

Predicción de vida remanente en ejes de maza superior de molino de caña

Predicting remaining life in upper sugar-mill shafts

Sara Rodríguez Pulecio,¹ John Jairo Coronado Marín² y Nelson Arzola de la Peña³

RESUMEN

En este artículo se presenta un método basado en la mecánica de fractura para el cálculo del tamaño crítico de fisuras y la vida remanente de un eje de maza superior de molino de caña de azúcar, con fisuras semielípticas y circunferenciales. Debido a la presencia de un campo de esfuerzos multiaxiales es necesario usar en la ley de París un factor de intensidad de esfuerzos equivalente. Se obtuvieron los intervalos entre inspección requeridos para evitar una falla por fatiga de estos elementos. Para el cálculo de vida residual y tamaño de fisura máxima se considera la zona localizada en el cambio de diámetro del guijo más próximo al acoplamiento cuadrado, donde se encontró el 25% de las fallas.

Palabras clave: mecánica de fractura, eje, guijo, tenacidad de fractura, fisura.

ABSTRACT

A fracture mechanics-based method is presented for determining critical crack size and residual life of upper sugar-mill shafts having semi-elliptical and circumferential cracks. Due to the multiaxial stress field, an equivalent strain energy release rate stress intensity solution is used in Paris' law to predict crack growth. Ultrasonic inspection intervals for the shaft were established. The crack zone evaluated was located in the shoulder of the bearing nearest to the square box coupling where about 25% of service failures in these types of shaft are observed.

Keywords: fracture mechanics, shaft, journal, fracture toughness, crack.

Recibido: octubre 25 de 2005
Aceptado: febrero 24 de 2006

Introducción

Los ejes de las mazas de los molinos se apoyan sobre cureñas (estructura del molino), y las chumaceras de bronce son usadas como cojinetes que permiten la flotación de la masa superior aplicando sobre esta una presión constante con dos cilindros hidráulicos; la masa a su vez transmite esta fuerza a la caña. Los ejes de molino son por sí mismos elementos críticos, altamente esforzados y de un elevado costo para cualquier ingenio azucarero, todos los ingenios azucareros realizan grandes esfuerzos para evitar la ruptura imprevista de los ejes de molinos de caña de azúcar. Debido a la función que realizan, estos elementos se ven sometidos a cargas considerables que provocan su rotura en un número relativamente corto de ciclos de trabajo. Del estudio de las características de la falla de estos ejes se conoce que las mismas ocurren como producto de un proceso de fatiga. Las grietas surgen a partir de microdefectos localizados en la superficie o muy cercanos a ella y se propagan en un plano próximo a la sección transversal del eje.

La potencia ingresa al molino por medio de un eje cuadrado llamado entre dos, este acople conecta el eje de salida de la última etapa de reducción de velocidad entre la turbina de vapor y el molino de caña, con el eje de la maza superior. El eje del reductor de baja es unido al entre dos por medio de un acople cuadrado y el entre dos es unido a un cuadrante del eje superior por medio de otro acople cuadrado. La potencia es repartida a las mazas cañera y bagacera por medio de coronas, y la cuarta maza por medio de cadenas a través de la maza cañera o en ocasiones de la maza superior por medio de coronas; cada molino está acoplado a una turbina. Los reportes de fisuras detectadas en los ejes del Ingenio Manuelita S.A. fueron analizados para encontrar los sectores del eje en donde con mayor frecuencia aparecen fisuras o se produce la ruptura; los resultados pueden ser observados en la Figura 1, en donde se muestra el porcentaje de ejes que presentaron fisuras en cada zona. Puede observarse que la zona del eje con el mayor porcentaje de falla (25%) es el cambio de sección guijo maza.

¹ Ingeniera mecánica, Grupo de Investigación en Mejoramiento Industrial, Escuela de Ingeniería Mecánica, Universidad del Valle. sararopu@hotmail.com

² M.Sc., Profesor de la Escuela de Ingeniería Mecánica, Universidad del Valle. johncoro@univalle.edu.co

³ Ph.D., Profesor de la Universidad Nacional de Colombia, Bogotá, Departamento de Ingeniería Mecánica y Mecatrónica. narzola@unal.edu.co

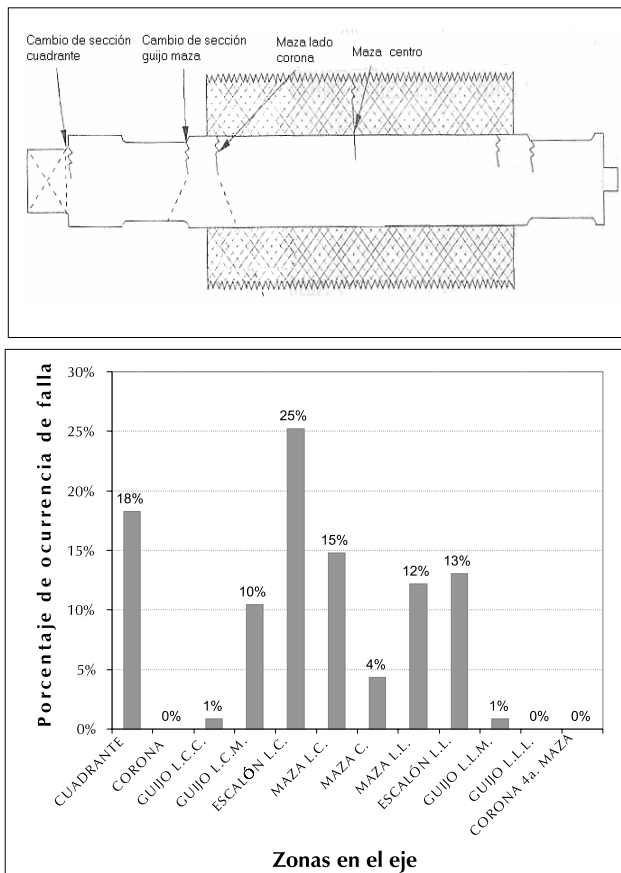


Figura 1. Distribución de fisuras detectadas en los ejes de Manuelita S.A. para el periodo 1991-2003.

