



**Centro de Estudios y Desarrollo de la
Oleohidráulica y la Neumática**

Colectivo de Mecánica Aplicada

**Análisis de las Causas de la Avería de
la Criba de la Planta de Caliza de la
Empresa de Cemento
“Cienfuegos S.A.”**

Autor: Pavel Sagastume Gutiérrez

**Tutores: Dr. Rafael Goytisoló Espinosa
M.Sc. Juan Gabriel Noa Águila**

Junio 2007

“Año 49 de la Revolución”

DECLARACIÓN DE AUTORIDAD

UNIVERSIDAD DE CIENFUEGOS

“Carlos Rafael Rodríguez”

Sistema de Documentación y Proyecto.

Hago constar que el presente trabajo fue realizado en la Universidad de Cienfuegos “Carlos Rafael Rodríguez” como parte de la culminación de los estudios de la especialidad de Ingeniería Mecánica; autorizando a que el mismo sea utilizado por la Universidad de Cienfuegos para los fines que estimen convenientes, tanto de forma parcial como total, que además no podrá ser presentado sin la aprobación de la Universidad de Cienfuegos.

Firma del autor

Los abajo firmantes certificamos que el presente trabajo ha sido según acuerdo de la dirección del centro y el mismo cumple los requisitos que debe tener un trabajo de este envergadura, referido a la temática señalada.

Información Científico Técnico.

Nombre y Apellidos. Firma.

Computación.

Nombre y Apellidos. Firma.

Firma de los tutores

Sistema de Documentación y Proyecto.

Nombre y Apellidos. Firma.

Resumen

En el trabajo se esclarecen las causas de la aparición de las grietas de fatiga en los laterales de la Criba de la Planta de Trituración y Secado de la Empresa “Cementos Cienfuegos S.A.” y se aportaron las posibles soluciones, algunas de las cuales están aplicadas. Como soluciones definitivas del problema se recomendó la posibilidad de recortar el transportador TP1 o elevar el nivel de la Criba para reducir las cargas dinámicas de las piedras al caer. Durante la explotación se aplicaron algunas de las recomendaciones realizadas que prolongaron la vida de la Criba. En la reparación de la Criba realizada por la Firma Haver and Boecker, fabricantes de la Criba, realizada en Enero de 2007, se satisfizo parcialmente la recomendación de suministrar unos laterales reforzados y la firma garantizó como mínimo dos años de servicio sin averías. En el trabajo se evalúa el comportamiento de los laterales originales y de los reforzados y se hacen los pronósticos de vida correspondientes. Se esboza además los elementos esenciales para la fabricación de una resbaladera que permitirá ser colocada en el lugar de la Criba en el caso de reparaciones prolongadas para no tener que detener la producción. El impacto económico para la Empresa fue elevado.

Índice	Página
Introducción	1
Capítulo I : Evaluación de la Resistencia a la Fatiga de los Laterales de la Criba	3
1.1. Esquema de Análisis empleado para el cálculo de las tensiones dinámicas en los Laterales de la Criba.....	3
1.2. Cálculo del coeficiente de carga dinámica en condiciones de impacto de las piedras sobre la Criba	4
1.3. Cálculo del factor de seguridad a la fatiga bajo flexión de los Laterales de la Criba.....	8
1.4. Cálculo del factor de seguridad a la fatiga bajo cortante en los Laterales de la Criba.....	9
1.5. Cálculo del factor de seguridad resultante a la fatiga en los Laterales de la Criba	10
1.6. Recomendaciones realizadas para elevar la resistencia a la fatiga de la Criba y evaluación de su influencia en la resistencia a la fatiga.....	10
1.7. Conclusión del Capítulo.....	12
Capítulo II: Aplicación de la Mecánica de la Fractura en la evaluación del tamaño crítico de la grieta en el cálculo de la vida residual	13
2.1. Caracterización del estado tensional en la zona de las grietas de fatiga de la Criba y Modelos empleados para su estudio según la Mecánica de la Fractura.....	13
2.2. Aplicación de la Mecánica de la Fractura Lineal Elástica en la obtención de las Curvas de Resistencia Residual y los Tamaños Críticos de las Grietas...	14
2.3. Aplicación de la Mecánica de la Fractura Subcrítica en la Evaluación del Crecimiento Subcrítico de las Grietas.....	17
Capítulo III: Diseño, Cálculo y Costo de Fabricación de la Resbaladera	21
3.1. Esquema de Análisis de la Resbaladera.....	21
3.2. Calculo de la Resistencia para evitar la deformación plástica de las Vigas de la Resbaladera.....	22
3.2.1. Cálculo del Coeficiente de carga dinámica para la Resbaladera.....	22
3.2.2. Evaluación de la Resistencia Dinámica de las Vigas del Enrejado de la	

Resbaladera	23
3.2.3. Evaluación de la Resistencia Dinámica del conjunto de Muelles de apoyo Delantero B.....	23
3.2.4. Perfiles de las Vigas del Enrejado que garantizan la Resistencia Dinámica de las Vigas y de los Muelles.....	24
3.3. Resistencia a la Fatiga de las Vigas y de los Muelles.....	25
3.3.1. Comprobación de la Resistencia a la Fatiga de las Vigas.....	25
3.3.2. Comprobación de la Resistencia a la Fatiga de las Vigas.....	27
Conclusiones.....	28
Recomendaciones.....	30
Referencias Bibliográficas.....	31

INTRODUCCIÓN

La Empresa Mixta “Cementos Cienfuegos S.A. “ surgió a partir de las negociaciones que se iniciaron en el año 2000 con la parte extranjera y a mediados del año 2001 se inició la inversión consistente en una rehabilitación general de la antigua Empresa de Cementos “Karl Marx” y el montaje de equipamiento prácticamente nuevo en la línea No. 3. Estas inversiones abarcaron también la vieja Planta de Caliza que trituraba inicialmente sólo caliza y que se remodeló para triturar y secar no sólo caliza, sino también arcilla, marga y feldespatos y se denominó Planta de Trituración y Secado. Esta remodelación incluyó la instalación de un nuevo Transportador Alimentador denominado TP 1 y una Criba para reducir la cantidad de material que se hacía llegar al molino de Martillos para su trituración, elevándose de esta forma la capacidad de producción de la Planta. La Criba fue diseñada y construida por la Firma Alemana Haver and Boecker, de reconocido prestigio en la fabricación de este tipo de equipamiento y el Transportador TP1 fue diseñado y construido por la Firma también Alemana Aumund Group. La Ingeniería de la Planta en su conjunto fue desarrollada por una Firma Canadiense Canadian Engineering Group, la puesta en marcha de la instalación se produjo en Noviembre del 2004.

La **Situación Problemática** existente es que al diseñar la ingeniería de la Planta se cometió el error de colocar el Transportador Alimentador TP 1 muy alto con relación a la Criba, mas de 2,5 m de diferencia de altura, sin valorar que en las condiciones cubanas podían llegar a la Planta piedras de gran tamaño, de hasta 2 m de diámetro con pesos que pueden alcanzar hasta 7 toneladas o más.. Una piedra de estas dimensiones dejada caer desde una altura de 2,5 m provoca cargas de impacto excesivamente grandes que según la Hipótesis elaborada en este trabajo ponen en riesgo la integridad estructural de la Criba provocando los reiterados impactos de las cargas la falla por fatiga de los laterales.

Producto de los frecuentes y reiterados impactos de las cargas de operación, a principios del año 2006 , apenas transcurrido un año de explotación aparecieron las primeras grietas de fatiga en ambos laterales de la Criba, que provocaron reiteradas

reparaciones en “situ”, con un total de 570 horas de paradas hasta que fueron sustituidos por los laterales nuevos.

En las Fig. 1a) y 1b) se muestra una vista de la cantera, donde se puede apreciar la presencia de piedras de diferentes dimensiones y otra vista de las grietas de fatiga detectadas, las cuales podían alcanzar más de 30 centímetros de longitud.



Fig. 1 Vista de las piedras en la cantera y de una grieta en los laterales de la Criba

Durante todo este tiempo desde la aparición de las primeras grietas de fatiga el Colectivo de Mecánica Aplicada del CEDON realizó la investigación Objeto de Estudio del presente trabajo cuya **Hipótesis** fue:

“La causa fundamental de las grietas de fatiga detectadas en las vigas laterales de la Criba son las excesivas cargas dinámicas de carácter cíclico originadas en los mismos producto de la considerable diferencia de altura a la que fue ubicada la descarga del Transportador Alimentador TP 1 con relación al nivel de la Criba, teniendo en cuenta que en las condiciones actuales de explotación de la cantera a la Planta pueden llegar piedras de grandes dimensiones y pesos”.

Como **Objetivo General** del Trabajo se planteo el siguiente:

“Esclarecer las causas de la aparición de las grietas de la Criba y realizar las recomendaciones pertinentes a la Empresa para solucionar el problema”.

Como **Objetivos Específicos** se plantearon los siguientes:

1. Evaluar la Resistencia a la Fatiga de los laterales de la Criba según la Teoría Clásica de Fatiga, sustituyendo las cargas dinámicas correspondientes al régimen inestable real de cargas existentes en la Criba por una Carga Dinámica Estable Equivalente, realizando dicha evaluación para cada una de las modificaciones del Sistema propuestas.
2. Aplicar la Teoría de la Mecánica de la Fractura Lineal Elástica y de la Mecánica de la Fractura Subcrítica para obtener los Tamaños Críticos de las Grietas y el Pronostico de Vida Remanente para cada una de las situaciones evaluadas en los Laterales de la Criba.
3. Diseñar una Resbaladera, la cual podrá ser colocada en el lugar de la Criba en el caso de reparaciones prolongadas de la misma para no tener que detener la producción.

