

# Análisis de la confiabilidad de los ejes de molino de caña de azúcar

Reliability analysis of the sugar cane mills axes

**JHON SANDRO RIVAS MURILLO**

Estudiante de Maestría en Ingeniería Mecánica Universidad del Valle.  
jrivas@petecuy.univalle.edu.co

**SARA AÍDA RODRÍGUEZ PULECIO**

Ingeniera Mecánica Universidad del Valle.  
sarasaru@petecuy.univalle.edu.co

**JOHN JAIRO CORONADO MARÍN**

Ingeniero Mecánico Corporación Universitaria Autónoma de Occidente, Magíster en Ingeniería Mecánica Universidad de Puerto Rico, profesor de la Escuela de Ingeniería Mecánica, Universidad del Valle (Colombia).  
johncoro@petecuy.univalle.edu.co

Fecha de recepción: septiembre 03 de 2004

Clasificación del artículo: Investigación  
Fecha de aceptación: diciembre 20 de 2004

**Palabras clave:** Ejes de maza, acoples, factor de seguridad, condiciones de operación de molinos, confiabilidad, riesgo de falla.

**Key words:** Joint, security factor, mill operation conditions, reliability, failure risk.

## RESUMEN

Las condiciones de operación de los molinos azucareros hacen que en sus ejes se presenten niveles críticos de esfuerzo y, por consiguiente, alto riesgo de falla. Factores como el desgaste producido en el guijo y el funcionamiento en condiciones tales que el eje superior del molino esté desalineado respecto del eje del reductor de baja aumentan los esfuerzos generados en el escalón interno del guijo, zona que es considerada como crítica. A partir de este estudio se concluye que el factor de seguridad en el escalón interno del guijo y en la transición de sección cuadrada a circular son muy sensibles a las condiciones en que el molino es operado.

## ABSTRACT

The sugar cane mills operation conditions make that their roller shafts develop critic stress conditions and as a consequence, a high failure risk. Factors such as the waste produced in the gravel and the functioning in conditions such that the top roll shaft of the mill is out of alignment with respect to the gear box shaft increase the efforts generated in the internal step of the gravel, this is a critical zone. After this study, it is concluded that the security factor within the internal step of the gravel and in the transition from the square section to the circular one is very sensitive to the conditions in which the mill is operated.

## 1. Introducción

Estudios realizados por la Universidad del Valle y el Ingenio Manuelita S.A. durante el año 1999<sup>1</sup>, apoyados por experiencias anteriores en el Ingenio Pichichí y en el mismo Ingenio Manuelita, arrojaron resultados positivos frente al uso potencial de cascos de maza de acero en lugar de los tradicionales de hierro gris. La decisión de adoptar esta tecnología por parte del Ingenio estuvo apoyada en aspectos como:

- La mayor resistencia mecánica y ductilidad del acero le permitiría utilizar un rayado en los cascos de maza de 35° con paso de 1 1/2", y no de 55° con paso de 1 1/2" o 2", como se venía aplicando. Experimentalmente, se ha encontrado que el rayado fino incrementa la eficiencia de extracción, por aumentar la destrucción de fibras y mejorar la imbibición (Vass, 1999).
- En los cascos de maza, el uso de acero de bajo carbono tipo AISI 1030 mejora las expectativas frente a la soldabilidad del material para el proceso de blindaje con recubrimientos duros, puesto que el acero presenta un mejor comportamiento a la soldadura que el hierro gris.
- La maza de acero está calculada para una vida infinita, esto es, los dientes pueden ser reconstruidos siempre que se presente desgaste en ellos. Cuando su deterioro sea muy alto, pueden ser retirados; el diámetro original es nuevamente alcanzado aplicando soldadura de recargue por arco sumergido (proceso SAW), para después volver a maquinarlos con la forma original.

La adopción de la tecnología así descrita hizo que la importancia de garantizar la durabilidad de los ejes de maza aumentara, puesto que una falla en uno de ellos produciría la pérdida, no solo del eje mismo sino también del casco, cuyo valor supera al del casco similar de hierro gris.