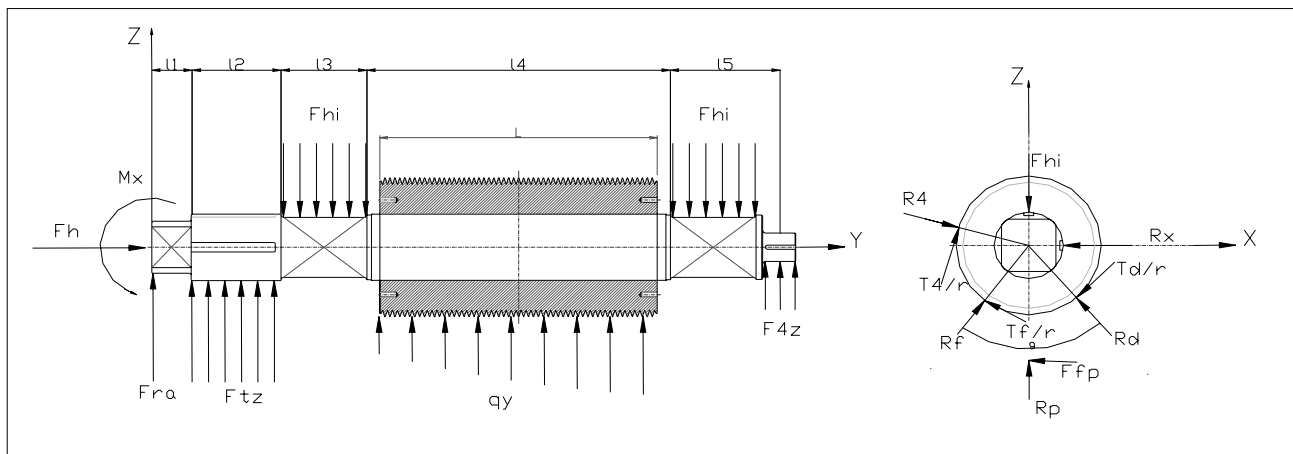


Figura 2. Distribución de fuerzas sobre un eje superior

Se obtuvieron las fuerzas y el perfil de distribución de estas sobre el eje ZY como se muestra en la Figura 4 donde puede observarse que la reacción del colchón de caña no es homogénea a lo largo de la maza y por tanto no está sujeta a un mismo grado de compresión, esto es causado por la flotación desigual del eje.

Además se obtuvieron las fuerzas internas que actúan en el eje superior en el plano ZY. En las Figuras 5 y 6 se muestran los gráficos de fuerza cortante y momento flector, respectivamente. En el plano ZX se tienen como incógnitas las reacciones normales sobre la cureña, las

Análisis de estado de carga del eje de maza superior

Las fuerzas que actúan sobre los ejes de maza se muestran en la Figura 2: fuerza hidráulica (F_{hi}), reacción del colchón de caña (q_y), fuerzas inducidas por la transmisión de potencia en las coronas (F_{tz} , F_{tx}), fuerzas producidas por el acople cuadrado (F_r , F_h), reacción de la cureña sobre el eje (R_1 , R_2), peso del eje (W_e) y peso de la maza (W_m).

La fuerza hidráulica vertical es aplicada sobre el eje de maza superior para comprimir bagazo en su tránsito por el molino; un sistema óleo neumático permite aplicar esta fuerza de manera constante, permitiendo a la masa superior flotar al paso de mayores o menores espesores de colchón de bagazo y protegiendo al eje de eventuales sobrecargas producidas por cuerpos extraños. El acople cuadrado induce sobre el eje de la maza superior y sobre el eje cuadrado fuerzas adicionales (fuerzas radiales, momentos flectores y empuje axial) a las que permiten la transmisión de torque (Okamura, 1972).

La Figura 3 muestra las fuerzas activas en un molino donde R_f y R_d son las reacciones en las masas, cañera y bagacera, respectivamente; R_t es la fuerza vertical del actuador hidráulico, R_p es la componente vertical de fuerza de reacción de la caña sobre el virador. R_h es la reacción horizontal sobre la maza superior ejercida por la cureña y R_4 es la reacción sobre la cuarta maza.

cuales son obtenidas de las ecuaciones de equilibrio en el eje X (eje horizontal). Posteriormente se determinaron los valores de carga distribuida, fuerza cortante y momento flector para dicho plano, como se observa en las Figuras 7, 8 y 9.

Esfuerzos en la sección transversal del eje-casco

El estado de esfuerzos de un elemento diferencial, ubicado en un punto cualquiera de la sección transversal del eje, está definido por esfuerzos producidos por el momento

flector, las fuerzas cortantes, los momentos torsores y las interferencias entre el eje y el casco. En la Tabla 1, se muestran las fuerzas cortantes, los momentos flectores en los planos X y Z mutuamente perpendiculares y el momento torsor que actúan en el cambio de sección guijo - masa, para cinco estados o niveles de carga.