Durante la realización de la Investigación se fueron realizando sucesivas recomendaciones que fueron aplicadas por la Empresa y que permitieron ir produciendo con los laterales existentes averiados hasta que se recibieron los laterales nuevos, los cuales fueron fabricados reforzados por la Firma Haver and Boecker, tal como se había recomendado y solicitado por la Empresa. En el trabajo se evalúa el comportamiento de los laterales originales y de los reforzados y se hacen los pronósticos de vida correspondientes. El impacto económico de estas recomendaciones fue importante. Se dan además los elementos esenciales para la fabricación de la Resbaladera la cual, como se explicó, podrá ser colocada en el lugar de la Criba en el caso de reparaciones prolongadas para no tener que detener la producción. El Trabajo tuvo un gran impacto económico para la Empresa, ya que se pudo operar durante meses con los laterales averiados evitando enormes pérdidas económicas.

que chocan las piedras en la criba perpendicular a los laterales, de acuerdo con las ecuaciones para este tipo de impacto dadas en la referencia [11].

1.2 Cálculo del coeficiente de carga dinámica en condiciones de impacto de las piedras sobre la Criba.

El coeficiente de carga dinámica para el caso de impacto vertical transversal depende de la altura del impacto, a mayor altura la velocidad del impacto crece y el efecto dañino del mismo es menor. Según Pisarenko^[11] el coeficiente de carga dinámica en función de la velocidad del impacto se puede calcular por la expresión:

$$k_{din} = 1 + \sqrt{1 + \frac{V^2}{g \cdot \delta_{est}} \cdot \frac{1}{1 + k_m \cdot \frac{m_0}{m}}} \quad (1.1)$$

Donde:

m_0 – Masa del cuerpo golpeado.

m - Masa del cuerpo que golpea.

k_m – Coeficiente de reducción de la masa del cuerpo golpeado al punto de impacto.

La masa del cuerpo golpeado está distribuida a lo largo de todo su volumen, durante el impacto se considera que la masa se encuentra concentrada en el punto de impacto.

Dicha masa es nombrada como masa reducida al punto de impacto y se calcula como:

$$m_{red} = k_m \cdot m_0$$

El coeficiente de reducción de la masa k_m depende de la ley de variación de los desplazamientos de los diferentes puntos que conforman el cuerpo golpeado de masa m_0 y se establece sobre la base de la igualdad entre las energías del cuerpo de masa distribuida y el de masa reducida al punto de impacto.

Sobre la base de este criterio se obtiene que:

$$k_m = \frac{1}{m_0} \cdot \int_V \left(\frac{\delta_z}{\delta} \right)^2 \cdot dm_0$$

Si la masa del cuerpo golpeado es pequeña en comparación con el cuerpo que golpea, o sea $m_0 \ll m$, que es la situación que se presenta en el caso de la criba, donde el peso del cuerpo golpeado que es la criba con sus laterales es mucho mas pequeño que

el peso de las piedras grandes que provocan el mayor impacto dinámico, en ese caso la expresión (1.1) se puede escribir así:

$$k_{din} = 1 + \sqrt{1 + \frac{V^2}{g \cdot \delta_{est}}} \quad (1.2)$$

Para el cálculo de la velocidad con que las piedras impactan la criba se partió de la consideración de que en el momento en que las piedras se separan del transportador TP 1 su movimiento es exclusivamente horizontal con una velocidad igual a la de desplazamiento lineal del transportador, de manera que la distancia horizontal recorrida por la piedra en su vuelo parabólico es:

$$X_{imp.} = V_{TP1} \cdot t_{vuelo}$$

$$Y \quad Z_{imp.} = X_{imp.} / \cos \alpha \quad (1.3)$$

Como el desplazamiento en la vertical es caída libre con velocidad inicial cero, se tiene que:

$$t_{vuelo} = V_y / g$$

y como en el desplazamiento vertical se cumple que:

$$V_y^2 = V_{oy}^2 + 2 \cdot g \cdot H_{imp.} \quad Y \text{ como } V_{oy} = 0, \text{ se tiene que:}$$

$$V_y = \sqrt{2 \cdot g \cdot H_{imp.}}$$

La altura del impacto se puede calcular por la siguiente expresión:

$$H_{imp.} = D/2 + H + Z_{imp.} \cdot \sin \alpha \quad (1.4)$$

Donde H es la distancia vertical desde el borde superior de la banda del transportador TP1 hasta la superficie de la criba.

Finalmente la velocidad de impacto perpendicular a la criba es:

$$V = V_{imp.} = V_y \cdot \cos \alpha$$

Procesando este sistema de ecuaciones se obtiene que:

$$V_y = V_{TP1} \cdot \tan \alpha \left(1 + \sqrt{\frac{g(D + 2 \cdot H)}{V_{TP1}^2 \cdot \tan^2 \alpha}} \right) \quad (1.5)$$

Y

$$Z_{imp.} = (V_{TP1})^2 \cdot \tan \alpha \left(1 + \sqrt{\frac{g(D + 2 \cdot H)}{V_{TP1}^2 \cdot \tan^2 \alpha}} \right) / g \cdot \cos \alpha \quad (1.6)$$

El desplazamiento estático $\delta_{est.}$ en el punto de impacto es igual a la suma del desplazamiento de ese punto provocado por la deformación de los tacos de goma mas la flecha de la viga en ese punto, provocadas ambas deformaciones por la acción del

peso de la piedra colocada en el punto de impacto. En la Fig. 1.2 se muestra el Esquema de Análisis para el cálculo de δ_{est} .

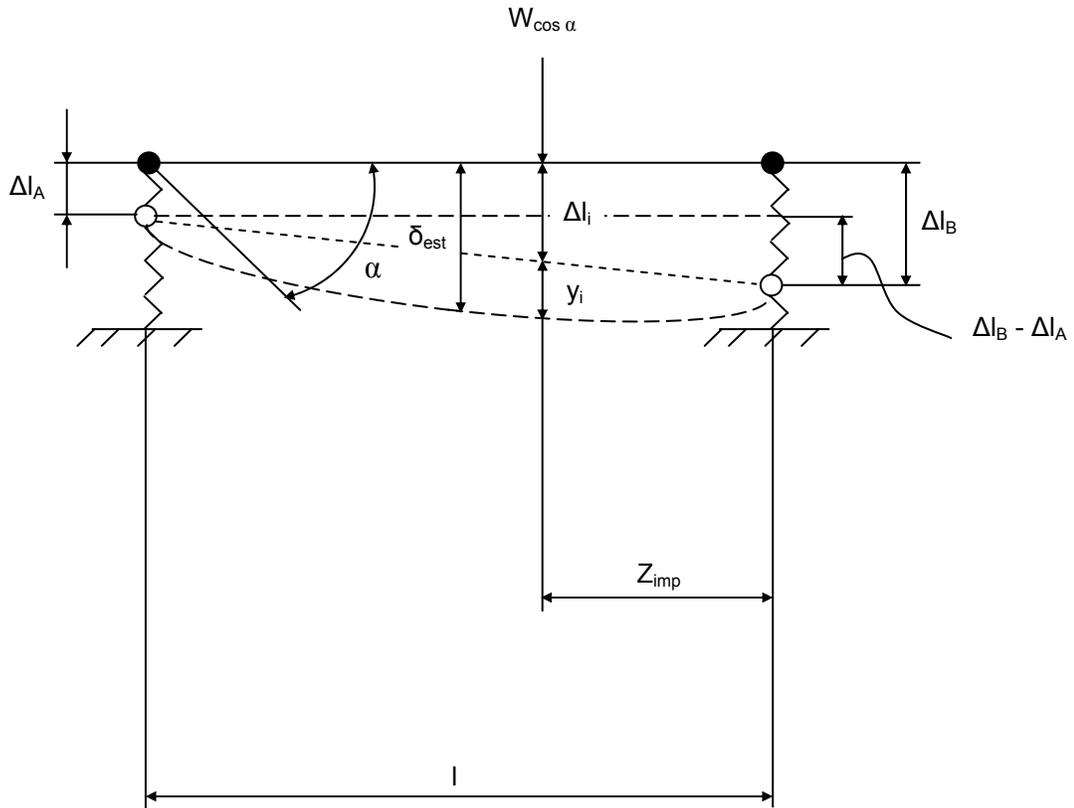


Fig. 1.2 Esquema de Análisis para el cálculo de δ_{est} .

$$\delta_{est.} = \Delta l_i + y_i \quad (1.7)$$

El peso de una piedra se calculó como el de una esfera de caliza de diámetro D con un peso específico de: $\gamma = 2,51 \text{ t/m}^3 = 24\,598 \text{ N/m}^3$ según datos suministrados por el Laboratorio de la Empresa. Según Orus Asso []. Este peso específico puede ser mayor,

o sea: $\gamma = 2,69 \text{ g/cm}^3 \approx 2,6 \cdot 10^{-3} \text{ kg/cm}^3$. El peso de las piedras se calculó entonces por la expresión:

$$W = 4/3 \pi R^3 \cdot \gamma = \pi/6 D^3 \cdot \gamma \quad (1.8)$$

La criba tiene cuatro tacos de goma por apoyo, dos a cada lado y la deformación de estos es por compresión. Las reacciones en los apoyos de la criba son:

$$R_A = W \cdot \cos \alpha \cdot Z_{\text{imp.}} / l \quad \text{y} \quad R_B = W \cdot \cos \alpha (l - Z_{\text{imp.}}) / l \quad (1.9)$$

Las deformaciones por compresión de los tacos de goma se calcularon por las expresión clásica de la Ley de Hooke:

$$\Delta l_A = R_A \cdot H_g / 4 \cdot E_g \cdot A_g \quad \text{y} \quad \Delta l_B = R_B \cdot H_g / 4 \cdot E_g \cdot A_g \quad (1.10)$$

Donde:

H_g – Altura de los tacos de goma, en condiciones de deformación bajo el peso propio de la criba.

