

---

## INVESTIGACION DE LAS FALLAS POR FATIGA DE LOS ARBOLES DE LAS BOMBAS DE ALIMENTACION DE LAS CALDERAS DE LA CTE “CARLOS MANUEL DE CESPEDES” INVESTIGATION OF FATIGUE FAILURES OF TREES FEED PUMPS OF THE CTE BOILERS “CARLOS MANUEL DE CESPEDES”

Dr. Rafael Goytisoló Espinosa<sup>1</sup>, Ing. Raúl Alfonso Rodríguez,

Ing. Miguel Luis Carballo García, Ing. Alejandro García Fernández

Ing. Israel García Rodríguez<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Facultad de Ingeniería Mecánica Universidad de Cienfuegos “Carlos Rafael Rodríguez”. Cuatro Caminos, CP 59430. Cienfuegos, Cuba.

<sup>2</sup>Central Termoeléctrica “Carlos Manuel de Céspedes”, Cienfuegos

Email: [ragoyti@ucf.edu.cu](mailto:ragoyti@ucf.edu.cu)

### Resumen

Después de 25 años de servicio, en el mes de Diciembre de 2004, se produjo la fractura del árbol de una de las bombas de alimentación de las calderas, lo que sacó de servicio dicha bomba y afectó sensiblemente la capacidad de generación de la Central. La fractura ocurrió después de un período prolongado de funcionamiento, sin embargo después de esta primera fractura se han realizado modificaciones geométricas y cambios en el material que han provocado que las fracturas se hayan producido de forma reiterada y mucho más frecuentes. En el presente trabajo se desarrolla un esquema de análisis y un procedimiento general del diagrama de momentos flectores en el árbol hiperestático de las bombas centrífugas de alimentación de dichas calderas y se demostró que en condiciones normales de explotación no es posible la ocurrencia de las averías. En el presente trabajo se evalúa la influencia de las posibles desalineaciones de la bomba de aceite y del plato de empuje de la bomba en las fallas. El torque de la bomba de aceite es tan pequeño que las desalineaciones posibles de la misma no generan un peligro importante para el árbol. Las desalineaciones del plato de empuje si tienen una incidencia notable en la resistencia a la fatiga del árbol. Basta con una desalineación del mismo entre 0,5° y 1° para que el incremento de la reacción en el cojinete de rodamientos que está en esa zona del árbol se incremente notablemente y produzca un momento flector en la sección de falla que conduce a la falla por fatiga.

**Palabras clave:** Bombas de alimentación de calderas, falla por fatiga, esquema de análisis árbol hiperestático bombas de alimentación de calderas, desalineación del plato de empuje.

### Abstract:

After 25 years of service in the month of December 2004, there was a fracture of the shaft of one of the

pumps boiler feed, which was utilized for said pump and significantly affected the generation capacity of the Central. The fracture occurred after a prolonged period of use, but after this first fracture geometrical modifications are made and material changes that have caused the fractures have occurred repeatedly and more frequent. In this paper we develop a framework of analysis and a general procedure of bending moment diagram in the tree hyperstatic centrifugal pumps feed the boilers and showed that in normal operation is not possible the occurrence of faults. This paper assesses the impact of the possible misalignment of the oil pump and the pressure plate of the pump failures. The torque of the oil pump is so small that the possible misalignment of the same do not create a significant hazard to the tree. Misalignments pusher plate if they have a substantial impact on the fatigue life of the shaft. Just the same misalignment between the 1st and 0.5 or for increasing the bearing reaction in the bearings that are in the area of the tree is increased markedly and produce a bending moment at the section of failure which leads to failure by fatigue.