En la Figura 10 se puede observar el esfuerzo tangencial y normal sobre la superficie del eje en el cambio de sección guijo maza.

Se puede determinar el esfuerzo equivalente en cualquier punto de la sección transversal del eje usando

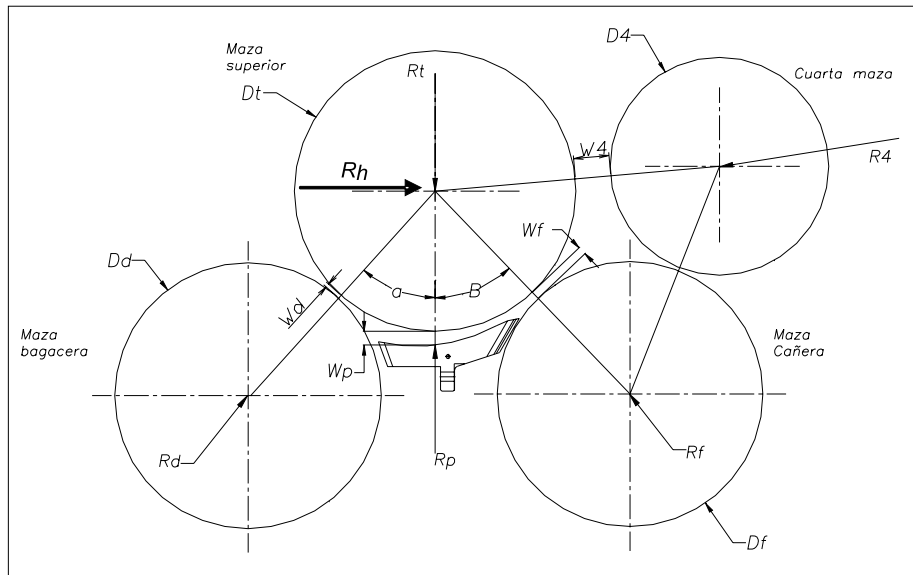


Figura 3. Esquema de un molino tipo Farrel de cuatro mazas

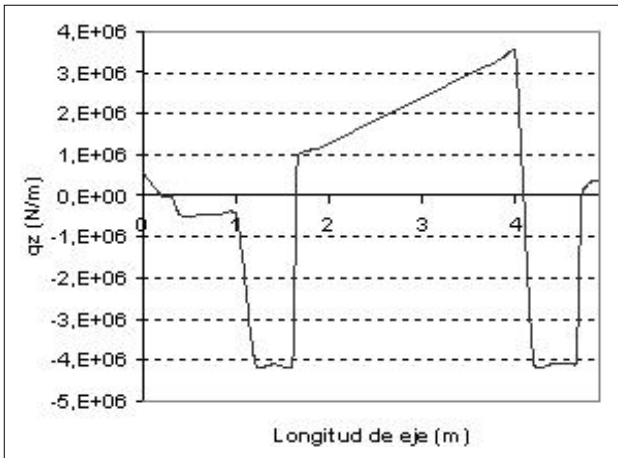


Figura 4. Distribución de las fuerzas sobre el eje en el plano ZY

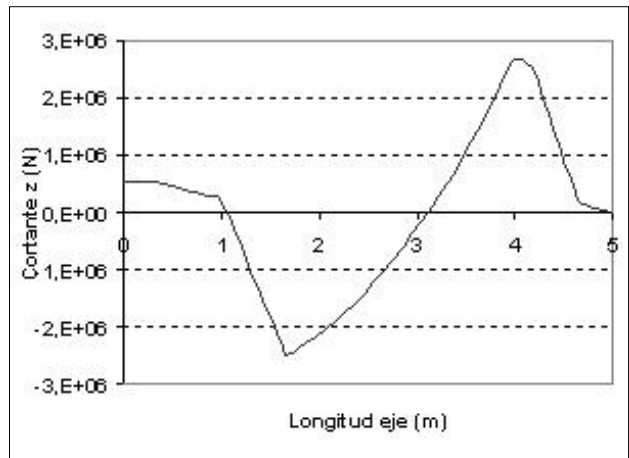


Figura 5. Fuerza cortante en el plano ZY del eje.

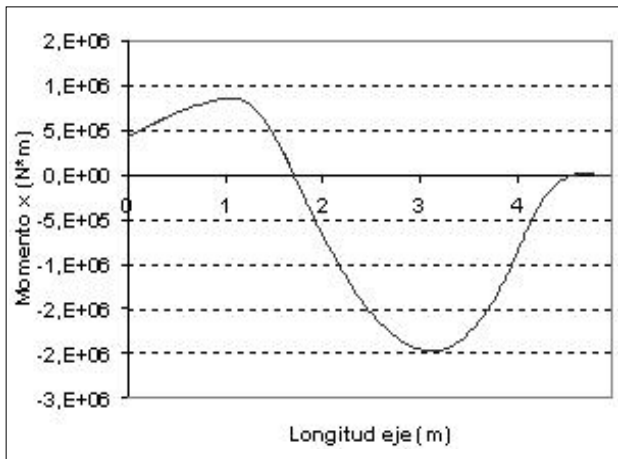


Figura 6. Momento flector en el plano ZY del eje.