E_g – Módulo de Elasticidad de la goma de la cual están fabricadas los tacos.

$A_g = \pi / 4 (D_e^2 - D_i^2)$ – Área de la sección transversal de los tacos de goma, D_e y D_i son los diámetros exterior e interior del taco respectivamente.

De los datos de los fabricantes se pudo obtener que:

$$D_e = 240 \text{ mm}$$

$$D_i = 60 \text{ mm}$$

$$E_g = 100 \text{ MPa}$$

La altura H_g se midió directamente en la instalación obteniéndose como valor medio:

$$H_g = 300 \text{ mm}$$

El desplazamiento del punto de impacto provocado por la deformación por compresión de los tacos de goma se cálculo por relaciones entre triángulos semejantes como:

$$\Delta l_i = \Delta l_A + [(l - Z_{\text{imp.}}) / l] \cdot (\Delta l_A - \Delta l_B) \quad (1.11)$$

La flecha de los laterales de la criba en el punto de impacto se cálculo por la siguiente expresión dada por Pisarenko:

$$Y_i = (W \cdot l^3 / 6 E \cdot I_x) \cdot [Z_{\text{imp.}} / l - (Z_{\text{imp.}} / l)^2] \quad (1.12)$$

El Acero de los Laterales de la Criba es Grado 30 cuyo Módulo de Elasticidad es según Pisarenko $E = 2 \times 10^5 \text{ MPa}$. El momento de Inercia de la sección de un Lateral se hallo Mediante el empleo del Software Mechanical Desktop, obteniéndose $I_x = \text{mm}^4$

Con todos estas expresiones de cálculo y estos datos se pudo calcular el coeficiente de carga dinámica para cada piedra.

1.3 Cálculo del factor de seguridad a la fatiga bajo flexión de los Laterales de la Criba.

Como se explicó el momento de inercia para el cálculo de las tensiones normales de flexión en los laterales según la Ecuación de Navier y el momento estático de la sección separada por encima de la posición del orificio, por donde comenzaron las grietas de fatiga, para el cálculo de las tensiones tangenciales según la Ecuación de Zhuravski, se obtuvieron con el Software Mechanical Desktop.

Teniendo en cuenta que el régimen de explotación de la criba con relación al tamaño de las piedras que procesa es completamente inestable y aleatorio se realizó un estudio durante dos semanas de la frecuencia de aparición de piedras de gran tamaño y se obtuvo la siguiente cuadro de frecuencias: 0,4 % de piedras entre 1 y 1,5 m de diámetro: $\beta_1 = 0,04$; 1,6 % de piedras entre 0,5 y 1 m de diámetro: $\beta_1 = 0,16$; , 48 % del tiempo de piedras entre 0,2 y 0,5 m de diámetro: $\beta_1 = 0,48$; y el 50 % restante de piedras con diámetros menores de 0,2 m: $\beta_1 = 0,50$. Utilizando la Hipótesis Acumulativa se cálculo una Tensión Equivalente para el cálculo del factor de seguridad a la fatiga según el Método Clásico bajo régimen estable con ciclo de trabajo intermitente, según la ecuación:

$$\sigma_{eq} = \sqrt[m]{\sum_1^n \beta_i \sigma_i^m} \quad (1.13)$$

Donde β_i es la frecuencia de aparición de las piedras y σ_i es la tensión provocada en los laterales por el peso de la piedra correspondiente, $m = 9$ para el caso de la fatiga volumétrica según Dobrovolski [] y n es el número total de intervalos en el cual se clasificaron las piedras. Las tensiones σ_i se calcularon por la Ecuación Clásica de Navier, o sea:

$$\sigma_i = M_i \cdot y / 2 \cdot I_x \quad \text{y} \quad M_i = R_{B i} \cdot Z_{imp. i} \quad (1.14)$$

El factor de seguridad a la fatiga bajo las tensiones normales se calculó por la conocida expresión:

$$n_\sigma = \frac{\sigma_{-1}}{\frac{k_\sigma * \sigma_a}{\varepsilon * \beta} + \left\langle \frac{2\sigma_{-1} - \sigma_0}{\sigma_0} \right\rangle * \sigma_m} \quad (1.15)$$

Como el ciclo de trabajo es intermitente se tiene que:

$$\sigma_a = \sigma_m = \sigma_{eq} / 2 \quad (1.16)$$

Para el Acero 30 las propiedades mecánicas son:

$$\sigma_u = 490 \text{ MPa}$$

$$\sigma_f = 294 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{-1} = 210 \text{ MPa}$$

$$\sigma_0 = 294 \text{ MPa}$$

El factor de concentración de tensiones se calculó para el caso de una placa plana con orificio, según los datos de Pisarenko [], para $d/B = 0$, o sea placa muy ancha con relación al diámetro del agujero:

$\alpha_\sigma = 3$ y según Goytisoló [], el factor de sensibilidad para $\sigma_u = 490 \text{ MPa} \cong 50 \text{ kgf/cm}^2$ es $q = 0,54$, de donde:

$$k_\sigma = 1 + q (\alpha_\sigma - 1) = 1 + 0,54 (3 - 1) = 2,08$$

El factor de tamaño dado el pequeño espesor de la pared de los laterales se tomó $\varepsilon = 1$.

El factor de estado de la superficie se tomó según Goytisoló [], para rugosidades propias de las superficies laminadas $\beta = 0,7$.

1.4 Cálculo del factor de seguridad a la fatiga bajo cortante de los Laterales de la Criba.

El factor de seguridad bajo las tensiones tangenciales provocadas por la fuerza de cortante $Q = R_B$ se calculó de igual manera para un ciclo inestable con las mismas características que para las tensiones normales. Las tensiones tangenciales se calcularon por la ecuación clásica de Zhuravski:

$$\tau_i = Q \cdot S'_x / d \cdot I_x, \text{ donde } Q = R_B \quad (1.17)$$

El momento de inercia I_x y el momento estático de la sección separada por encima de la posición del orificio por donde comenzaron las grietas de fatiga S'_x , se obtuvieron con el Software Mechanical Desktop y $d = 6 \text{ mm}$, que es el espesor del lateral sin refuerzo.

La tensión tangencial para el régimen estable equivalente por su efecto al inestable real se obtuvo como:

$$\tau_{eq} = \sqrt[m]{\sum_1^n \beta_i \tau_i^m} \quad (1.18)$$

El factor de seguridad a la fatiga bajo las tensiones tangenciales se calculó por la conocida expresión:

$$n_\tau = \frac{\tau_{-1}}{\frac{k_\tau * \tau_a}{\varepsilon * \beta} + \left\langle \frac{2\tau_{-1} - \tau_0}{\tau_0} \right\rangle * \tau_m} \quad (1.19)$$

Como el ciclo de trabajo es intermitente se tiene que:

$$\tau_a = \tau_m = \tau_{eq} / 2 \quad (1.20)$$

Para el Acero 30 los límites de fatiga a cortante, estimados según Dobrovolski [], son:

$$\tau_{-1} = 0,22 \cdot \sigma_u = 108 \text{ MPa}$$

$$\tau_0 = 0,30 \cdot \sigma_u = 147 \text{ MPa}$$

El factor de concentración de tensiones se estimó igualmente para el caso de una placa plana con orificio, según la expresión dada por Dobrovolski []:

$$k_\tau = 1 + 0,6 (k_\sigma - 1) = 1,65$$

El factor se tomó por la misma razón, $\varepsilon = 1$.

El factor de estado de la superficie se tomó igualmente según Goytisoló [], para rugosidades propias de las superficies laminadas $\beta = 0,7$.

1.5 Cálculo del factor de seguridad resultante a la fatiga en los Laterales de la Criba.

El factor de seguridad resultante a la fatiga se obtuvo por la clásica ecuación:

$$n = \frac{n_\sigma \cdot n_\tau}{\sqrt{n_\sigma^2 + n_\tau^2}}$$

1.6 Recomendaciones realizadas para elevar la resistencia a la fatiga de la Criba y evaluación de su influencia en la resistencia a la fatiga.