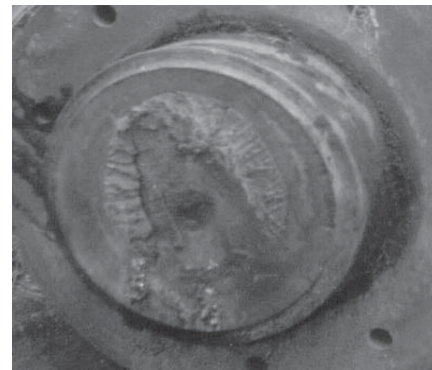
Diferentes estudios han sido orientados a mejorar la comprensión de los fenómenos presentes en el proceso de molienda que afectan la vida de los ejes. Entre ellos se destacan los efectuados para determinar las cargas que sufren los ejes, la búsqueda de

las zonas en las cuales se presentan las fallas más frecuentes y las propuestas de nuevos diseños y de condiciones de operación de los molinos que pretenden garantizar un buen funcionamiento reduciendo la velocidad de desgaste y los niveles de esfuerzos en las zonas críticas de los ejes. También se han realizado trabajos tendientes a definir procedimientos para que los ejes con problemas continúen en servicio y a aplicar la teoría de la mecánica de fractura para predecir la aparición de fisuras, su velocidad de propagación y, por tanto, la vida remanente de los ejes.

En la mayoría de los casos, la falla de los ejes de maza se encuentra asociada con un proceso de fatiga en el que se destaca la iniciación de una fisura en una zona donde se presentan simultáneamente un alto nivel de esfuerzos y alguna característica que los intensifica (concentradores de esfuerzo).

Después de la iniciación de las fisuras se presenta un período de propagación de estas, ocasionado por la concentración de esfuerzos que se produce en la zona frente al vértice de la grieta y por el cambio alternante del esfuerzo aplicado al eje. Este período se denomina de "propagación subcrítica", ya que no se requiere que se alcance el esfuerzo último ( $S_u$ ) en toda la sección del eje, sino que con bajos esfuerzos aplicados el efecto concentrador del vértice de la fisura es suficiente para que en su vecindad se alcance el esfuerzo de ruptura y se produzca propagación de la fisura.

**Figura 1.** Superficie típica de falla por fatiga



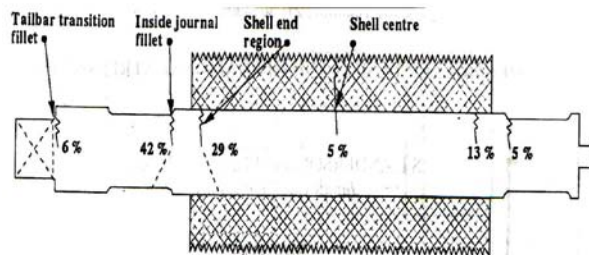
<sup>1</sup> Contrato entre la Escuela de Ingeniería Mecánica de la Universidad del Valle y el Ingenio Manuelita S.A., Cali (Colombia).

Finalmente, se presenta una falla rápida causada porque la sección del eje ha sido reducida por la propagación subcrítica de la fisura y la sección ya no puede soportar el esfuerzo aplicado. Esta parte del proceso de falla tiene como característica principal la presencia de una superficie de fractura frágil a pesar de tratarse de un material dúctil. La figura 1 presenta las zonas características de una falla por fatiga.

Cullen (1968) midió los esfuerzos en algunas zonas de ejes de maza superior utilizando *strain gauges* y los comparó con cálculos teóricos; determinó que la zona crítica del eje era el paso desde el guijo, en el lado de entrada de potencia hacia la maza, y concluyó que la desalineación entre el eje superior y el eje de salida del reductor de baja, producido por la flotación del eje, aumenta en forma significativa el esfuerzo de flexión.

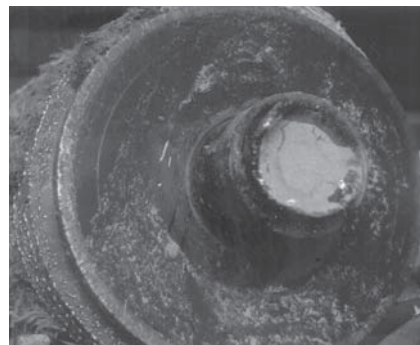
La consideración del escalón entre el guijo del lado de entrada de potencia y el casco de maza como zona más crítica del eje ha sido apoyada por Reid (1988) y Anderson y Loughran (1999), quienes reportan que el 42% de las fallas de los ejes se presentan en esa zona; el porcentaje de fallas para otras zonas del eje es presentado en la figura 2. La incidencia de la falla en el escalón del guijo en los ingenios azucareros colombianos parece ser mayor, de acuerdo con lo reportado por Gómez y Aguilar (1989); de ocho eventos de falla analizados por ellos, todos se presentaron en la zona crítica. Adicionalmente, Reid (1988) reporta que el 66% de las fallas en ejes molino se presentan en ejes de maza superior.