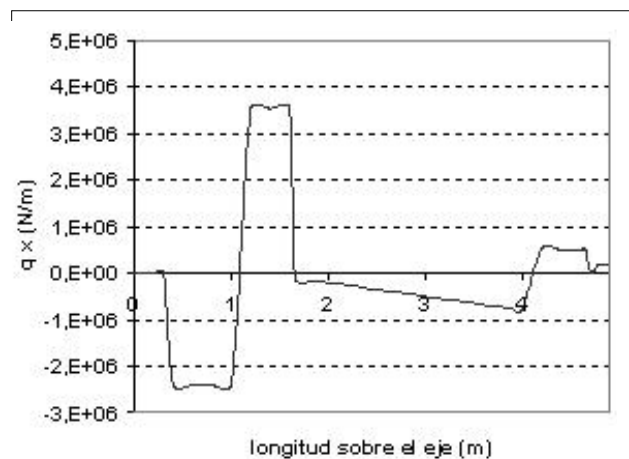


Figura 7. Fuerzas distribuidas sobre el eje en el plano XY

do las expresiones de von Mises. La Figura 11 muestra cómo varía el esfuerzo equivalente a lo largo del eje durante una rotación. Como puede observarse, el punto de

esfuerzo máximo se encuentra en el cambio de sección guijo - maza. Por tanto, se establece este como el punto de interés.

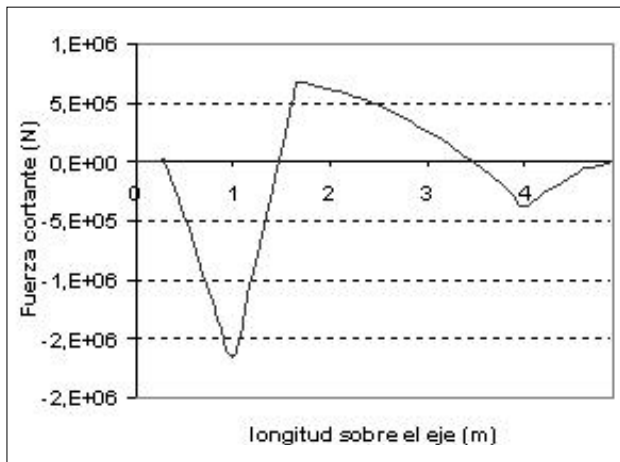


Figura 8. Fuerza cortante en el eje en el plano XY

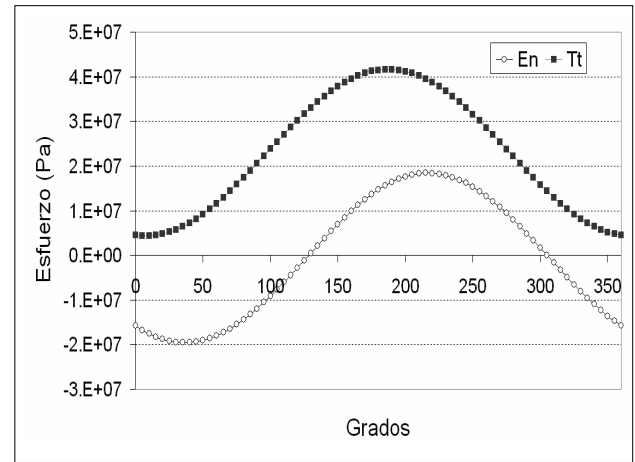


Figura 10. Esfuerzos Normales (En) y Tangenciales (Tt) en el guijo

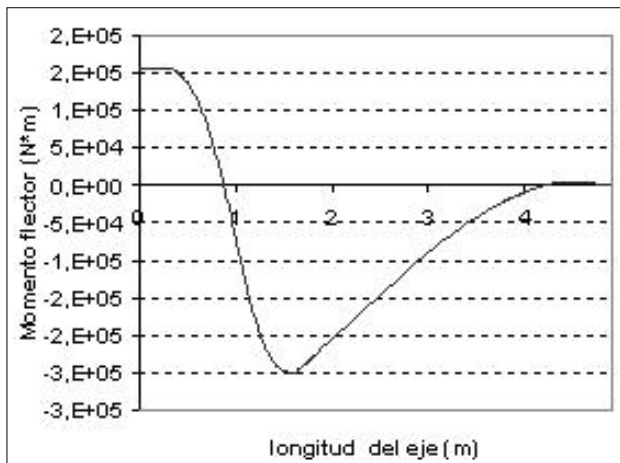


Figura 9. Diagrama de momentos flectores sobre el eje en el plano XY

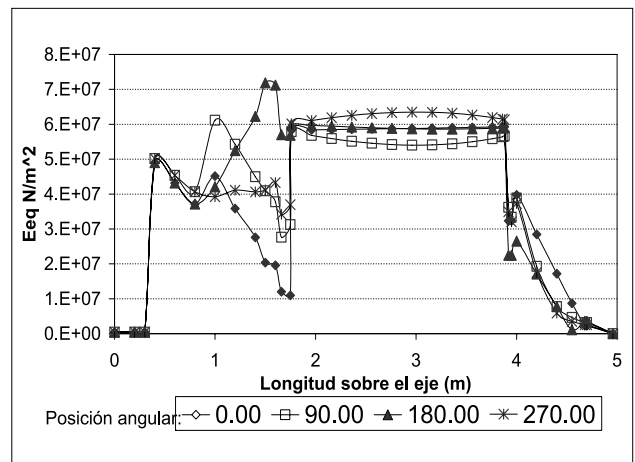


Figura 11. Esfuerzo equivalente en el eje

Tabla 1. Fuerzas internas actuando en el cambio de sección guijo - maza

Estado de Carga	Vz (KN)	Mx (KN*m)	Vx (KN)	Mz (KN*m)	T (KN*m)
No. 1	-2539,2	-250,4	331,9	-336,3	507,5
No. 2	-2526,8	-203,2	367,5	-351,8	543,3
No. 3	-2514,3	-156,3	401,6	-367,0	578,3
No. 4	-2501,4	-108,3	435,3	-382,3	613,7
No. 5	-3492,2	-2414,5	762,1	-364,7	731,2