Entre las recomendaciones para elevar la resistencia a la fatiga de la criba se encuentran:

1. La colocación de una cadena compuesta por eslabones de esteras de tractores en una posición próxima al extremo del Transportador TP 1 para limitar el vuelo de la piedra y garantizar que estas caigan en el punto de menor diferencia de altura y más cerca del apoyo delantero B, reduciéndose de esta forma el momento flector dinámico y por lo tanto las tensiones dinámicas, tal como se muestra en la Fig. 1.3. En este caso $Z_{imp.}$ es mucho mas pequeña, las piedras no realizan ningún vuelo parabólico y la distancia de impacto depende sólo del diámetro de la piedra, o sea, se calculó por la expresión: $Z_{imp.} = D/2 \cos \alpha$.
2. Reforzar los laterales con una chapa que abarque la mayor altura posible de los laterales para prácticamente duplicar su momento de inercia y reducir de esta forma las tensiones dinámicas.
3. Cortar un tramo del Transportador TP 1 o elevar el nivel al cual se encuentra la criba para reducir H_{imp} y por lo tanto reducir las tensiones dinámicas en los laterales.

En la Tabla 1.1 se muestran los resultados del cálculo del factor de seguridad resultante a la fatiga para cada una de estas recomendaciones. Como se puede apreciar en las condiciones originales de explotación de la criba el factor de seguridad a la fatiga es muy inferior a la unidad, lo que explica la rápida aparición de grietas de fatiga, para las diferentes recomendaciones realizadas se eleva la reserva de resistencia a la fatiga de los laterales. Sin embargo se aprecia como con la criba reforzada el factor de seguridad, con la incorporación de la cadena sigue siendo muy bajo casi igual a la unidad. La única solución definitiva del problema es la de reducir de alguna manera H_{imp} .

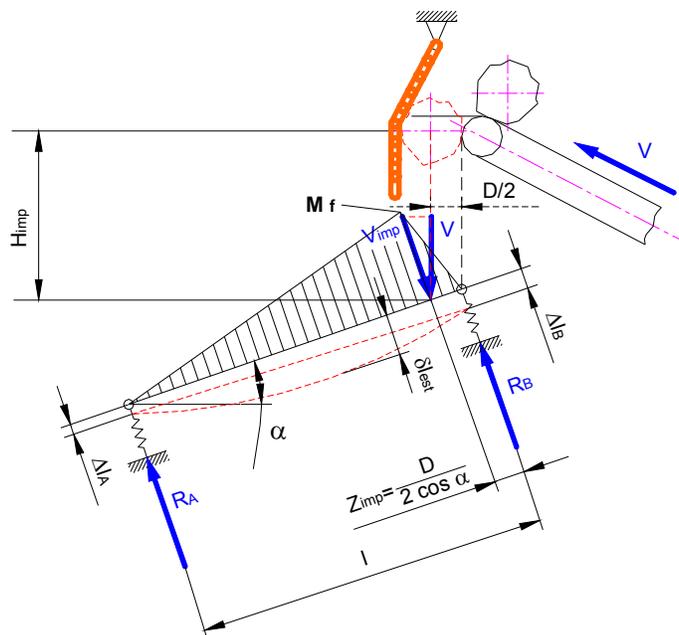


Fig. 1.3 Esquema de Análisis de los Laterales de la Criba en condiciones de carga de impacto de las piedras con cadena limitadora del vuelo de las piedras.

Tabla 1.1 Valores de la tensión equivalente durante el impacto y factor de seguridad a la fatiga para los diferentes casos analizados.					
Casos	$H_{imp} (m)$	$Z_{imp} (m)$	$V_{imp} (m/s)$	$\sigma_{eqdin} (MPa)$	n
Criba sin cadena y sin refuerzo	3.3	0.93	7.56	205.64	0.53
Criba con cadena y sin refuerzo	3.1	0.29	7.25	137.67	0.80
Criba con cadena y con refuerzo	3.1	0.29	7.25	100.22	1.09
Criba con cadena, con refuerzo y con $H_{imp} = 0.1m$	0.7	0.29	2.61	47.19	2.32

1.7 Conclusión del Capítulo.

En las condiciones originales de Diseño del Sistema TP1 – Criba, el factor de seguridad resultante a la fatiga de los laterales de la criba es muy inferior a la unidad, con la colocación de la cadena el factor de seguridad crece ligeramente, pero sigue siendo inferior a la unidad. Con el empleo de los laterales reforzados el factor de seguridad sólo alcanza un valor ligeramente superior a 1. La única solución para resolver el problema es reducir la diferencia de altura entre el transportador TP1 y la Criba.

Capítulo II Aplicación de la Mecánica de la Fractura en la evaluación del tamaño crítico de las grietas y en el cálculo de la vida residual.

2.1 Caracterización del estado tensional en la zona de las grietas de fatiga de la Criba y Modelos empleados para su estudio según la Mecánica de la Fractura.

La sección de falla por fatiga de la Criba está sometida a un estado tensional plano con presencia de tensiones normales y tangenciales simultáneamente, desde el punto de vista de la Mecánica de la Fractura esto se corresponde con los Modos de Carga I y III ^[3,5,8] actuando simultáneamente.

El Factor de Intensidad de Tensiones se obtuvo aplicando el Método de la Composición ^[3,5,8] ya que la grieta es del tipo semielíptica superficial y donde ésta surge hay un orificio y se trata de una placa plana de dimensiones finitas haciéndose

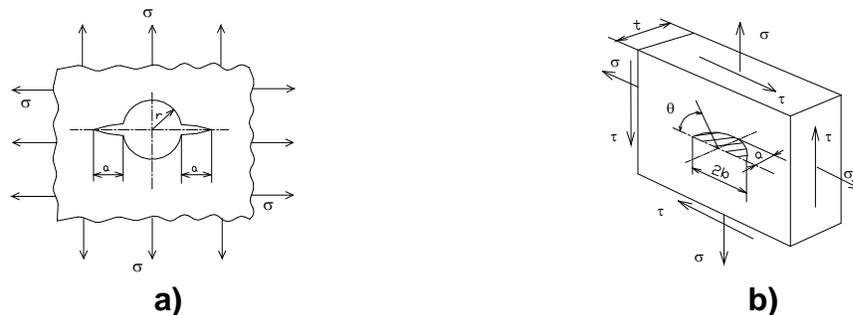


Fig. 2.1 Modelos de grietas utilizados en la criba

- a) Dos grietas laterales en los bordes de un orificio de radio r en una placa infinita bajo tracción uniaxial o biaxial uniforme.**
- b) Grieta semielíptica superficial en placa plana finita bajo estado tensional plano de tracción uniaxial o biaxial uniforme y cortante.**

necesario combinar todas estas influencias. La influencia del orificio se incorporó como el Caso 11 de la referencia Goytisolo^[8] correspondiente a un orificio en placa plana infinita con dos grietas en los bordes, tal como se muestra en la Fig.2.1 a para

el caso de estado uniaxial de tensiones de tracción. La influencia de la forma de la grieta y de las dimensiones finitas de la placa se incorporaron según lo planteado en el Caso 21 de la referencia Goytisolo^[8] correspondiente a una placa plana de dimensiones finitas, con una grieta semiéptica superficial bajo un estado tensional plano de tracción, también uniaxial y bajo cortante, tal como se muestra en la Fig.2.1 b

2.2 Aplicación de la Mecánica de la Fractura Lineal Elástica en la obtención de las Curvas de Resistencia Residual y los Tamaños Críticos de las Grietas.

Por tratarse de un caso de carga donde concurren los Modos I y III de carga actuando simultáneamente es necesario hallar K_{eq} por la expresión correspondiente y la condición de fractura será aquella cuando el Factor de Intensidad de Tensiones Equivalente se iguale a la Tenacidad a la Fractura del Material empleado, o sea:

$$K_{eq} = \sqrt{(K_I)^2 + \frac{(K_{III})^2}{1-\mu}} = K_{Ic}$$

La Tenacidad a la Fractura del material empleado en la fabricación de los laterales de la Criba se halló por la correlación Rolfe – Barsom^[1,2]:

$$K_{Ic} = \sigma_f \cdot \sqrt{0.6478 \cdot \left(\frac{CVN}{\sigma_f} - 0.0098 \right)}$$

Para Acero Grado 30;

$$\sigma_f = 30 \frac{kgf}{mm^2} \cdot 9.81 = 294 \text{ MPa y } CVN = 8 \cdot 9.81 \cdot 0.8 = 62,8 \text{ J}$$

$$K_{Ic} = 294 \sqrt{0.6478 \cdot \left(\frac{62,8}{294} - 0.0098 \right)} = 106,8 \text{ MPa} \sqrt{m}$$

Para este último caso se tiene que: de acuerdo a la literatura técnica^[3,5,8] se plantea que la grieta más crítica es aquella donde $b \gg a$, de acuerdo a las proporciones observadas en la criba, digamos: $b = 50 a$, para estas proporciones y $\theta = \pi/2$; $\phi_0 \cong 1$

$$K_I = \left[1 + 0.12 \cdot \left(1 - \frac{a}{b} \right) \right] \cdot \frac{\sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a}}{\phi_0} \cdot \sqrt{\left(\frac{2 \cdot t}{\pi \cdot a} \cdot \tan \frac{\pi \cdot a}{2 \cdot t} \right) \cdot \frac{1}{1000}}$$