**Figura 2.** Porcentaje de incidencia de fallas en ejes reportado por Anderson y Loughram (1999)



Las investigaciones reportadas han tratado la determinación del estado de esfuerzos en los ejes, la propagación de fisuras y la estimación de la vida residual, pero no han presentado estrategias efectivas y confiables para abordar el tratamiento del problema de aparición de una fisura en un eje. Esto hace pensar que, ante la presencia de este tipo de falla, la directriz es bajar el eje del molino u operar por determinado número de horas en una maza inferior y luego darlo de baja. Ponce de León (1992) presenta una metodología que consiste en mecanizar la zona de la fisura hasta encontrar el frente de grieta; dejando una entalla redondeada, el eje podría continuar en servicio. Esta estrategia para enfrentar la presencia de fisuras es aplicada a ejes en todas las posiciones del molino, con la salvedad de que la profundidad máxima admisible de la entalla (profundidad máxima de la fisura recuperable) varía de una posición a otra; no se presentan consideraciones sobre la reducción de la zona de apoyo y la sección transversal del guijo.

**Figura 3.** Eje fracturado tras pocas horas de operación con una gran zona superficie de fractura frágil.



Cuando se presentan desgastes excesivos y pequeñas fisuras, la práctica habitual es aplicar soldadura de recargue y regresar el eje a sus dimensiones nominales; esto trae consigo problemas tecnológicos relacionados con la definición del material de aporte, procedimiento de recuperación y las propiedades del material depositado y de la zona afectada térmicamente. La aplicación inadecuada de soldadura sobre aceros típicos de ejes como AISI 1045 y AISI 4140 genera condiciones de baja confiabilidad (Gómez y Aguilar, 1989).

Un aspecto poco considerado en la literatura especializada es el comportamiento en servicio de ejes altamente cargados que han sido recuperados por soldadura. La figura 3 muestra la fractura frágil de un eje de cuarta maza con baja propagación que había sido sometido a soldadura en la superficie. La relativamente baja soldabilidad de los aceros de maquinaria empleados en los ejes (AISI 1045, AISI 4140, AISI 4340) impone el desarrollo y empleo riguroso de procedimientos que incluyen la adecuada selección de variables operacionales del proceso de soldadura y ciclos térmicos de pre y poscalentamiento. La figura 4 presenta un caso (eje superior de molino de 84” con guijo de 22”) en el que la ausencia de estos requerimientos termina en la pérdida del eje y su casco.

**Figura 4.** Eje con cordones de soldadura longitudinales revelados por corrosión y con una fisura en el escalón del guijo



En este trabajo se realiza un estudio de los factores que afectan la vida de los ejes superiores de molino azucarero, con el objetivo de determinar su grado de influencia y de discernir cuáles de ellos deben ser controlados cuando se pretende extender la vida de los ejes a través de la recuperación por soldadura.

## 2. Metodología

Un modelo simplificado para el análisis de los ejes superiores de molino azucarero consiste en considerar el extremo de entrada de potencia como una viga empotrada en la zona donde empieza el casco de maza; esto permite estudiar los efectos que producen las cargas en el cambio de sección de cuadrado a circular, y en el escalón interno del guijo. Se consideran como cargas externas la fracción del torque que es consumida por el eje superior y la presión aplicada por el cilindro hidráulico. Este modelo fue aplicado a casos que representan las condiciones de operación de algunos de los molinos de la región del Valle del Cauca (Colombia). Las condiciones de operación de los casos analizados se presentan en la tabla 1 de la siguiente página .

El modelo se usó para determinar cómo varía el factor de seguridad a fatiga de frente a:

- El uso de diferentes radios de acuerdo con el escalón interno del guijo y el cambio de sección de cuadrado a circular.
- El desplazamiento que sufre el punto de acción de la carga resultante del cilindro hidráulico debido al desgaste del eje y el bronce.

Se planteó un segundo modelo, considerando la influencia de la carga de las coronas y las cargas y momento inducidos por el desalineamiento del entredós, para observar cómo cambia el factor de seguridad con respecto al determinado por el modelo simplificado.