Tamaños de grieta críticos y permisibles

Existen dos modelos de grieta que concuerdan con las observaciones experimentales: la semiéptica superficial y la circular. En una sección dada del eje pueden surgir una o varias grietas semiépticas superficiales, las cuales al crecer dan lugar al surgimiento de una circular cuando sus bordes hacen contacto. Además, puede surgir y propagarse una grieta circular de existir un defecto periférico en la superficie del eje, como por ejemplo, el rayado provocado por defectos de maquinado o por un cuerpo extraño en el cojinete.

Grieta semiéptica superficial

El factor de intensidad de esfuerzos (K_I) para el caso de un eje con grieta semiéptica superficial sometido a flexión se halla por (Murakami, 1992):

$$K_{I(\varphi)} = F_{I(a/D)} \cdot \sigma_{N(\varphi)} \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \quad (1)$$

Donde F_I es el factor geométrico para el modo I de carga y a es la profundidad de la fisura. El esfuerzo tangencial radial propicia el deslizamiento de las superficies creadas por la grieta en dirección transversal a su vértice, por lo que provoca el modo de carga II. El factor de intensidad de esfuerzos para este modo de carga es encontrado por la expresión

$$K_{II(\varphi)} = F_{II(a/D)} \cdot \tau_{r(\varphi)} \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \quad (2)$$

Mientras que el esfuerzo tangencial circular induce deslizamiento en la dirección del vértice de la grieta, provocando el modo III de carga, cuyo factor de intensidad de esfuerzos es obtenido a través de la expresión

$$K_{III(\varphi)} = F_{III(a/D)} \cdot \tau_{t(\varphi)} \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \quad (3)$$

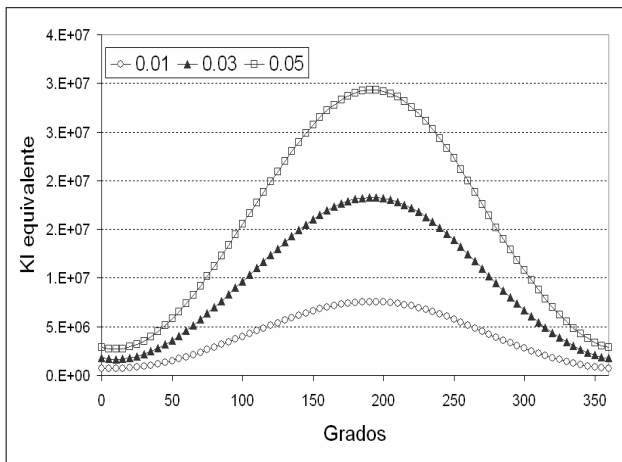


Figura 12. Factor de intensificación del esfuerzo modo I equivalente para una fisura semiéptica superficial

Se calculó el factor de intensificación de esfuerzo equivalente en modo I, usando el criterio de la energía de deformación liberada para el estado de deformación plana:

$$K_{eq} = \sqrt{K_I^2 + K_{II}^2 + \frac{1}{1-\mu_s} \cdot K_{III}^2} \quad (4)$$

Donde μ_s es el módulo de Poisson. La gráfica del K_I equivalente puede ser observada en la Figura 12, donde se grafica el factor de concentración del esfuerzo equivalente para diferentes profundidades de fisura.

Haciendo uso de la ecuación de K_I equivalente e igualándola a la tenacidad de fractura del acero SAE 1045 ($K_{Ic} = 88 \text{ MPa m}^{1/2}$) fue determinada la profundidad crítica de una fisura semiéptica. Para el caso del eje de maza superior del molino 1 del Ingenio Manuelita S.A., fue de 80mm. En la Figura 13 puede observarse el comportamiento del factor de seguridad para un eje con fisura semiéptica.

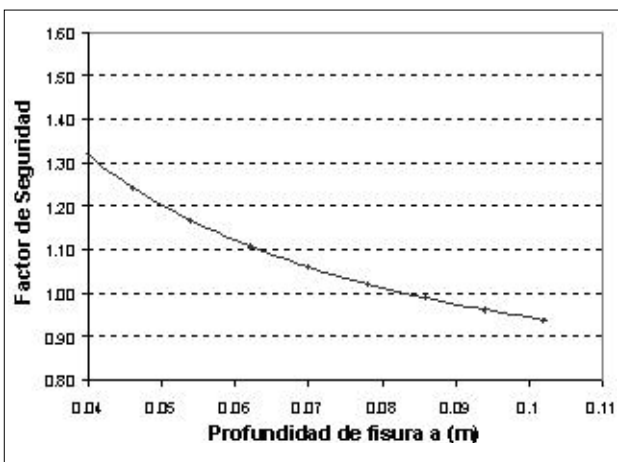


Figura 13. Factor de seguridad para un eje de maza superior con una fisura semiéptica en el cambio de sección guijo maza

Grieta circular

Otro tipo de grieta encontrada en ejes de molino de caña es la circular; los modos de carga presentes en el

vértice de este tipo de grieta para el estado de esfuerzos planteado son el I y el III, para una fisura en el cambio de sección guijo- maza. Para el caso del eje, estos factores de intensidad de esfuerzos se expresan según las ecuaciones:

$$K_{I(\varphi)} = F_I \cdot \sigma_{N(\varphi)} \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \quad (5)$$

$$K_{III(\varphi)} = F_{III} \cdot \tau_{t(\varphi)} \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \quad (6)$$

Una gráfica del K_I equivalente puede observada en la Figura 14 donde se grafica el factor de concentración del esfuerzo equivalente para diferentes profundidades de fisura.