De donde, para $t = 10 \text{ mm}$:

$$K_I = 0.19 \cdot \sigma \sqrt{\left(\tan \frac{\pi \cdot a}{20}\right)}$$

$$K_{II} = 0$$

$$K_{III} = \tau \cdot \frac{\sqrt{\pi \cdot a}}{\phi_o} \cdot \sqrt{\left(\frac{2 \cdot t}{\sqrt{\pi \cdot a}} \cdot \tan \frac{\pi \cdot a}{2 \cdot t}\right)} \cdot \frac{1}{1000}$$

Para $t = 10 \text{ mm}$, se tiene que:

$$K_{III} = 0.141 \cdot \tau \cdot \sqrt{\left(\tan \frac{\pi \cdot a}{20}\right)}$$

El Factor de Intensidad de Tensiones equivalente será:

$$K_{eq \text{ grieta}} = 0.155 \sqrt{\tan \frac{\pi \cdot a}{20}} \cdot \sqrt{\sigma^2 + 1.18\tau^2}$$

Donde:

$$\sigma = \frac{M_f \cdot y}{I_x}$$

Donde:

$$M_f = R_{A \text{ din}} \times (l - Z_{imp})$$

$$y = 88,4 \text{ cm} , b = 10 \text{ mm}$$

$$\tau = \frac{Q \cdot S_x}{b \cdot I_x}$$

$$Q = R_{A \text{ din}} , S_x = 1976,8 \text{ cm}^3$$

$$\frac{\tau}{\sigma} = \frac{S_x}{(l - Z_g) \cdot b \cdot y} \sigma = 0.075 \cdot \sigma$$

$$K_{eq \text{ grieta}} = 0.155 \sqrt{\tan \frac{\pi \cdot a}{20}} \cdot \sqrt{\sigma^2 + 1.18 \cdot (0.075)^2 \cdot \sigma^2}$$

$$K_{eq \text{ grieta}} = 0.156 \cdot \sigma \sqrt{\tan \frac{\pi \cdot a}{20}}$$

Para incorporar ahora la influencia del orificio es necesario hallar el β_{orificio} para lo cual fue necesario hallar una ecuación de correlación para el caso de dos grietas en estado uniaxial^[8,14]. La ecuación obtenida, con un coeficiente de correlación $R^2 = 0,9977$, fue:

$$\beta_{\text{orificio}} = 0,8953 \cdot \ln(a/10) + 3,393$$

La expresión final de K_{eq} será:

$$K_{eq} = \beta_{grieta} \cdot \beta_{orificio} \cdot \sigma = K_{Ic}$$

$$K_{eq} = 0.156 \cdot \sigma \sqrt{\tan\left(\frac{\pi \cdot a}{20}\right) \cdot (0,8953 \cdot \ln(a/10) + 3,393)} \cdot \sqrt{\frac{\pi \cdot a}{1000}} \cdot \sigma = K_{Ic}$$

Despejando la tensión normal σ y hallando de esta última expresión el valor de la tensión que provoca la fractura para cada tamaño crítico de grieta: a , se construye el gráfico de Resistencia Residual mostrado en la Fig. 2.2, para el caso de los laterales sin cadena y sin refuerzo:

$$\sigma_c = \frac{K_{Ic} \cdot 202,7}{\sqrt{\tan\left(\frac{\pi \cdot a}{20}\right) \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \cdot (0,8953 \cdot \ln(a/10) + 3,393)}}$$

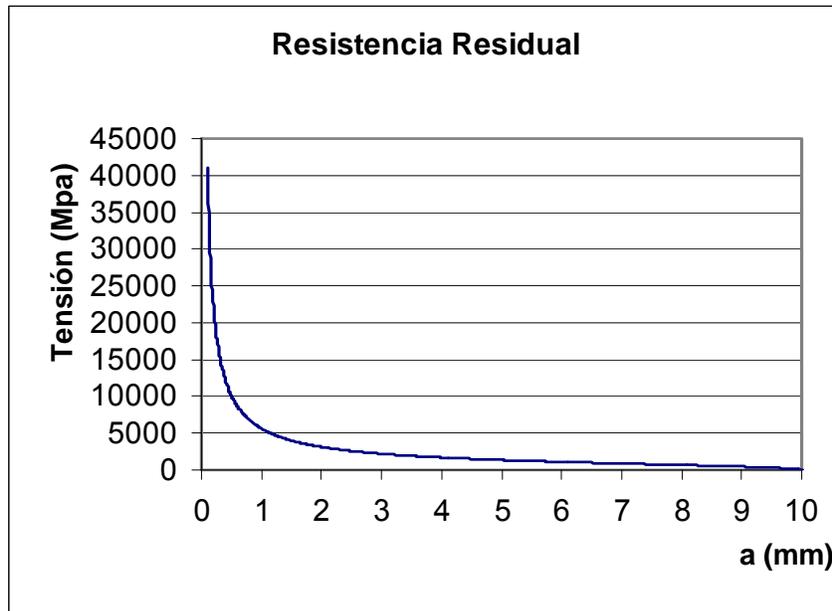


Fig. 2.2 Gráfica de Resistencia Residual para el modelo de grieta empleado, para los laterales de la Criba sin cadena y sin refuerzo.

De este gráfico se pudo obtener que para la tensión normal de trabajo de: $\sigma_{max} = 205,64$ MPa, la profundidad crítica de la grieta da: $a_c = 9,8$ mm, y la longitud de la grieta del orden de 490 mm, o sea que, un pequeño micro defecto de la estructura cristalina del

metal tendrá que crecer por crecimiento subcrítico por fatiga hasta alcanzar el tamaño de la grieta crítica calculada para que se convierta en crítica y los laterales se fracturen.

2.3 Aplicación de la Mecánica de la Fractura Subcrítica en la Evaluación del Crecimiento Subcrítico de las Grietas.

Las grietas crecen desde algún micro defecto cualquiera que este presente en la estructura cristalina del metal, o a partir de una huella del proceso de maquinado de los mismos, en la zona de la superficie del orificio mas alejado de la línea neutra, mediante un proceso de incubación y de fisuración progresiva posterior hasta que alcanza el tamaño crítico ya determinado, momento en el cual se produce la fractura frágil total. Para la evaluación del crecimiento subcrítico se utilizó la razón de crecimiento de Paris [3,5,8].

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \Delta K^n \quad \text{m/ciclo}$$

Donde, para el caso de ciclo intermitente: $\Delta K = K_{\max} - K_{\min}$; $K_{\min} = 0$

De donde se tiene que:

$$\Delta K_{eq} = 0.156 \cdot \sigma \cdot \sqrt{\tan\left(\frac{\pi \cdot a}{20}\right)} \cdot (0.8953 \cdot \ln(a/10) + 3.393) \cdot \sqrt{\frac{\pi \cdot a}{1000}} \cdot \sigma$$

$$\text{y } \Delta\sigma = \sigma_{\max} = 205,64 \text{ MPa}$$

Las constantes C y n de la razón de crecimiento de Paris para aceros ferrítico – perlíticos son según Shigley – Mischke [13]: $C = 6.9 \times 10^{-12}$ y $n = 3$

En la Fig. 2.3 se muestra el Gráfico de Crecimiento Subcrítico obtenido para el caso de los laterales de la Criba sin cadena y sin refuerzo.

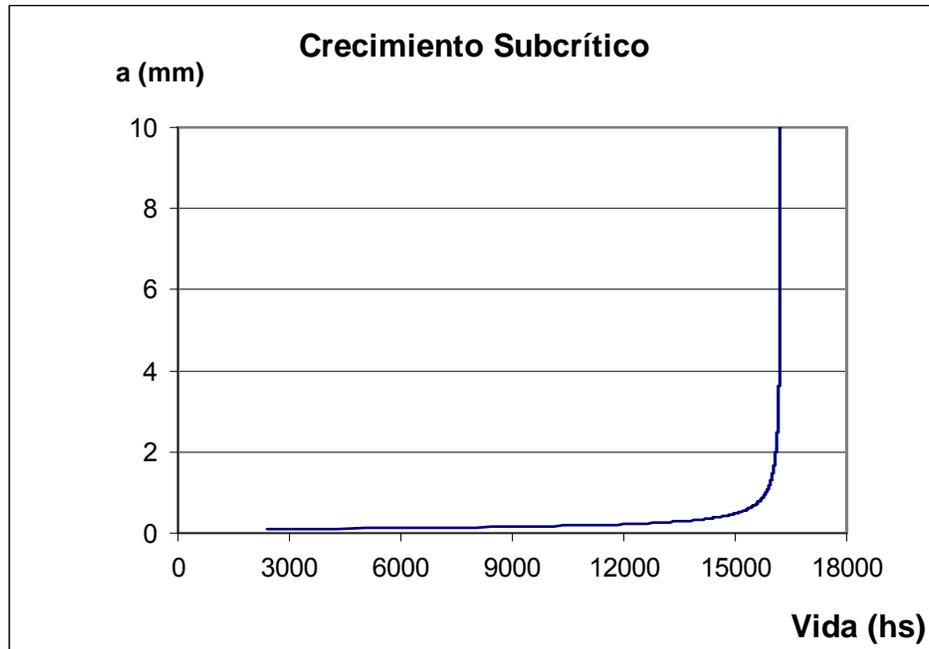


Fig. 2. 3 Gráfico de Crecimiento Subcrítico para el modelo de grieta empleado, para los laterales de la Criba sin cadena y sin refuerzo.

