2021, vol. 192. ISSN 0360-5442. Disponible en: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2352179121000272>
- [13] Qiaoyu M. "A review of thermal shock behavior of ceramics". Applied Ceramic Technology. 2024, vol. 21, n. 6, p. 3789-3811. ISSN 1546-542X. Disponible en: <https://ceramics.onlinelibrary.wiley.com/doi/10.1111/ijac.14846?af=R>
- [14] García S. "Averías habituales en plantas de cogeneración: turbinas de vapor". Revista "Renovetec", 2021. Madrid, España. Disponible en: <https://www.serbusa.net/2012/06/25/averias-habituales-en-plantas-de-cogeneracion/>
- [15] Dettori S. "Nonlinear model predictive control strategy for steam rotor stress". Elsevier. Pisa, Italia. 2019, vol. 158, p. 5653-5658. ISSN 0360-5442. Disponible en: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S187661021930596X>
- [16] Bobrowsky A. "The applicability of ceramics ceramals as turbine blade materials for the newer aircraft power plants", ASME. 1949, vol. 71, n. 6, p. 621-628. ISSN 1523-6501. Disponible: <https://asmedigitalcollection.asme.org/fluidsengineering/article-abstract/71/6/621/1153191/The-Applicability-of-Ceramics-and-Ceramals-as?redirectedFrom=fulltext>
- [17] Goloshumova V., Brodov Y. "The thermo stressed state of steam turbine rotors, during startup". Int. J. of Energy Prod. & Mgmt. 2016, vol. 1, n. 3, p. 245-252. ISSN 2162-8246. Disponible en: https://www.google.com/url?sa=t&source=web&rct=j&opi=89978449&url=https://ieta.org/download/file/fid/94090&ved=2ahUKEwiIhKO-xLaJAxUdSDABHfLyN_EQFnoECA4QAO&usg=AOvVaw3ARr0aiNDwmkzuKNvSb2d8
- [18] Camaraza Y., García O. "Mathematical deduction of a new model for calculation of heat transfer by condensation inside pipes". Elsevier, 2019, vol. 141, p. 180-190. ISSN 0360-5442. Disponible en: <https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S0017931019325517>
- [19] Rusin A. "Selecting optimal conditions for the turbine warm and hot start-up". Elsevier, 2021, vol. 214. ISSN 0360-5442. Disponible en: <https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S0360544220319435>
- [20] Warren M. "Handbook of heat Transfer". E.U. 1997, 3ra ed. ISBN 0-07-053555-8. Disponible en: https://www.researchgate.net/publication/206201081_Handbooh_of_Heat_Transfer

CONFLICTO DE INTERESES

Los autores declaran que no hay conflictos de intereses

CONTRIBUCIÓN DE LOS AUTORES

Román Antonio Pérez Castañeda: <https://orcid.org/0000-0002-6048-2721>

Diseño de la investigación, recolección de los datos, implementación de los modelos, análisis de los resultados, redacción del borrador del artículo, la revisión crítica de su contenido y en la aprobación final.

Osvaldo Fidel García Morales: <https://orcid.org/0000-0001-5895-8033>

Participó en el diseño de la investigación, recolección de datos, análisis de resultados y en la aprobación final.

Yanán Camaraza Medina: <https://orcid.org/0000-0003-2287-7519>

Participó en el diseño de la investigación, recolección de datos, análisis de resultados y en la aprobación final.