**Key words:** Boiler feed pumps, fatigue failure, hyperstatic tree analysis scheme of boiler feed pumps, pressure plate misalignment

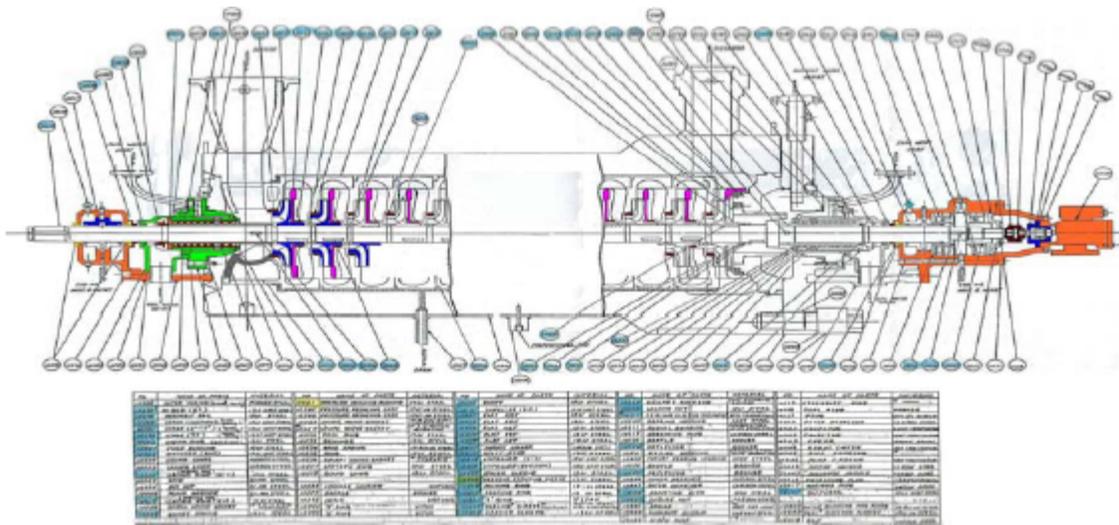
## **Introducción**

La Central Termoeléctrica “Carlos M. de Céspedes” consta actualmente con dos unidades de fabricación japonesa de la firma HITACHI que generan 158 MW cada una. Cada unidad posee tres bombas de alimentación, dos en funcionamiento y una de reserva que se rotan en un ciclo combinado de manera tal que trabajen cada 15 días al mes cada una, con un promedio anual de horas de trabajo: 2440 horas. Después de 25 años de servicio, en el mes de Diciembre de 2004, se produjo la primera fractura del árbol de una de las bombas de alimentación de las calderas, lo que sacó de servicio dicha bomba y afectó sensiblemente la capacidad de generación de la Central. Esta fractura ocurrió después de un período prolongado de funcionamiento, sin embargo, después de esta primera fractura se han realizado modificaciones geométricas y cambios en el material que han provocado que las fracturas se hayan producido de forma reiteradas y mucho más frecuentes, o sea, después de mucho menor número de ciclos de trabajo del árbol. Un elemento significativo en todas las fracturas es que las mismas han ocurrido fuera de la zona más cargada del árbol, o sea, fuera de la zona de los impelentes donde el árbol trasmite cargas de flexión y de torsión. El segmento del árbol donde han ocurrido todas las averías está localizado cerca del extremo menos cargado del árbol, entre el cojinete de apoyo radial-axial y el extremo del mismo donde está ubicado el acoplamiento flexible que transmite el movimiento a la bomba de aceite.

El Objetivo General del presente trabajo es por lo tanto: Establecer la influencia que pueden haber tenido las posibles desalineaciones de la bomba de aceite y del plato de empuje en las averías de dichos árboles de las bombas de la CTE “Carlos Manuel de Céspedes” que permitan en estudios posteriores proponer las soluciones y elaborar una tecnología de recuperación factible para los mismos.

## **DESARROLLO**

En la CTE “Carlos M. de Céspedes” existen tres bombas de alimentación de las calderas. Estas succionan del desareador el agua de alimentar las calderas, con una presión de descarga capaz de vencer la resistencia que le ofrecen los calentadores de alta, así como el economizador de las calderas y las tuberías y codos hasta la entrada del domo de agua y vapor de la caldera, el cual trabaja a una presión de 138 kgf/cm<sup>2</sup>. El esquema de la misma, junto con todos sus componentes de las bombas de alimentación se muestra en la Figura 1.