Del gráfico se observa que para que un pequeño microdefecto crezca hasta su tamaño crítico, en el caso de los laterales de la criba sin cadena y sin refuerzo, tienen que transcurrir 8 962,9 horas, o sea, 373,5 días, vida equivalente a 1,04 años, lo que se corresponde en muy buena medida con lo que ocurrió en la realidad, ya que las primeras grietas comenzaron a aparecer cuando la Criba tenía poco más de un año de explotación, pero a partir de ese momento se comenzaron a aplicar las medidas que fueron recomendadas como fueron: colocar cadenas para limitar el vuelo parabólico de la piedra, corregir las grietas detectadas con soldadura, reforzar los laterales con unas placas de refuerzo, medidas éstas que elevaron la vida de la Criba desde 1 año que era el pronóstico teórico hasta más de 2 años antes de ser sustituidas por los laterales nuevos reforzados.

En la Tabla 2.1 se muestran los resultados del cálculo para los restantes casos analizados.

Tabla 2.1 Tamaño crítico de la grieta y vida pronosticada para los diferentes casos analizados en los laterales de la criba					
Caso Analizado	Tensión	a_{crit}	H (horas)	H días	H (años)
1. Sin cadena y sin refuerzo	205,640	9,80	8 962,9	373,5	1,04
2. Con cadena y sin refuerzo	137,000	9,91	30 311,7	1 263,0	3,5
3. Con cadena y con refuerzo	100,220	9,95	77 429,9	3 226,3	9,0
4. Con cadena, con refuerzo y $h_{imp} = 0,1$ m	47,189	9,99	709 639,0	29 568,3	82,1

En la Fig. 2.4 se muestran los Gráficos de Crecimiento Subcrítico de los cuatro casos.

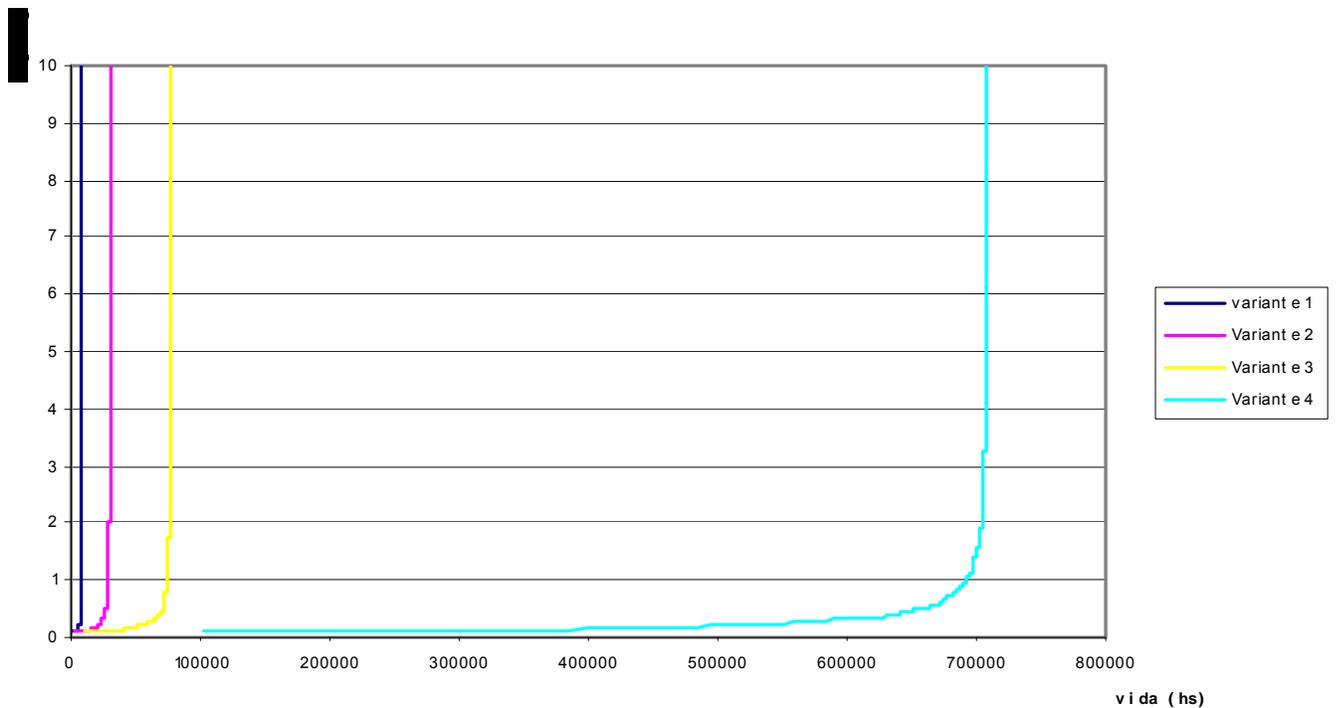


Fig. 2. 3 Gráfico de Crecimiento Subcrítico para el modelo de grieta empleado, para los laterales de la Criba.

Variante 1 – Sin cadena y sin refuerzo.

Variante 2 – Con cadena y sin refuerzo.

Variante 3 – Con cadena y con refuerzo.

Variante 4 – Con cadena, con refuerzo y con $h_{imp} = 0,1$ m.

Capítulo III Diseño y Cálculo de la Resbaladera.

3.1 Esquema de Análisis de la Resbaladera.

Como parte del Servicio Científico Técnico realizado se elaboró el Proyecto de una Resbaladera que no es más que un enrejado de vigas I con un angular de canto colocado en su parte superior de manera que la materia prima no se acumule sobre las superficies superiores de las vigas y con una separación entre vigas de 100 mm igual al diámetro de los orificios de la criba. Este enrejado puede ser colocado en la posición de la criba cuando esta sea retirada de su posición durante alguna reparación prolongada, en forma de puente, para que no sea necesario detener la producción. La resbaladera está pivotada en el extremo trasero A y montada sobre muelles en el delantero B en paquetes de tres vigas cada una. En el Proyecto se demostró que se necesitan 4 muelles de locomotora para poder soportar las cargas sobre el apoyo delantero B por cada uno de los paquetes de vigas. En la Fig. 3.1 se muestra el Esquema de Análisis empleado para el cálculo de la Resbaladera.

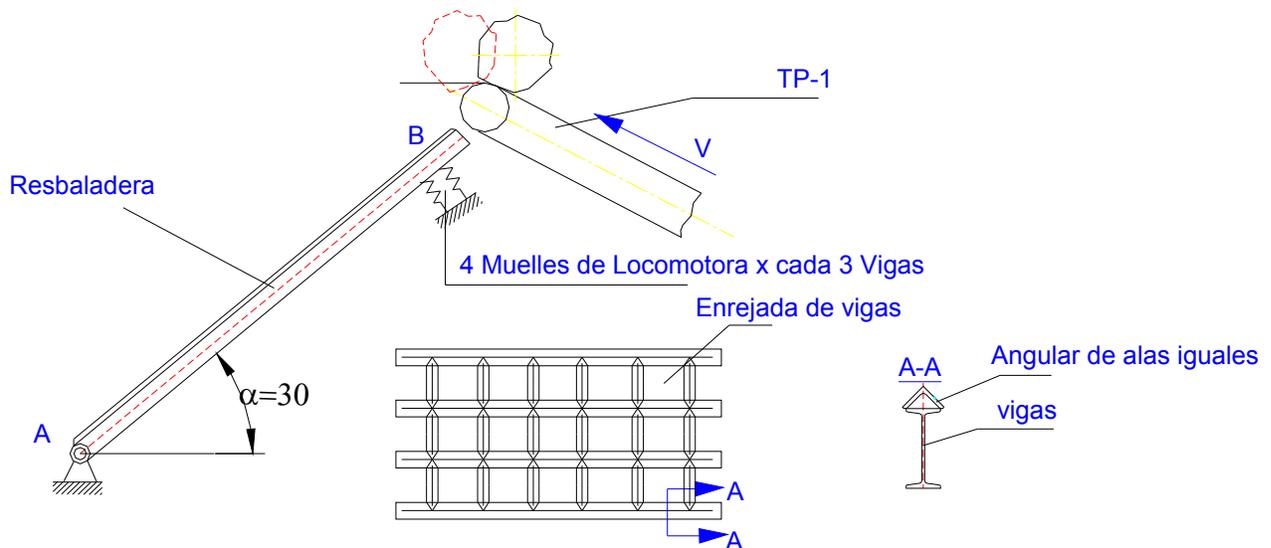


Fig. 3.1 Esquema de Análisis de la Resbaladera

3.2 Cálculo de la Resistencia para evitar la deformación plástica de las Vigas de la Resbaladera en condiciones de Carga Dinámica.

Para realizar este cálculo se determinaron las tensiones provocadas por el impacto de la piedra en cada viga. En este análisis se tomo en cuenta que cada impacto va a ser asimilado por tres vigas que constituyen un paquete y además que cada paquete estará soportado en el extremo superior por un conjunto de 4 muelles. También se analizó teniendo en cuenta un perfil compuesto viga – angular como ya se dijo anteriormente donde se calcularon las propiedades de las secciones conjuntas con el Software Mechanical Desktop.

3.2.1 Cálculo del coeficiente de carga dinámica para la Resbaladera.

Para obtener el coeficiente de carga dinámica se utilizó una metodología similar a la expuesta en el Capítulo I donde se obtuvo el coeficiente de carga dinámica por la expresión (1.2).