**Tabla 1.** Características de los casos analizados

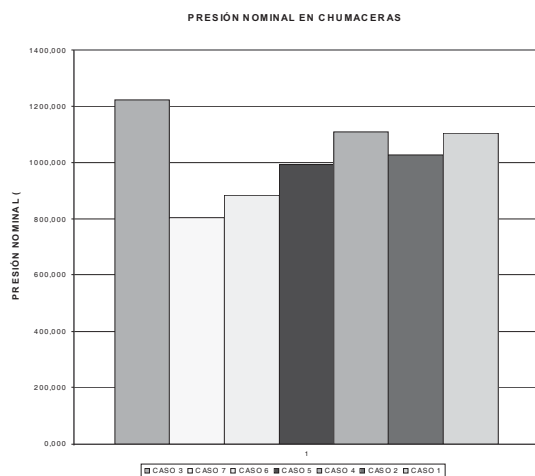
| Ingenio  | Caso 1 | Caso 2 | Caso 3 | Caso 4 | Caso 5 | Caso 6 | Caso 7 | Caso 8 |
|--|--------|--------|--------|--------|--------|--------|--------|--------|
| Potencia [HP]  | 1.200  | 1.000  | 1.000  | 300    | 1.200  | 750    | 1.000  | 150    |
| Velocidad angular [rpm]  | 6,3    | 6,5    | 4,0    | 6,0    | 4,0    | 5,5    | 5,0    | 6,0    |
| Longitud de maza [in]  | 84     | 78     | 84     | 48     | 72     | 72     | 84     | 36     |
| Material (SAE)   | 4.140  | 1.045  | 1.045  | 1.045  | 1.045  | 1.045  | 1.045  | 1.045  |
| Cara del cubo de entrada de potencia [in]                      | 18     | 14,5   | 16,750 | 10,75  | 15     | 15     | 18     | 8,5    |
| Diámetro del guijo [in]  | 20     | 18     | 19     | 13     | 18     | 18     | 22     | 10     |
| Diámetro mayor del escalón [in]                                | 24     | 20,874 | 21     | 15     | 19,625 | 21,625 | 24     | 12     |
| Radio del concentrador en el guijo $r$ [in]                    | 5      | 2      | 5      | 0,875  | 0,75   | 3,5    | 1,25   | 5      |
| Longitud del guijo [in]  | 24     | 26,750 | 25,938 | 15     | 22,125 | 25     | 28     | 13     |
| Presión en los cilindros oleoneumáticos [lb/pul <sup>2</sup> ] | 3.000  | 2.800  | 3.000  | 2.500  | 3.500  | 3.000  | 2.800  | 2.500  |
| Diámetro del cilindro oleoneumático [in]                       | 15     | 15     | 16     | 10,5   | 12     | 13     | 15     | 11     |

### 3. Resultados

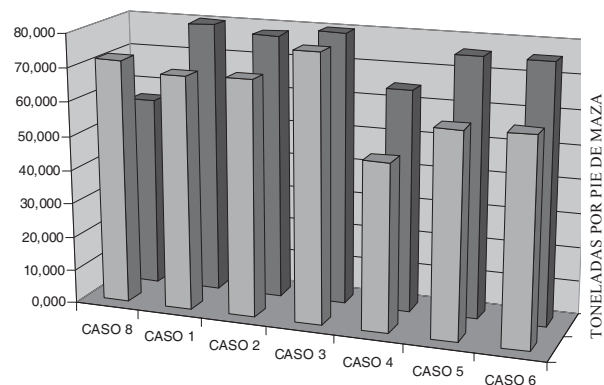
Para cada caso, las figuras 5 y 6 presentan la presión nominal aplicada a las chumaceras superiores y la carga aplicada (medida en toneladas/pie de maza), frente a la recomendada por el fabricante de mo-

linos Farrel. Se observa que todos los casos analizados operan con una carga cercana a la recomendada, a excepción del caso 8, que corresponde a un molino sobreesforzado.

**Figura 5.** Presión nominal aplicada en chumaceras superiores



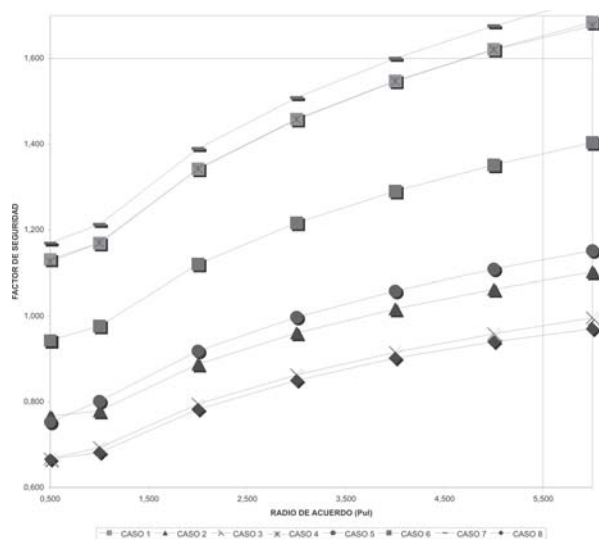
**Figura 6.** Carga aplicada al molino versus carga recomendada