**Figura 1** Esquema de las Bombas de Alimentación de las Calderas de la CTE “Carlos M. de Céspedes”.

La última falla se caracterizó fundamentalmente porque en el árbol se produjo un cambio de material. Los suministradores japoneses comunicaron a la CTE “Carlos M. de Céspedes” que el acero original AISI 414 no lo podían suministrar porque ese era un acero de fabricación norteamericana y ellos no lo fabricaban. La CTE les solicitó que suministraran el acero AISI 414 pero con Molibdeno lo que mejoraría la resistencia a la fatiga pues tiene mayor resistencia máxima y mayor límite de fluencia, pero los japoneses respondieron que era muy difícil para ellos suministrar ese acero y recomendaron otro acero inoxidable especializado el SUS 403, que posee mucho menor resistencia máxima y por ende menor resistencia a la fatiga y un límite de fluencia un 38 % menor, pero del cual los japoneses aseguraban que poseía excelente resistencia a la fatiga y excelente resistencia a la corrosión. Los especialistas de la CTE “Carlos M. de Céspedes” dudaban de esta afirmación pues resulta muy difícil de creer que un acero con una resistencia máxima un 26 % menor que el acero original tuviera una resistencia a la fatiga lo suficientemente grande como para garantizar una adecuada resistencia y una vida prolongada. En la Tabla 1 se da la composición química de los tres materiales mencionados y en la Tabla 2 las propiedades mecánicas de los mismos. En esta última tabla se puede apreciar la argumentación de los suministradores japoneses para clasificar el último acero suministrado por ellos en comparación con el original y con el AISI 414 con Mo solicitado por la CTE. La argumentación clave es que el acero suministrado posee una resistencia al impacto extremadamente elevada que supuestamente garantiza mayor tenacidad a la fractura y según ellos es lo que le confiere mayor resistencia a la fatiga.

**Tabla 1** Composición química de los tres materiales mencionados.

I		C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Impurity inclusion	Remark
1	AISI 414	≤ 0,15	≤ 1,00	≤1,00	≤ 0,04	≤ 0,03	11,5 - 13,5	-	1,25 ~ 2,50	uncontrolled	Some experience of shaft broken. Low impact property
2	AISI 414 with Mo (for shafts for the existing pump in CMC power station)	0,09 ~ 0,13	≤ 0,5	0,4 ~ 0,7	≤ 0,025	≤ 0,025	12,0 ~ 13,0	0,4 ~ 0,7	2,00 ~ 2,50	uncontrolled	Mo is included in the material for improvement to impact property. It is very difficult to procure the material in open market.
3	Specialized SUS 403 (Proposed material)	≤ 0,15	≤ 1,00	≤ 1,00	≤ 0,040	≤ 0,030	11,50 ~ 13,00	-	≤ 0,6	proportion of impurity inclusion is controlled.	We have had a lot of supply experiences since 1997. We have had a lot of supply experiences for replacement since 2003. We have a lot of supply experiences.
Remark		Same	SUS 403 meets AISI414's requirement.	Same	Same	Same	SUS 403 meets AISI414's requirement.	-	--	Specialized SUS 403 has High corrosion resistance.	