En esta última ecuación se tiene que determinar la velocidad de impacto, la cual obtenemos por un análisis semejante al usado en el Capítulo I, para cuando $H = 0,1$ m, ya que la resbaladera estará inclinada 30° en lugar de 15° que es la inclinación actual de la criba y esto es un efecto equivalente al de acercar la criba al transportador TP 1.

Para el cálculo del desplazamiento estático se utilizó el esquema mostrado en la Fig. 3.1 como se observa, aquí se tienen en cuenta las deformaciones (flecha) de la viga y también las deformaciones de los muelles en el extremo superior, manteniendo un pivote fijo en el otro extremo.

La flecha la podemos calcular por la expresión (1.12):

$$Y_i = (W \cdot l^3 / 6 E \cdot I_x) \cdot [Z_{imp./l} - (Z_{imp./l})^2]$$

Mientras que el desplazamiento por compresión de los muelles se obtuvo, según Feodosiev [6] por:

$$\delta = \frac{P \cdot D^2}{4GI_t} l \quad (3.1)$$

3.2.2 Evaluación de la Resistencia Dinámica de las Vigas del Enrejado de la Resbaladera.

Para evaluar la resistencia en las vigas se utilizó la clásica condición de resistencia:

$$\sigma_{\text{dim}} = K_{\text{dim}} \frac{M_{\text{fest}}}{N \cdot W_x} \leq [\sigma]_t \quad (3.2)$$

Donde:

N – Número de vigas en cada paquete (En el caso analizado es 3)

W_x –Módulo de la sección a la flexión de la viga compuesta (En el caso analizado es 4)

$[\sigma]_t$ – tensión admisible a tracción del material de las vigas l.

3.2.3 Evaluación de la Resistencia Dinámica del conjunto de Muelles del Apoyo Delantero B.

Para evaluar la resistencia de los muelles buscamos las tensiones dinámicas en los mismos y se utilizó la siguiente condición de resistencia:

$$\tau = K_{\text{din}} \frac{8PD}{\pi d^3} \leq [\tau] \quad (3.3)$$

Donde:

P –Reacción en el extremo superior para un paquete de vigas dividida entre 4 muelles.

D – Diámetro de el muelle.

d – Diámetro del alambre de construcción del muelle.

$[\tau]$ – Tensión admisible a cortante del material de los muelles.

3.2.3 Perfiles de las Vigas del Enrejado que garantizan la Resistencia Dinámica de las Vigas y de los Muelles.

Al evaluar la resistencia dinámica de la resbaladera, uno de los problemas más interesantes que hubo que resolver fue la contradicción existente entre la resistencia de las vigas y la de los muelles, ya que al aumentar el número de muelles la carga sobre cada uno es menor, las tensiones en ellos también son menores, el desplazamiento estático de estos es mas pequeño y como consecuencia el coeficiente de carga dinámica es mayor, el momento flector sobre las vigas también es mayor y se requiere mayor momento de inercia en los paquetes de tres vigas. En la Fig. 3.2 se muestra un esquema que ilustra el análisis realizado, en la misma se muestran los 20 diferentes perfiles de vigas analizados, cuando el perfil es muy grande (números grandes) su rigidez es muy grande y el desplazamiento estático es pequeño, el coeficiente de carga dinámica es muy grande y la tensión en las muelles puede ser incluso superior al límite de fluencia del material de estos, si se reduce el tamaño del perfil el desplazamiento estático aumenta y el coeficiente de carga dinámica se reduce lo que favorece la carga y la tensión sobre los muelles pero se afecta la resistencia de las vigas y la tensión puede ser mayor que la fluencia del material de éstas. El perfil de las vigas tiene que ser mayor que el 7, vigas I No.20 pero menor que el 18, vigas I No. 36.

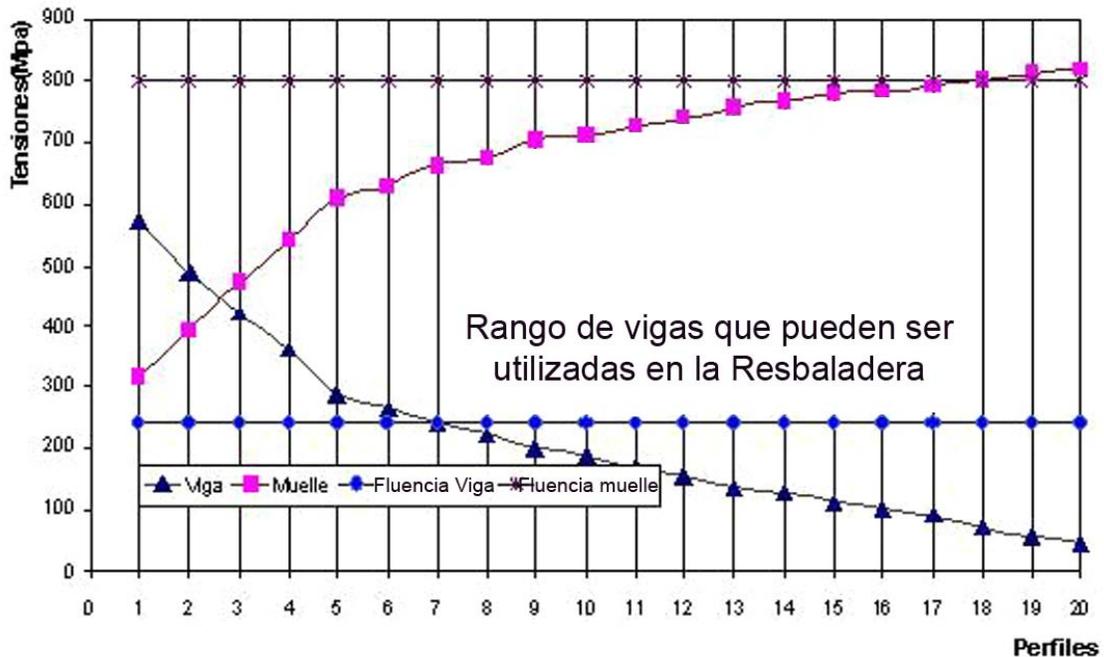


Fig. 3.2 Evaluación de la resistencia de las vigas y de los muelles de la Resbaladera en dependencia de la rigidez del perfil de la viga

3.3 Resistencia a la Fatiga de las Vigas y de los Muelles.

Una vez que se obtuvo un rango de vigas y muelles que pueden ser utilizadas en el diseño de la resbaladera, se decidió teniendo en cuenta las disponibilidades de materiales en los almacenes de la Planta usar una viga Perfil 27a según la Norma Rusa GOST 8239—56, disponible en el Patio de la Planta cuyas propiedades pueden ser vistas en los apéndices del libro V. I. Feodosiev y para el angular que va colocado sobre la viga, le corresponde el Perfil Angular de Alas Iguales No. 10 según GOST 8509—57, que puede ser colocado sobre el ala y puede ser soldado a la misma.

3.3.1 Comprobación de la Resistencia a la Fatiga de las Vigas.

Las tensiones normales de flexión en las vigas se calcularon según la Ecuación de Navier y las tensiones tangenciales según la Ecuación de Zhuravski.

Teniendo en cuenta que la resbaladera lleva un régimen de explotación similar al de la criba se utilizó el estudio ya realizado para estimar la carga equivalente en función de la frecuencia de aparición de las piedras y utilizando la Hipótesis Acumulativa se calculó una Tensión Equivalente para el cálculo del factor de seguridad a la fatiga según el Método Clásico bajo régimen estable con ciclo de trabajo intermitente.

Según las ecuaciones (1.13) y (1.18) en dependencia que se trate de tensiones normales o tangenciales se pueden calcular los valores de las tensiones equivalentes, con las cuales como el ciclo de trabajo es intermitente se tiene que:

$$\sigma_a = \sigma_m = \sigma_{eq.}/2 \quad (3.4)$$

$$\tau_a = \tau_m = \tau_{eq.}/2 \quad (3.5)$$

El factor de concentración de tensiones para los perfiles laminados con radio entrante se tomó según la Gráfica dada por Roylance [13] se obtiene $k_\sigma = 1.35$

Los restantes coeficientes se tomaron iguales a los de los laterales de la criba por tratarse igualmente de superficie laminada en caliente y de similar espesor.

Los factores de seguridad individuales se calcularon por las expresiones:

$$n_\sigma = \frac{\sigma_{-1}}{\frac{k_\sigma * \sigma_a}{\varepsilon * \beta} + \left\langle \frac{2\sigma_{-1} - \sigma_0}{\sigma_0} \right\rangle * \sigma_m} \quad (3.6)$$

$$n_\tau = \frac{\tau_{-1}}{\frac{k_\tau * \tau_a}{\varepsilon * \beta} + \left\langle \frac{2\tau_{-1} - \tau_0}{\tau_0} \right\rangle * \tau_m} \quad (3.7)$$

Todas estas ecuaciones se programaron en Excel y se obtuvo el factor de seguridad resultante para las vigas por la ecuación:

$$n = \frac{n_\sigma \cdot n_\tau}{\sqrt{n_\sigma^2 + n_\tau^2}} = 18,2 \quad (3.8)$$

3.3.2 Comprobación de la Resistencia a la Fatiga de los Muelles.

En el caso de los muelles se calculó el factor de seguridad para las tensiones tangenciales que son las que existen en los mismos. Las tensiones se calcularon por la expresión (3.3) y fueron obtenidas para cada grupo de tamaños de piedra que impactan y se aplicó también la Hipótesis Acumulativa.