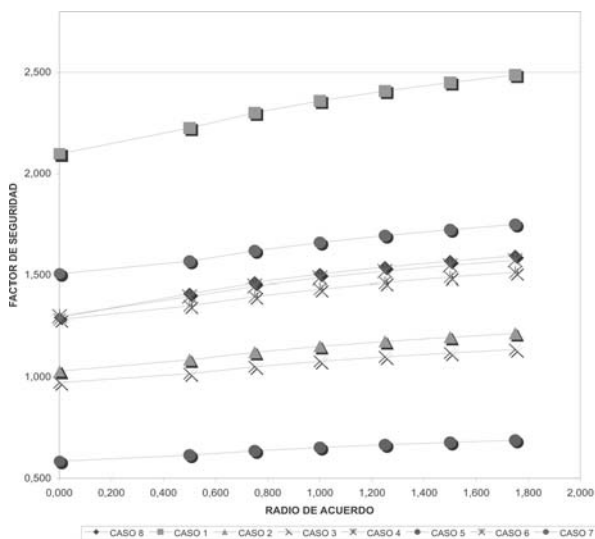
En las figuras 7 y 8 se presentan los cambios del factor de seguridad para diferentes radios, de acuerdo con el escalón del guijo y el cambio de cuadrado a circular, aplicando la fuerza del cilindro hidráulico en el centro del guijo. En todos los casos, se observa que el factor de seguridad aumenta cuando crece el radio correspondiente; se encontró que el factor de

seguridad en el escalón interno del guijo puede ser incrementado un 53% al aumentar el radio de acuerdo correspondiente, de 0,5” a 6”. Asimismo, el factor de seguridad en el cambio de sección de cuadrado a circular puede incrementarse un 36% al cambiar el radio de acuerdo de 0,001” a 1,75”.

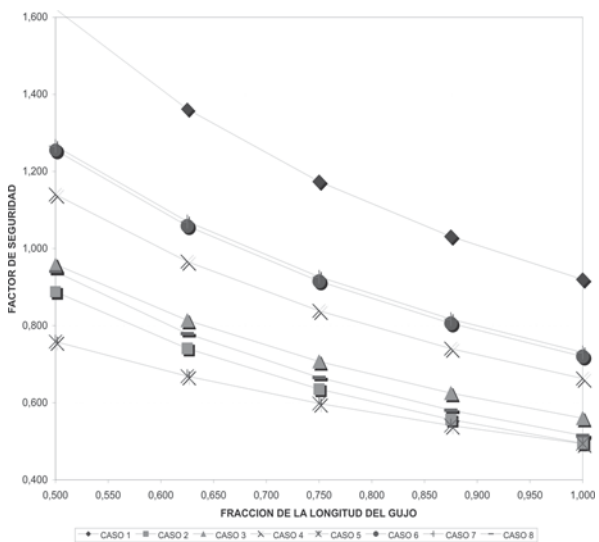
**Figura 7.** Factor de seguridad para distintos valores del radio de acuerdo del escalón guijo-maza



**Figura 8.** Factor de seguridad para distintos valores del radio de acuerdo del cambio de sección cuadrada a circular



**Figura 9.** Factor de seguridad *versus* punto de aplicación de la carga del cilindro hidráulico expresado como fracción de la longitud del guijo