**Tabla 1** Composición química de los tres materiales mencionados.

**Tabla 2** Propiedades mecánicas de los tres materiales.

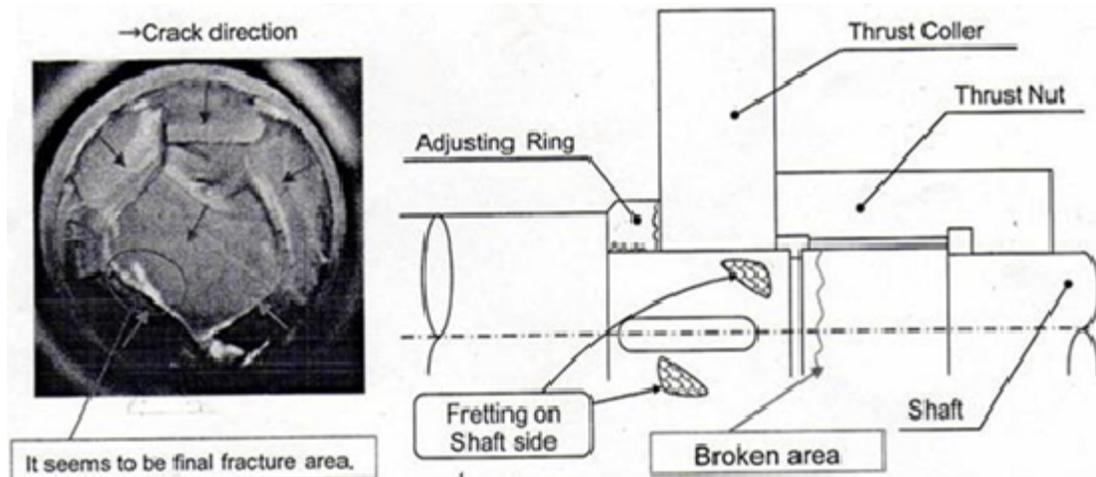
materials	Elastic limit (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)	Reduction of Area (%)	Charpy impact strength (J/Cm2)	Brinell hardness (HB)	Fatigue strength	Corrosion resistance
AISI414	≥623	≥794	≥15	≥45	≥39	240	-	-
AISI414with Mo (for shaft for the existing pumps in CMC power station)	≥686	≥834	≥12	≥40	≥69	255~285	Excellent	Good
Specialized SUS 403 (Proposed material)	≥390	≥590	≥25	≥55	≥147	≥15	Excellent	Excellent
		Safety factor: 13 Required safety factor ≥11,5 Stress on shaft 45 MPa						

En la Figura 2 se muestran varias vistas de la sección de fractura donde se evidencia la mayor plasticidad de dicho acero. La fractura se origina producto de varias grietas que surgen en la periferia y se empalman entre sí dando como resultado una grieta circunferencial. En el proceso de crecimiento de las diferentes grietas se observa la aparición de la deformación plástica que hace que el metal fluya y se superpone una grieta con otra. La fractura en este caso interesó solamente la zona de la rosca.



Según la literatura, por el aspecto externo de la falla, ese tipo de fractura ocurrió en presencia de un concentrador periférico fuerte y una considerable sobrecarga cíclica (Dobrovolski, 1991). Esta evaluación permite afirmar que en el momento de la fractura en la sección no existía, evidentemente, sólo torsión, sino que por diversas causas aparecieron tensiones de flexión de considerable intensidad que fueron la causa de esta última falla. Los japoneses atribuyen ese efecto de incremento de las tensiones a un problema de corrosión por ludimiento que ocurrió en el árbol y en el anillo de ajuste del collar de empuje que condicionaron se perdiera el ajuste entre aro y árbol y el plato de empuje trabajó inclinado. El esquema que se adjunta en el informe japonés se muestra en la Figura 3 (CTE Informe Técnico, 2010).

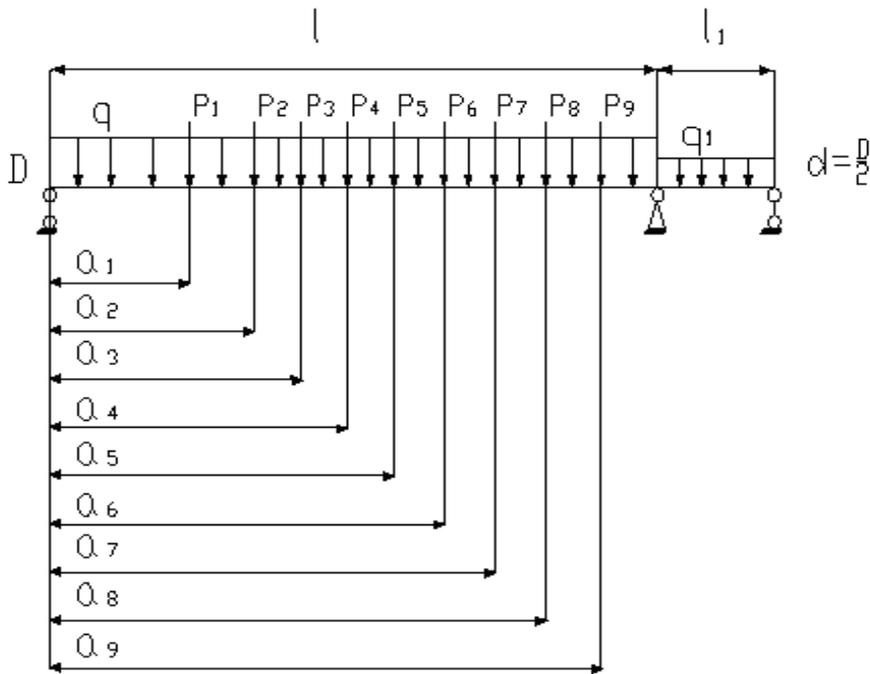
**Figura 2** Vistas de la última fractura.