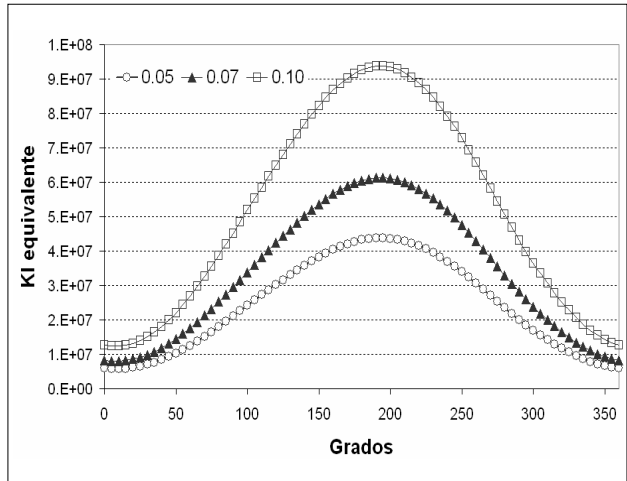


Figura 14. Factor de intensificación del esfuerzo modo I equivalente para una fisura circular

Haciendo uso de la ecuación de K_I equivalente e igualándola al K_{Ic} del material puede ser determinada la profundidad crítica de una fisura circular; para el caso del eje de maza superior del molino 1 del Ingenio Manuelita S.A. es de 40mm. En la Figura 15 puede observarse el comportamiento del factor de seguridad de un eje con fisura circular.

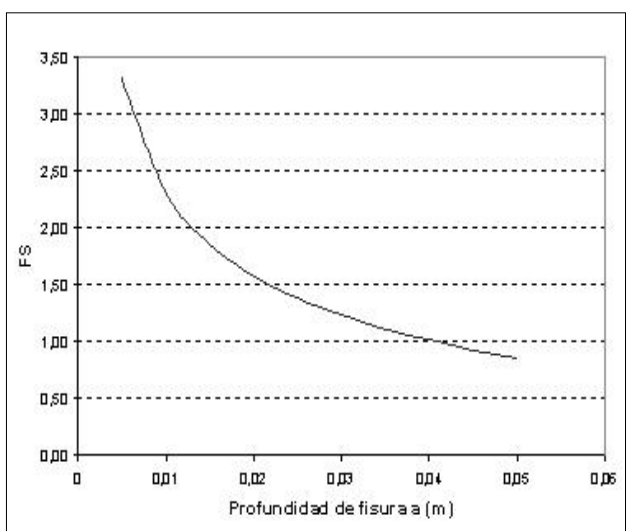


Figura 15. Factor de seguridad para un eje de maza superior con una fisura circular en el cambio de sección guijo maza

Modelo de crecimiento de las grietas circunferenciales

Para modos de carga combinados, el crecimiento subcrítico de la grieta puede ser modelado satisfactoriamente por la ecuación propuesta por Paris, donde da/dN es la proporción de crecimiento de grietas, C y n son constantes del material y ΔK_{eq} es el rango del factor de intensidad de esfuerzos.

$$\frac{da}{dN} = C \cdot (\Delta K_{eq})^n \quad (\text{m/ciclo}) \quad (7)$$

Utilizando el criterio de la energía de deformación liberada puede obtenerse la relación que existe entre cada uno de los factores de intensidad de esfuerzos actuando de forma combinada y el factor de intensidad de esfuerzos equivalente. La razón de crecimiento de la grieta tuvo que ser repetido tantas veces como niveles de carga existen, es decir, desde $j = 1$ hasta 5, y la expresión de Paris reescrita como:

$$\overline{\Delta K}_{eq} = \left[\frac{\sum_{i=1}^{N_b} (\Delta K_{eq i})^n}{N_b} \right]^{\frac{1}{n}} = \left[\sum_{j=1}^5 n_j \cdot (\Delta K_{eq j})^n \right]^{\frac{1}{n}} \quad (8)$$

Donde:

$\overline{\Delta K}_{eq}$: Rango del factor de intensidad de esfuerzos equivalente que causa la misma razón de crecimiento de la grieta que la historia de esfuerzos variables para el mismo número de ciclos ($MPa \cdot m^{1/2}$).

$\Delta K_{eq j}$: Rango del factor de intensidad de esfuerzos equivalente para la historia de esfuerzos variables j ($MPa \cdot m^{1/2}$).

n_j : Fracción de tiempo respecto a la unidad en que está presente el estado de carga j .