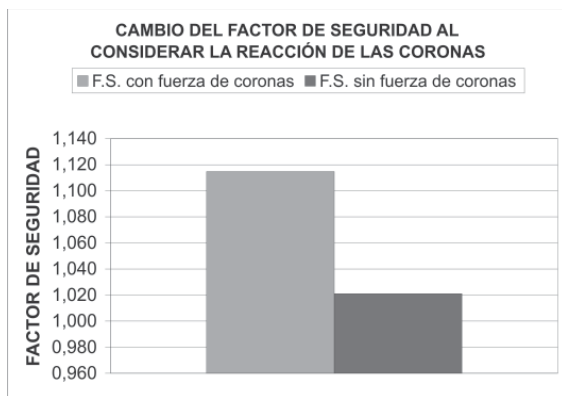


La figura 9 muestra el cambio del factor de seguridad en el escalón interno del guijo ante el desplazamiento del punto de aplicación de la carga del cilindro hidráulico con el radio de acuerdo actual. Este análisis es importante puesto que el desgaste de los ejes es mayor hacia el lado de la maza; esta circunstancia desplaza el punto de aplicación de la fuerza hacia la corona cuando no hay asentamiento entre el eje desgastado y la caja superior nueva, lo cual aumenta el momento flector en el eje. En una condición crítica, se observa que el factor de seguridad se reduce hasta un 58% al desplazar el punto de aplicación de la fuerza hasta el extremo del guijo.

### 3.1. Efecto de la reacción inducida por las coronas

La figura 10 muestra el cambio del factor de seguridad en el escalón del guijo cuando se considera la fuerza de reacción que se produce en las coronas y que es transmitida al eje, para las condiciones de operación del caso 3; la disminución en el factor de seguridad es del 8,4%. El efecto causado por las coronas no puede ser reducido por medios prácticos, ya que su acción está ligada a la transmisión de torque necesaria para el funcionamiento del molino y a la geometría del diente de la corona.

**Figura 10.** Cambio en el factor de seguridad hallado con el modelo simplificado al incluir la fuerza ejercida por las coronas sobre el eje



### 3.2. Efecto de las cargas inducidas por desalineamiento del entredós

Okamura *et al.* (1972) estudiaron las fuerzas generadas en el eje a causa del desalineamiento entre el eje de salida del reductor de baja y el eje de la maza superior del molino, cuando este último flota igual en ambos extremos; ellos desarrollaron expresiones que permiten calcular las fuerzas y momentos que se generan por este hecho.

En la Universidad del Valle (Colombia) también se estudió este tema. Castaño (2001) concluyó que cuando el eje está inclinado positivamente un grado, desde el lado de la corona hacia el lado libre, las cargas se incrementan así: fuerza radial 13%

para  $\lambda = 0$ , y 31,5% para  $\lambda = 0,84$ ; momento 20% para  $\lambda = 0$  y 27%  $\lambda = 0,84$ , en donde:

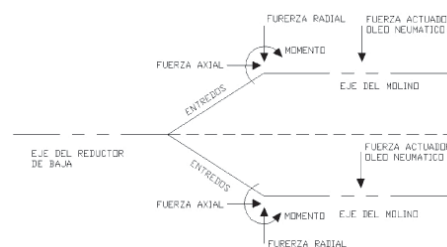
$$\lambda = \arcsen \frac{\text{distancia vertical entre centros de ejes de molino y reductor}}{\text{longitud entredós}} \quad (1)$$

El montaje de los molinos debe ser realizado de tal forma que, cuando este se encuentre a plena carga, el eje del reductor de baja y el de la maza superior estén alineados, así se evita que se produzcan fuerzas y momento flector en los ejes del molino y del reductor. Si esta condición no es aplicada y el molino funciona por debajo del eje del reductor (figura 11), el momento flector y la fuerza vertical que actúan en el extremo del eje disminuyen el efecto del momento flector generado por la acción del cilindro hidráulico. Adicionalmente, esta forma de operación consume una menor cantidad de potencia. La figura 12 muestra el cambio del factor de seguridad para esta situación; su valor se incrementa de 0,959 en el modelo simplificado a 3,48 en el guijo; en el cambio de sección, el factor de seguridad disminuye de 1,07 a 0,53.

Cuando el molino funciona con el eje superior por encima del eje del reductor (figura 11), el momento generado por la acción del cilindro hidráulico es aumentado debido al generado por la fuerza vertical y el momento ocasionado por el acople. La figura 12 muestra el cambio que sufre el factor de seguridad ante esta situación; se observa que se reduce de 0,959 a 0,493 en el escalón interno del guijo. En el cambio de sección cuadrada a circular, el factor de seguridad disminuye de 1,07 a 0,42.

La variación en la magnitud del torque consumido por el molino se determina a partir de su factor de servicio, que es habitualmente de 1,2.