**Figura 3** Fenómeno de corrosión por ludimiento ocurrida en el árbol y en el anillo de ajuste que condicionaron la última fractura.

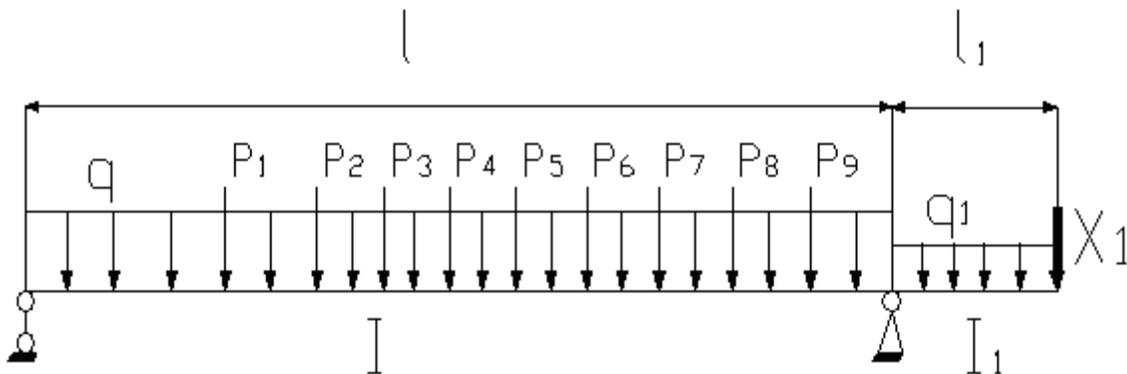
·Esquema de análisis del árbol de las bombas de alimentación de la CTE “Carlos Manuel de Céspedes” y su solución por el Método de las Fuerzas.

El árbol es hiperestático pues posee tres apoyos, para poder calcular las tensiones en la zona de fractura hubo que resolver dicho sistema hiperestático y se consideró en la solución el hecho de que la rigidez en la zona de fractura es menor que en el resto del árbol. La bomba tiene nueve impelentes con difusores o sea, las fuerzas provocadas por el fluido se pueden despreciar y considerar como cargas exclusivamente el peso de los impelentes como cargas concentradas y el peso del árbol como una carga distribuida  $q = \frac{Wa}{l}$ , donde  $l$  es la longitud que hay entre los apoyos y  $Wa$  su peso. El esquema de análisis que se empleó en la solución se muestra en la Figura 4.



**Figura 4** Esquema de análisis del árbol.

El tramo de la derecha del árbol, debido a que realmente en ese tramo hay varios pequeños tramos del árbol con muy pequeño diámetro y existe un acoplamiento elástico, pero indudablemente en el apoyo derecho se tiene que producir una reacción mucho más pequeña que en los otros dos apoyos que pudiera provocar tensiones de flexión en la sección de falla que pueden haber condicionado la fractura. El sistema equivalente seleccionado es el que se muestra en la Figura 5. (Feodosiev, 1985)