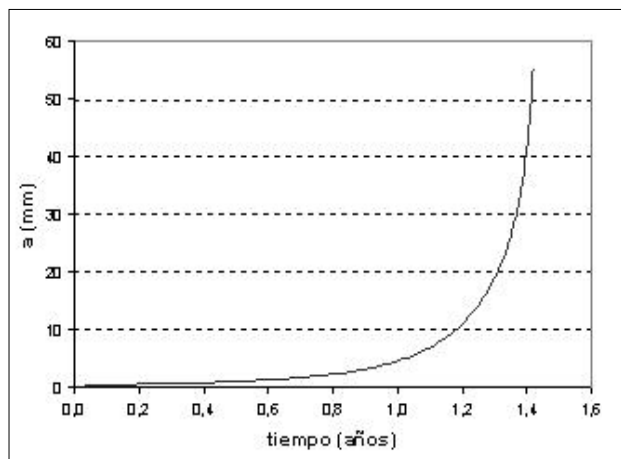


Figura 16. Crecimiento subcrítico de una fisura en el cambio de sección del eje

El factor de intensidad de esfuerzos equivalente alcanza valores máximos y mínimos en este caso para las posiciones angulares del eje, de 195 y 0 para el estado de carga estudiado. El rango de variación del factor de intensidad de esfuerzos para la historia de carga j es encontrado por la ecuación de Paris.

En la Figura 16 se muestra el crecimiento subcrítico de la grieta circunferencial superficial para el eje superior del molino No. 1 del tándem No. 2 del Ingenio Manuelita S.A. El tamaño inicial de la grieta elegido es igual a 0,001 mm; sin embargo, la razón de propagación es poco sensible al valor inicial del defecto.

Intervalo de tiempo entre inspecciones de los ejes

Se debe garantizar que la grieta será detectada antes de que alcance el tamaño máximo permisible. Si se designa al período de tiempo desde que surge la grieta hasta que esta alcanza un tamaño detectable por las técnicas de ultrasonido como t_d , y como t_p el tiempo para el cual la grieta alcanza un tamaño máximo permisible; entonces, se deberá realizar al menos una inspección en el intervalo $t_d < t < t_p$ si se quiere que la falla sea detectada antes de que alcance una magnitud crítica. Afortunadamente el tiempo requerido para el crecimiento de la grieta desde su tamaño detectable hasta el tamaño máximo permisible es independiente del tamaño inicial de la grieta a_0 , el cual en la práctica es desconocido, por lo que se diseñó un programa basado en un intervalo de tiempo máximo permisible entre inspecciones.

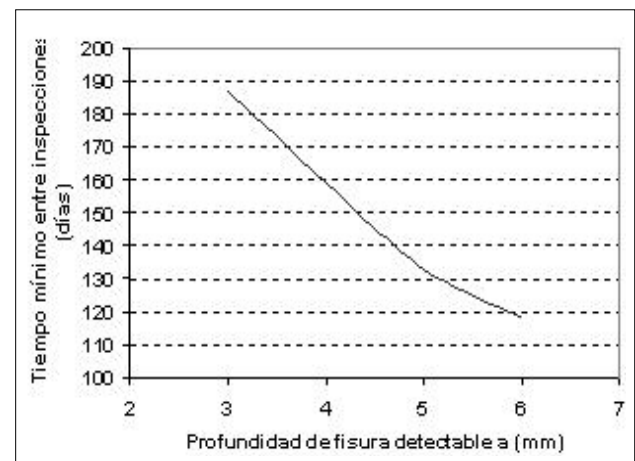


Figura 17. Tiempo entre inspecciones vs profundidad de fisura detectable

La determinación del período de tiempo entre inspecciones requiere no solamente el establecimiento de un tamaño de grieta máximo permisible, sino también de un tamaño mínimo detectable de grieta. Este último está definido por la tecnología de detección utilizada, la facilidad de acceso al lugar que se necesita inspeccionar y la calificación y experiencia del personal a cargo de la operación. Es importante aclarar que se entiende por profun-

idad mínima detectable a la profundidad de fisura que nunca sería pasada por alto en una inspección. El tiempo entre inspecciones es fuertemente dependiente de este valor, como puede verse en la Figura 17.

Como $\overline{\Delta K}$ aumenta con la longitud de la grieta, y como da/dN depende de ella, la razón de crecimiento de la grieta se acelera con el incremento de la dimensión del defecto. Esta situación obliga a utilizar un procedimiento de integración para poder conocer el tiempo que tarda el crecimiento de la grieta. Para obtener dicho intervalo, la ecuación de Paris para el estado de carga equivalente es reescrita como:

$$\Delta t_{max} = \frac{1}{1440 \cdot n_s \cdot C} \int_{a_d}^{a_p} \frac{da}{(\overline{\Delta K}_{eq})^n} \quad (9)$$

Donde:

a_d : Tamaño mínimo detectable de la grieta (m).

a_p : Tamaño máximo permisible de la grieta (m).

Δt_{max} : Intervalo entre inspección máximo permisible (días).

Un diseño de inspección adecuado es aquel donde no se tengan que llevar a cabo inspecciones muy frecuentes. Si la probabilidad de hallar una grieta de tamaño no menor que la mínima detectable seleccionada es alta, bastará con una inspección cada un intervalo de tiempo igual a Δt_{max} . Para el eje de maza superior fue calculado como 159 días, usando como profundidad mínima detectable 4mm. La ecuación anterior puede además ser empleada para el cálculo de la vida remanente de ejes de molino. Si una grieta de tamaño a_w es detectada en el eje durante una inspección, la vida remanente podrá conocerse cambiando el límite de integración inferior por este tamaño. Esto resulta muy útil, ya que se pueden reemplazar estos elementos en el momento más ventajoso desde el punto de vista productivo, evitando paradas innecesarias y costosas.

Conocer la vida remanente de un eje puede ser de gran utilidad, porque puede utilizarse el criterio de "elemento con grieta en operación" cuando no se cuenta con un eje de repuesto en ese momento o su reemplazo inmediato puede perjudicar el proceso de producción. Además, la presencia de grietas no significa categóricamente la condición de no apto para explotación o la de falla instantánea. De hecho un eje agrietado bajo condiciones de cargas controladas puede emplearse satisfactoriamente durante largos períodos de tiempo.