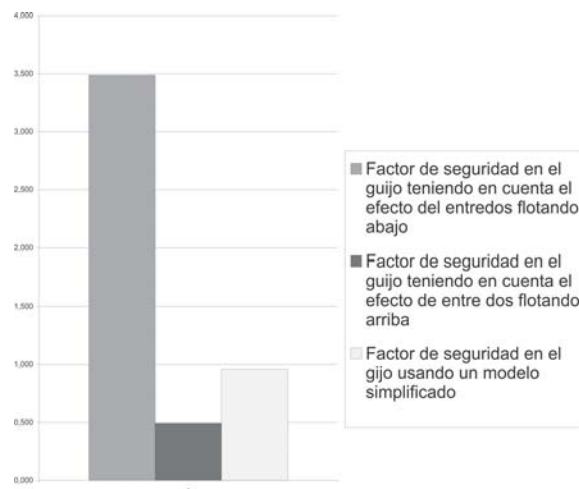
**Figura 11.** Posiciones extremas de funcionamiento del eje



Las condiciones de operación de los molinos hacen que su flotación no sea paralela. En la tabla 2 se presenta un registro de flotación de uno de los casos estudiados; en ella se observa que el molino tres tiene una flotación desigual, con un promedio de

0,229” en el lado corona y 0,956” en el lado libre, con una inclinación de 0,353°. Para esta condición, las cargas se incrementarían así: 13%, la fuerza radial y 20%, el momento flector, generando un estado más crítico de esfuerzos (Castaño, 2001)

**Figura 12.** Cambio en el factor de seguridad por el desalineamiento entre los ejes del reductor y la maza superior



**Tabla 2.** Registro de flotación en mm de uno de los casos estudiados

|          |                       | 1   | 2   | 3   | 4   | 5   | 6   | 7   | 8   | 9   | 10  | 11  | 12     |        |
|----------|-----------------------|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|--------|--------|
| MOLINO 1 | Flotación lado libre  | 3   | 2,4 | 3   | 2,7 | 3,2 | 3,1 | 3,1 | 3,2 | 3,3 | 3,2 | 3,2 | 3,036  | 0,036° |
|          | Flotación lado corona | 1,2 | 1,1 | 1,2 | 1,1 | 1,1 | 1,1 | 1,1 | 1,1 | 1,2 | 1,2 | 1,1 | 1,136  |        |
| MOLINO 3 | Flotación lado libre  | 25  | 24  | 24  | 24  | 24  | 24  | 24  | 24  | 25  | 24  | 25  | 24,291 | 0,353° |
|          | Flotación lado corona | 6   | 5,4 | 6,1 | 6   | 5,7 | 5,1 | 5,6 | 5,8 | 6,3 | 5,7 | 6,2 | 5,809  |        |
| MOLINO 4 | Flotación lado libre  | 7,1 | 6,3 | 7   | 7,1 | 6,8 | 6,7 | 6,7 | 6,6 | 7,1 | 7   | 7,1 | 6,864  | 0,087° |
|          | Flotación lado corona | 5   | 3,4 | 3,4 | 1,7 | 1,6 | 1,3 | 1,3 | 1,3 | 2,1 | 2,1 | 2,1 | 2,300  |        |
| MOLINO 5 | Flotación lado libre  | 18  | 16  | 9,5 | 14  | 13  | 7,9 | 13  | 11  | 10  | 12  | 15  | 12,645 | 0,089° |
|          | Flotación lado corona | 0   | 0   | 0   | 13  | 11  | 12  | 13  | 13  | 13  | 12  | 1,2 | 7,991  |        |
| MOLINO 6 | Flotación lado libre  | 3,4 | 3,1 | 3,3 | 3,4 | 3,3 | 3,3 | 3,3 | 3,3 | 3,3 | 3,3 | 3,3 | 3,300  | 0,006° |
|          | Flotación lado corona | 3   | 3   | 3   | 3   | 3   | 3   | 3   | 3   | 3   | 3   | 3   | 3,000  |        |

## 4. Conclusiones y recomendaciones

- La variación de las condiciones de operación debida, por ejemplo, a cambios en la tasa de molienda, puede generar condiciones distintas a las previstas en el planteamiento de los ajustes, creando situaciones en las cuales el molino

opera con el eje de maza superior no alineado con el eje de salida de la transmisión. Esta situación hace que se produzcan fuerzas y momentos flectores que afectan el estado de esfuerzos del eje. Se recomienda mantener constante la tasa de molienda y un sistema de

nivelación de la caña de azúcar, para que pase de manera más homogénea a través de los molinos.