**Figura 5** Sistema Equivalente.

La ecuación canónica del Sistema Hiperestático es:

$$\delta_{11}X_1 + \delta_{1P} = 0 \quad (1)$$

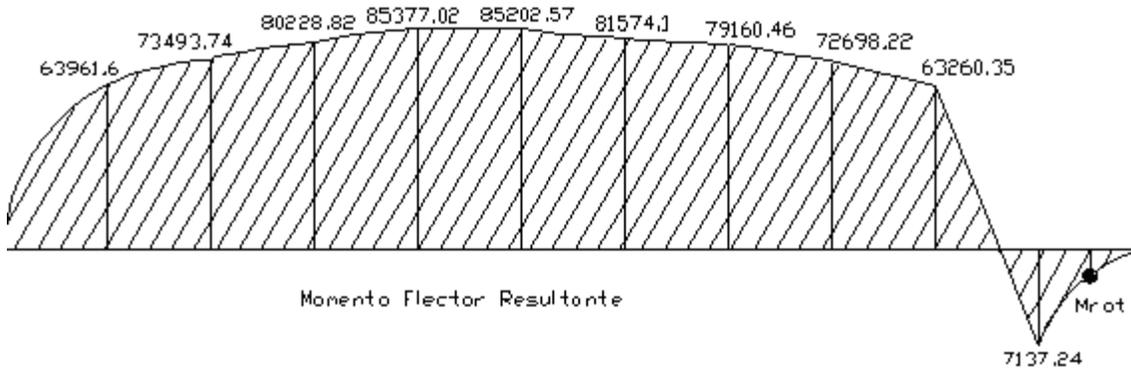
La ecuación canónica se debe escribirse realmente como sigue, ya que como cargas existe la carga distribuida provocada por el peso propio del árbol y existen nueve cargas concentradas una por cada impelente.

$$\delta_{11}X_1 + \delta_{1q} + \sum_{i=1}^n \delta_{1P_i} \quad (2)$$

El coeficiente  $\delta_{1P_i}$  se calcula como:

$$\sum_{i=1}^n \delta_{1P_i} = \delta_{1P_1} + \delta_{1P_2} + \delta_{1P_3} + \delta_{1P_4} + \delta_{1P_5} + \delta_{1P_6} + \delta_{1P_7} + \delta_{1P_8} + \delta_{1P_9} \quad (3)$$

Después de resolver el sistema se obtiene el siguiente diagrama de momentos flectores resultante:



**Figura 8** Diagrama de Momentos Flectores Resultante

Como se aprecia la sección de falla, indicada con un punto negra a la derecha en el diagrama, está sometida a un momento flector provocado por las cargas nominales sobre el árbol muy pequeño, por lo que es de esperar que hayan ocurrido otros fenómenos que puedan explicar las causas de las fallas. Los factores de seguridad resultantes calculados para condiciones normales de trabajo en las distintas secciones de falla para los tres materiales analizados dieron en todos los casos superiores a  $n = 40$ , por lo que tienen que haberse producido otros efectos que fueron los que provocaron las averías.

·Influencia en la resistencia a la fatiga de la posible desalineación en el acoplamiento de conexión de la bomba de aceite.

En los acoplamientos de conexión, cuando existen desalineaciones entre los árboles, surgen en el acoplamiento fuerzas transversales, que pueden alcanzar valores que oscilan entre el 20 y el 40 % de la fuerza periférica que surge en el acoplamiento, o incluso superiores a estos límites. Del trabajo (Goytisoló, 2011), quedó claro, que incluso en la primera fractura, tenía que haberse producido algún efecto de desalineación en el acoplamiento de la bomba de aceite, o en el plato de empuje del cojinete axial – radial para que la reacción en el cojinete de bolas del extremo aumentara y por ende aumentara el momento flector.

La fuerza periférica en el acoplamiento es igual a:

$$Mt = P_t \times \frac{d_{ac}}{2} \quad (4)$$

Despejando  $P_t$  nos queda:

$$P_t = \frac{2Mt}{d_{ac}} \quad (5)$$

$d_{ac}$  = Diámetro medio de la zona de transmisión de la fuerza en el acoplamiento.

$$d_{ac} = \frac{D + d}{2} \quad (6)$$

$D$  = Diámetro exterior del acoplamiento.

$d$  = Diámetro interior del acoplamiento.