Los muelles de los Bulldozers T-100 ó T-150 se fabrican de aceros al cromo – manganeso – silicio de la marca 35 XGCA el cual según la referencia [11] alcanza una resistencia máxima de 16 500 kgf / cm² y un límite de fluencia de 13 000 kgf / cm².

El factor de concentración de tensiones, según la gráfica dada por Roylance [13] es $k_t = 1.31$. El factor de tamaño se tomó $\varepsilon = 0,65$, en función del diámetro del alambre del muelle y el factor de superficie para muelles de acero de barras laminadas $\beta = 0,35$. El factor de seguridad a la fatiga se obtuvo por la ecuación (3.7) y arrojó $n_t = 30.3$

Como se puede apreciar la resbaladera no sólo tiene garantizada su resistencia a las cargas de impacto sino también a las cargas cíclicas.

CONCLUSIONES

1. En la Ingeniería de la Planta de Trituración y Secado de la Empresa Cemento Cienfuegos S.A. se cometió el error de colocar el Transportador Alimentador TP1 muy alto con relación a la Criba, mas de 2,5 m de diferencia de altura, sin valorar que en las condiciones cubanas podían llegar a la Planta piedras de gran tamaño, de hasta 2 m de diámetro con pesos que pueden alcanzar hasta 7 toneladas. Una piedra de estas dimensiones dejada caer desde una altura de 2,5 m provoca cargas de impacto excesivamente grandes que según se demuestra en el presente trabajo fueron la causa de la falla por fatiga de los laterales.
2. En las condiciones originales de diseño del Sistema el factor de seguridad resultante a la fatiga de los laterales de la criba es inferior a la unidad y la vida pronosticada es poco mas de un año lo que se corresponde en muy buena medida con lo que ocurrió en la realidad, ya que las primeras grietas comenzaron a aparecer cuando la Criba tenía poco mas de un año de explotación, pero a partir de ese momento se comenzaron a aplicar las medidas que fueron recomendadas como fueron: colocar cadenas para limitar el vuelo parabólico de la piedra, corregir las grietas detectadas con soldadura, reforzar los laterales con unas placas de refuerzo, medidas éstas que elevaron la vida de la Criba desde 1 año que era el pronóstico teórico hasta mas de 2 años antes de ser sustituidas por los laterales nuevos reforzados.
3. Las medidas recomendadas como se demuestra en el Trabajo elevan el factor de seguridad y prolongan la vida de la Criba, incluso con los laterales reforzados suministrados en la reparación por la Firma Haver and Boecker, manteniendo la colocación de la cadena el factor de seguridad es ligeramente superior a la unidad y la vida estimada, con la frecuencia de piedras grandes, utilizada en el presente trabajo se eleva a 9 años pero cualquier alteración del régimen de explotación puede reducir sensiblemente este plazo.
4. La solución definitiva es recortar el TP 1 o elevar la Criba. La Empresa Cementos Cienfuegos S.A. está esperando la visita de una Comisión de la Firma Haver and Boecker para analizar de conjunto y con la Universidad de Cienfuegos esta solución.

5. El impacto económico del Trabajo realizado es importante, baste decir que con las medidas aplicadas la vida de la Criba se prolongó conservadoramente en al menos 150 días y por cada día de parada se dejan de producir y de vender 10 892 USD de clinker, que representaron para la Empresa 1 633 650 USD en ese período.
6. Se diseño y calculó una Resbaladera que no es mas que un enrejado de vigas I con un angular de canto colocado en su parte superior, de manera que la materia prima no se acumule sobre las superficies superiores de las vigas y con una separación entre vigas de 100 mm igual al diámetro de los orificios de la criba. Este enrejado puede ser colocado en la posición de la criba cuando esta sea retirada de su posición durante alguna reparación prolongada. La evaluación de la resistencia al impacto de los elementos componentes de la misma y su resistencia a la fatiga dio satisfactoria. El empleo de la Resbaladera en el caso de reparaciones prolongadas de la Criba puede representar un ahorro considerable para la Empresa.

Recomendaciones

1. Valorar técnico – económicamente la posibilidad de construir un prototipo de la Resbaladera para en la primera oportunidad que tenga la Planta poder evaluar su efectividad.
2. Valorar técnico – económicamente la posibilidad de elevar la criba o recortar el transportador TP 1 para eliminar las grandes cargas de Impacto creadas por la gran diferencia de altura.
3. Valorar técnico – económicamente la posibilidad de construir un Equipo Rompe Rocas Gravitacional para evitar el acceso a la Planta de Grandes Piedras.

Bibliografía

- Barsom, J. M. "Fracture and Fatigue Control in Structures". / J.M Barsom; S.T. Rolfe.-- Upper Saddle River: N.J. Prentice Hall, 198.-- p. 52-208.
- _____ "Correlations between K_{Ic} and Charpy V-Notch test results in the transition-temperature range", Impact Testing of Metals, ASTM STP 466, American Society for Testing and Materials / J.M Barsom; S.T Rolfe.-- [S.L]: [S.N], 1987.-- p. 281 – 302
- Broek D. Fracture Mechanics. USA: Institute of the Chemical Process Industries. Inc. 1983.—571 p.
- Dobrovolski V. Elementos de Máquinas.-- Moscú: Editorial MIR, 1970.--692 p.
- Dowling, N. E. "Mechanical behaviour of materials: engineering methods for deformation, fracture, and fatigue".-- Upper Saddle River (NJ): Prentice Hall, cop, 1999.-- p. 239-550
- Fedosiev V.I. Resistencia de Materiales / V.I Fedosiev.-- Moscú: Editorial MIR, 1985.-- 583 p.
- Fernández Levy, Gilda. S. Resistencia de Materiales/ Gilda S. Fernández Levy.-- La Habana: Editorial Pueblo y Educación, 1983.-- 511 p. 2T.
- Goytisoló R. Mecánica de la Fractura. Curso Impartido en la Maestría en Mecánica Aplicada, Universidad de Cienfuegos. 2001.--98p.
- Ivanov, M.N. Elementos de Máquinas/ M.N Ivanov.-- Moscú: Editorial Vischaya Schkola, 1991.--383 p.
- Iusilievich G.B. Elementos de Máquinas/ G.B. Iusilievich.-- Moscú: Editorial Mashinostroenie, 1988. -- 367 p.
- Pisarenko, G.S. Manual de Resistencia de Materiales/ G.S. Pisarenko, A.P., Yakovlev, V:V Matvéev.-- Moscú: Editorial MIR, 1979.-- 695 p.
- Reshetov, D. Elementos de Máquinas/ D. Reshetov.-- La Habana: Editorial Pueblo y Educación, 1985.-- 830 p.
- Roylance T.F. Engineering Design. New York. Pergamon Press. 1966.—345 p.

Referencias Bibliográficas

1. Barsom, J. M. "Fracture and Fatigue Control in Structures". / J.M Barsom; S.T. Rolfe.-- Upper Saddle River: N.J. Prentice Hall, 198.-- p. 52-208.
2. _____ "Correlations between K_{Ic} and Charpy V-Notch test results in the transition-temperature range", Impact Testing of Metals, ASTM STP 466, American Society for Testing and Materials / J.M Barsom; S.T Rolfe.-- [S.L]: [S.N], 1987.-- p. 281 – 302
3. Broek D. Fracture Mechanics. USA: Institute of the Chemical Process Industries. Inc. 1983.—571 p.
4. Dobrovolski V. Elementos de Máquinas.-- Moscú: Editorial MIR, 1970.--692 p.
5. Dowling, N. E. "Mechanical behaviour of materials: engineering methods for deformation, fracture, and fatigue".-- Upper Saddle River (NJ): Prentice Hall, cop, 1999.-- p. 239-550
6. Fedosiev V.I. Resistencia de Materiales / V.I Fedosiev.-- Moscú: Editorial MIR, 1985.-- 583 p.
7. Fernández Levy, Gilda. S. Resistencia de Materiales/ Gilda S. Fernández Levy.-- La Habana: Editorial Pueblo y Educación, 1983.-- 511 p. 2T.
8. Goytisoló R. Mecánica de la Fractura. Curso Impartido en la Maestría en Mecánica Aplicada, Universidad de Cienfuegos. 2001.--98p.
9. Ivanov, M.N. Elementos de Máquinas/ M.N Ivanov.-- Moscú: Editorial Vischaya Schkola, 1991.--383 p.
10. Iusilievich G.B. Elementos de Máquinas/ G.B. Iusilievich.-- Moscú: Editorial Mashinostroenie, 1988. -- 367 p.
11. Pisarenko, G.S. Manual de Resistencia de Materiales/ G.S. Pisarenko, A.P., Yakovlev, V:V Matvéev.-- Moscú: Editorial MIR, 1979.-- 695 p.
12. Reshetov, D. Elementos de Máquinas/ D. Reshetov.-- La Habana: Editorial Pueblo y Educación, 1985.-- 830 p.
13. Roylance T.F. Engineering Design. New York. Pergamon Press. 1966.—345 p.