Cuando a_p es sustancialmente mayor que a_i y n tiene valor alrededor de tres o mayor, el tamaño inicial de la grieta es el que domina el resultado de la ecuación, siendo insensible este último al valor de a_p . Este comportamiento puede ser observado en la Figura 18 en

donde se grafica el tiempo entre inspecciones calculado para diferentes profundidades críticas de fisura. Este hecho se explica debido a que gran parte del tiempo que consume la grieta para su crecimiento es cuando posee dimensiones pequeñas.

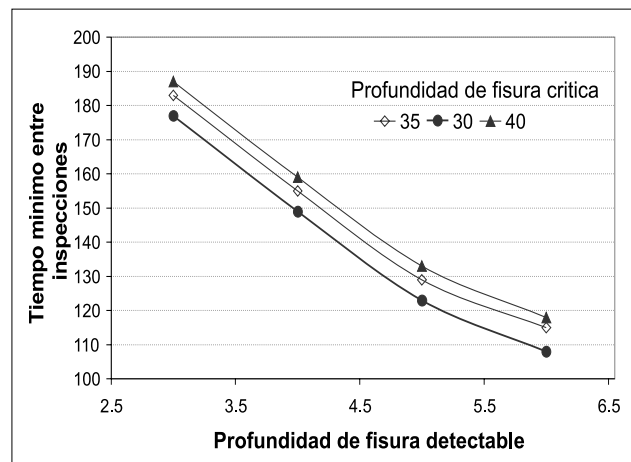


Figura 18. Tiempo entre inspecciones vs. profundidad de fisura detectable

Conclusiones

Se encontró el máximo esfuerzo en el cambio de sección guijo-maza del lado de entrada de potencia, donde se encuentra el 25% de las fallas reportadas.

El tamaño crítico para una fisura semielíptica superficial en el cambio de sección guijo-maza es de 80mm, mientras que la profundidad crítica de una fisura circunferencial es de 40mm.

Con el objetivo de asegurar la integridad estructural de los ejes, deberán ser inspeccionados cada 159 días de operación en el caso del eje superior del molino 1 del tándem 2 del ingenio Manuelita S.A.

El tiempo entre inspecciones es fuertemente dependiente del tamaño de fisura detectable, este periodo puede ser aumentado hasta en un 18% si se garantiza que toda fisura con profundidad mayor a 3 mm será detectada.

Agradecimientos

El Grupo de Investigación en Mejoramiento Industrial de la Escuela de Ingeniería Mecánica (Universidad del Valle), en el marco del "Proyecto cooperativo agroindustrial para reducir el desgaste en equipos de preparación y molienda" que se lleva a cabo en el Ingenio Manuelita S.A. con la participación de Cenicaña, agradece los aportes del personal de estas organizaciones y el apoyo financiero de Colciencias, que con dinero del BID ha posibilitado este trabajo.

Bibliografía

Anderson, S.I, and Loughran, J.G., Mill roller design and operational stress states, Proc. Aust. Soc., Sugar Cane Technol., 1999.

Broek, D., The practical use of fracture mechanics, Dordrecht: Kluwer, 1989, cop. pp. 211-369.

Carpinteri, A., Elliptical-Arc Surface Cracks in Round Bars, Fatigue Fract, Eng. Mater Struct,, Vol 15 No. 11, 1992.

Carpinteri, A., Shape Cahnge of Surface Cracks in round Bars Under Cyclis axial Loading, Int J Fatigue 15 No 1, 1993, pp. 21-26.

Carpinteri, A., Brighenti, R., and Spagnoli, A. Suface Flaws in Cilindrical Shafts Under Rotary Bending: Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures", 1998.

Lee, H.K., Kim, K.S. and Kim, C.M. Fracture Resistance of Steel Weld Joint Under Fatigue Loading, Engineering Fracture Mechanics 66, 2000, pp. 403-419.

Miner, M. A., Cumulative Damage in Fatigue, Journal of Applied Mechanics, 12, 1945, pp. A159-A164.

Ókamura, H. et al. Square box couplings in cane mill drives, International sugar journal, 1972.

Patil, K.R., Modelling of sugar cane mill, XXIII Congress of ISSCT, 1999.

Reid, M. J., Possible causes of recent roll shaft failures in South African sugar mill, Proceeding of the XX ISSCT Congress, 12-21, Sao Paulo, Brasil, Oct. 1989.

Tanaka, K., Fatigue propagation from an crack inclined to the cyclic tensile axis, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 6, , 1974, pp. 493 - 507.



3

CONGRESO
INTERNACIONAL DE INGENIERÍAS
ELÉCTRICA Y ELECTRÓNICA

Bogotá, Marzo 14 al 17 de 2007

Temáticas:

- Convergencia y servicios de Tx
- Radio y televisión digital
- Redes móviles celulares
- Redes AD-HOC
- Ensayos industriales
- Control, automatización y robótica
- Comercialización e interconexión de energía
- Calidad de energía
- Energías alternativas

Mayor información:

Universidad Nacional de Colombia, Bogotá. Departamento de Ingenierías Eléctrica y Electrónica
Edificio Aulas de Ingeniería (Edificio 453). Oficina 222.

Tel: (57 1) 316 5180 (316 5000 Ext: 14180). Telefax: (57 1) 316 5241 (316 5000 Ext: 14007)

E-mail: depingee_bog@unal.edu.co