$M_t$  = Momento torsor que transmite el acoplamiento.

Sustituyendo en la ecuación (6)

$$d_{ac} = \frac{3.5 + 2.0}{2} = 3.5 \text{ cm}$$

Sustituyendo en la ecuación (5)

$$P_t = \frac{2 \times 0.025}{3.5}$$

$$P_t = 0.014 \text{ kN}$$

La fuerza radial puede estar entre:  $P_{R_{ac}} = (0.2 \div 0.4)P_t$  (7)

Sustituyendo en la ecuación (7), la fuerza radial máxima puede ser:

$$P_{R_{ac}} = 0.4 \times 0.014 = 0.0056 \text{ kN}$$

Otro problema que puede haber ocurrido es que se aflojara el plato de empuje y se inclinara ligeramente, producto de las holguras siempre existentes y provocara un incremento de la reacción del apoyo. Para esclarecer esta última influencia se aplicó el Método de los Parámetros de Origen (Feodosiev, 1985; Pisarenko, 1989). Colocando el origen en el cojinete se tiene que:

$$EI_X \theta_{plato} = EI_X \theta_O + \frac{X_{1_1} (z_\theta - 0)^2}{2} - \frac{q_1 (z_\theta - 0)^3}{6} \quad (8)$$

$$EI_X y_{plato} = EI_X y_O + EI_X \theta_O z_\theta + \frac{X_{1_1} (z_\theta - 0)^3}{6} - \frac{q_1 (z_\theta - 0)^4}{24} \quad (9)$$

Como en el origen y en el plato de empuje existen cojinetes radiales:  $y_0 = y_{plato} = 0$

Sustituyendo la ecuación (9) en la (8)

$$EI_X \theta_{plato} z_\theta + \frac{q_1 \cdot z_\theta \cdot (z_\theta - 0)^3}{6} - \frac{X_{1_1} \cdot z_\theta \cdot (z_\theta - 0)^2}{2} + \frac{X_{1_1} (z_\theta - 0)^3}{6} - \frac{q_1 (z_\theta - 0)^4}{24} = 0 \quad (10)$$

Despejando  $X_{1_1}$

$$X_{1_1} = \frac{-EI_X \theta_{plato} z_\theta - \frac{q_1 z_\theta^3}{6} + \frac{q_1 z_\theta^4}{24}}{\frac{-z_\theta^2}{2} + \frac{z_\theta^3}{6}} \quad (11)$$

En la Tabla 3 se muestran los valores de la reacción  $X_{1_1}$  obtenidos para valores de la inclinación del plato de empuje entre 0,5 y 1,5 grados.

**Tabla 3** Valores de la reacción en el cojinete de bolas para diferentes inclinaciones del plato de empuje

Valores de $\theta_{plato}$ en grados	Valores de $\theta_{plato}$ en rad	Valores de $X_{1_1}$ (kN)
0.5	0.009	1.34
1	0.017	2.54
1.5	0.026	3.89

Como se observa las reacciones provocadas por la inclinación del plato de empuje son entre 200 y 700 veces mayores que la fuerza transversal suplementaria que se puede producir por la desalineación del acoplamiento de la bomba, de aquí que es de esperar que la posible inclinación del plato sea efectivamente la causa de las fallas.

El momento flector resultante, producto de las desalineaciones en el acoplamiento y la inclinación del plato de empuje en la sección de falla se puede hallar por la ecuación:

$$Mf = X_{1_2} \times bX_1 + P_{R_{ac}} \times X_{ac} \quad (12)$$

$bX_1$  = Distancia del cojinete a la sección de falla.

$X_{ac}$  = Distancia del acoplamiento a la sección de falla.

$$X_{1_2} = X_1 + X_{1_1}$$

$X_1$  = Valor de la reacción provocada por las cargas normales de operación.