- La condición de operación en que el eje superior está flotando por debajo del eje del reductor de baja aumenta el factor de seguridad en la zona del guijo, porque el momento y la fuerza radial generadas en el acople producen una acción opuesta a la carga del cilindro hidráulico. Esta situación es desfavorable; el bajo nivel de flotación del eje se debe a un mal control de la tasa de fibra que pasa a través del molino, lo cual genera problemas en el proceso completo de molienda.
- La operación de los molinos, con niveles de flotación que hagan que el eje superior esté por encima del eje del reductor de baja, debe ser evitada, ya que los esfuerzos producidos por la acción combinada de la fuerza del cilindro hidráulico, la fuerza radial y el momento generados en el entre-dós ponen en riesgo la integridad del eje.
- El funcionamiento del molino con su eje superior desalineado frente al eje del reductor de baja disminuyen el factor de seguridad en el cambio de sección de cuadrado a circular y, por tanto, se aumenta la probabilidad de falla en esta zona.
- Para disminuir el aumento de los esfuerzos causado por el funcionamiento de los molinos con el eje superior desalineado se debe abordar el diseño de un sistema de acople que no induzca las cargas y momentos adicionales que produce el sistema de acople actual. En este sentido, la Universidad del Valle (Colombia) ha efectuado algunas aproximaciones para el análisis de nuevos sistemas. Se recomienda usar cualquier diseño de acople que alcance niveles de fuerzas y momentos cercanos a los del cardán.
- El uso de un modelo simplificado para predecir los esfuerzos en la zona del escalón interno del guijo es válido, siempre que se considere la disminución del factor de seguridad debida a la

acción de la reacción en las coronas, ya que esta es inherente al diseño de la corona y del molino.

- El uso de radios de acuerdo mayores en las zonas críticas de los ejes aumenta los factores de seguridad y debe ser considerado como estrategia para disminuir el riesgo de falla.
- La disminución del factor de seguridad debida al desplazamiento del punto de aplicación de la carga impuesta por el cilindro hace que deba pensarse en metodologías que disminuyan el desgaste en el guijo. El diseño de chumaceras que incorporen sistemas de sellado es una estrategia que debe abordarse; así se disminuirá el desgaste producido en el eje y con ello los problemas de asentamiento de los bronces e incluso la necesidad de recuperar ejes desgastados por soldadura.
- Las actuales condiciones de operación de los molinos hacen que sus ejes se encuentren en situaciones de esfuerzo críticas. En consecuencia, la intención de aplicar soldadura para extender su vida en servicio requiere de la conformación de un núcleo científico-tecnológico que investigue los efectos causados por la soldadura y disminuya el nivel de incertidumbre con que se afronta este tema. Se recomienda recuperar el eje desgastado usando un procedimiento con precalentamiento, evitar la formación de poros, la penetración de la escoria y, finalmente, realizar un tratamiento térmico para el alivio de tensiones internas.

#### 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 recursos económicos del BID ha posibilitado este trabajo.



---

## Referencias bibliográficas

---

- [1] ANDERSON, S. I. y J. G. LOUGHRAN (1999). *Mill Roller Design and Operational Stress*. Proceedings of the Australian Society of Sugar Cane Technologist, pp. 21, 301-306.
- [2] CASTAÑO, L. F. (2001). *Diseño y construcción de un banco de pruebas para evaluar acoples de alto torque*. Trabajo de grado Universidad del Valle.
- [3] CULLEN, R. N. (1968). *Influences of operating conditions on the stress in a sugar mill roller shaft*. Proceedings of the Queensland Society of Sugar Cane Technologist, pp. 35, 281-287.
- [4] GÓMEZ, A. e Y. AGUILAR (1989). “Estudios sobre fracturas en ejes de maza de molinos azucareros”. *El Hombre y la Máquina*, No. 3. pp. 21-29.
- [5] PONCE, R. (1992). “Estudio de guijos agrietados mediante entalladura”. *Revista Industria Azucarera* 4 (1): 3-14.
- [6] OKAMURA, H.; H. TANAKA y M. TERAQ (1972). *Square box couplings in cane mill drives*, parts. 1 y 2. *International Sugar Journal* 74: 291-293, 323-327.
- [7] REID, M. J. (1988). “Analysis of the causes of recent roll shaft failures in natal sugar mills”. Proceedings of the South African Sugar Technologist Association, junio, pp 74-78.
- [8] VASS, N. (1999). *Experimental and numerical investigation of bagasse compression between grooved surfaces*. Queensland, James Cook University.