**Tabla 4** Valores del momento flector resultante en las secciones de falla

Número de orden de la falla	Valores de $bX_1$	Valores de $X_{ac}$	Valore de $X_{1_2}$ para $0.5^\circ$	Valore de Mfr en (kN-cm)
1	25.07 cm	15.58 cm	4.04	101.37
2	25.07 cm	15.58 cm	4.04	101.37
3	24.37 cm	14.88 cm	4.04	98.54

Sustituyendo el Mfr en la ecuación de  $\sigma_a$ , para la reacción de las primeras fallas:

$$\sigma_a = \frac{101.37}{0.1 \times 5.78^3} = 5.25 \text{ kN/cm}^2$$

Hallando el factor de seguridad a la flexión para el caso de la primera o la segunda falla (Goytisoló, 2000; Goytisoló, 2011)

$$n_\sigma = \frac{25.37 \times 0.53 \times 0.96}{3.35 \times 5.25} = 0.73$$

Sustituyendo el Mfr en la ecuación de  $\sigma_a$ , para la reacción de la tercera falla:

$$\sigma_a = \frac{98.54}{0.1 \times 5.78^3} = 5.11 \text{ kN/cm}^2$$

Hallando el factor de seguridad a la flexión para el caso de la tercera falla.

$$n_\sigma = \frac{25.37 \times 0.53 \times 0.96}{3.35 \times 5.11} = 0.75$$

## Conclusiones

1. Se calculó el momento flector y las tensiones de flexión que provocan en las secciones de fractura las posibles desalineaciones entre el árbol principal de la bomba y el árbol de la bomba de aceite y las posibles inclinaciones que pueden haberse producido en el plato de empuje y se esclareció el peso relativo que puede haber tenido en la fractura cada uno de estos factores. Las reacciones provocadas por la inclinación del plato de empuje son entre 200 y 700 veces mayores que la fuerza transversal suplementaria que se puede producir en el acoplamiento, por la desalineación de la bomba.

2. El análisis de los coeficientes de seguridad a la fatiga, después de incorporar cada uno de los factores que pueden incidir en las fallas permite concluir lo siguiente:

- En condiciones normales de explotación sin sensibles desalineaciones en el acoplamiento de conexión entre el árbol de la bomba de alimentación y la de aceite y sin inclinación del plato de empuje, la falla por fatiga resulta imposible. La reserva de resistencia se reduce a la mitad con el nuevo material empleado por la firma japonesa suministradora, pero de igual manera la misma resulta imposible, los coeficientes de seguridad resultantes son siempre superiores a 40.

- El torque de la bomba de aceite es tan pequeño que las desalineaciones posibles de la misma no generan un peligro importante para el árbol.

- Las desalineaciones del plato de empuje si tienen una incidencia notable en la resistencia a la fatiga del

árbol. Basta con una inclinación del mismo entre 0,5° y 1° para que el incremento de la reacción en el cojinete de rodamientos que está en esa zona del árbol se incremente notablemente y produzca un momento flector en la sección de falla que conduce a la falla por fatiga

### **Bibliografía**

1. Cherkasski, V. (1986). Bombas Ventiladores y Compresores. Moscú: Editorial MIR.
2. CTE "Carlos M. de Céspedes". (2010). Informe Técnico. Report on factor for breakdown on shaft for CMC – 4 (Analysis based on photo provided for CMC)
3. Dobrovolski V. (1991). Elementos de Máquinas. Moscú: Editorial MIR. —584 p.
4. Feodosiev V.I. (1985). Resistencia de Materiales. Moscú: Editorial MIR. —583 p.
5. Goytisolo R. (2000) Fatiga volumétrica y superficial de los metales. Curso Resistencia de Materiales II. Universidad de Cienfuegos.
6. Goytisolo R. (2000). Utilización de la Mecánica de la Fractura en el Análisis de Fallas Industriales. Curso Fundamentos de la Mecánica de la Fractura. Universidad de Cienfuegos.
7. Goytisolo R. et. al. (2011) Algunas consideraciones acerca de las fallas por fatiga ocurridas en los árboles de las bombas de alimentación de las calderas de la CTE "Carlos M. de Céspedes". Artículo en el Anuario Científico 2011 de la Universidad de Cienfuegos
8. Pisarenko G.S. (1989). Manual de Resistencia de Materiales. Moscú: Editorial MIR. —693 p.