

Cavitación en bombas centrífugas en el trasiego de licor producto en la planta de neutralización

Felix Reinier Muñoz Dranguet

fmunoz@mecanica.ismm.edu.cu

Orlando Raul Velázquez Martínez

ovelazquez@mecanica.ismm.edu.cu

Michel Rodríguez Ismar

mrismar@ismm.edu.cu

Universidad de Moa

Resumen: Se abordó el tema del análisis de la cavitación en bombas centrífugas en el trasiego del licor producto utilizando como objeto de estudio una bomba de material carburo de silicio. La evaluación de la instalación industrial de bombeo del licor fue realizada considerando la altura de succión máxima que representa el nivel del líquido en los tanques. Dentro de los principales resultados, se obtuvo la caracterización reológica del fluido, comportándose como un fluido newtoniano, con una viscosidad aparente de 0,002 Pa*s. Se realizó un análisis de la condición de ausencia de cavitación determinándose las alturas netas de succión disponible y requerida NPSHd y NPSHr respectivamente, donde se pudo comprobar que la bomba centrífuga analizada cavita.

Palabras clave: licor neutralizado; fluido newtoniano; reología.

Cavitation in centrifugal pumps in the transfer of product liquor in the neutralization plant

Abstract: The issue of cavitation analysis in centrifugal pumps in the transfer of the product liquor was addressed, using a silicon carbide material pump as the object of study. The evaluation of the industrial liquor pumping installation was carried out considering the maximum suction height that represents the liquid level in the overflow channel of the tanks. Among the main results, the rheological characterization of the fluid was obtained, behaving like a newtonian fluid, with an apparent viscosity of 0,002 Pa*s. An analysis of the condition of absence of cavitation was carried out, determining the net suction heights available and required NPSH d and NPSH r respectively, where it was possible to verify that the pump cavitates.

Key words: neutralized liquor; newtonian fluid; cavitation; rheology.

Introducción

El transporte hidráulico tiene gran importancia en la industria minero metalúrgica. Se realiza a través de sistemas de tuberías y para la regulación del flujo se utilizan turbomáquinas como las bombas, entre ellas las centrífugas. Las mismas constituyen las máquinas hidráulicas más utilizadas en la producción de níquel (Pérez, 2004; Rojas, 2005). En la red de distribución del licor producto en estas empresas, se utilizan bombas centrífugas, que representan un elevado por ciento del total de los equipos instalados en la planta de neutralización, con frecuencia son afectadas por el deterioro de los componentes internos (álabes e impelentes), asociados a cavidades en los mismos.

En investigaciones realizadas con licores obtenidos de procesos metalúrgicos, Reyes *et al.* (2015) demuestran las frecuentes roturas registradas en los manuales de mantenimiento a las bombas, que han sido en su mayoría los daños producidos en los impelentes con un 34 % de las piezas que fueron cambiadas, con un costo del 48 % del destinado para el mantenimiento. Estos fallos en los impelentes han estado ocasionados fundamentalmente por la presencia del fenómeno de cavidades en los álbes, por lo que es frecuente la destrucción de impelentes por el efecto de las propiedades metalúrgicas del fluido.

Según consultas al personal técnico de la planta de neutralización y pruebas realizadas a las bombas centrífugas encargadas del bombeo del licor producto, se demuestra la presencia del fenómeno de la cavitación con picaduras o desprendimiento del material del impelente y de los álbes, como se muestra en la figura 1.



Figura 1. Impelente de la bomba centrífuga de material carburo de silicio.

Teniendo en cuenta los antecedentes bibliográficos con respecto a la transportación de estos fluidos que se manejan a altas temperaturas, se plantea como objetivo en la

investigación, realizar un análisis de la condición de ausencia de cavitación en la bomba en estudio.

Materiales y métodos

Sistema de bombeo del licor producto lixiviado en la planta de neutralización

Las bombas centrífugas utilizadas en el transporte del licor neutralizado tienen como función enviar el licor para la lixiviación. Las características técnicas de la bomba en estudio se muestran en la tabla 1.

Tabla 1. Características técnicas de trabajo de la bomba centrífuga.

Puntos de operación	Valor	Unidad de medida
Temperatura del medio de trabajo	60	(°C)
Densidad del líquido	1100	(Kg/m ³).
Flujo de diseño	568	(m ³ /h)
Altura neta de succión positiva requerida (NPSH) r	5,8	(m)
Tensión de vapor del agua cruda a 63°C	2,37	(mH ₂ O)
Eficiencia	77,4	(%)
Material de la bomba y del impelente	Carburo de silicio (SiCcast)	

Materiales a transportar (licor producto)

Como fluido a transportar se utiliza el licor producto, donde se extrajo una muestra representativa de la línea de descarga de la bomba en estudio. Este fluido proviene directamente de los tanques de almacenamiento con el mínimo porcentaje de sólidos en suspensión. La temperatura de trabajo del licor se comporta entre 63 y 64,5 °C, con un pH de 1,9 demostrando su comportamiento ácido.

Determinación de la densidad del licor producto

Para la determinación de la densidad del licor producto o neutralizado, se efectuaron tres repeticiones de los experimentos. El método empleado es el del picnómetro.

Por medio de una balanza se realizaron las siguientes pesadas:

- 1) Peso del picnómetro vacío: M_1
- 2) Peso del Picnómetro lleno de agua destilada: M_2
- 3) Peso del Picnómetro con el líquido (licor producto): M_3

Para una densidad del agua destilada de 1 g/cm^3 .

La densidad del licor producto se obtiene por la expresión 1:

$$\rho = \frac{M_3 - M_1}{M_2 - M_1} \quad (1)$$

Análisis reológico del licor producto

La prueba reológica del fluido objeto de estudio se realizó en el laboratorio perteneciente a la empresa del CEDINIQ con asistencia de sus técnicos brindando una mayor garantía del ensayo realizado, utilizando el viscosímetro Brookfield DV-II + Pro (Carballo, 2016) con un husillo LV1 62 y baso de precipitado de 400 ml.

El DV-II+Pro puede utilizarse como un viscosímetro Brookfield tradicional para la recogida de datos de viscosidad a una sola velocidad a través de su sencillo teclado; tan sólo es necesario seleccionar el husillo y la velocidad y leer el valor en la pantalla.

Datos del husillo utilizado en la prueba

Los datos fundamentales del husillo que se utilizó en la prueba reológica realizada al licor producto a la temperatura alrededor de $63 \text{ }^\circ\text{C}$ se muestra en la tabla.

Tabla 2. Parámetros del husillo

Parámetros	Valor
Código en pantalla	62
TK	0,09373
SMC	32
SRC	0

La ecuación 2 se utiliza para calcular el esfuerzo cortante en función del gradiente de velocidad y la viscosidad dinámica (Garcell, Díaz & Surís, 2011):

$$\tau = \mu \cdot \left(\frac{d\theta}{dr} \right) \quad (2)$$

Dónde:

μ : Viscosidad dinámica del fluido ($\text{Pa}\cdot\text{s}$)

$\frac{d\theta}{dr}$: Gradiente de velocidad ($1/\text{s}$)

τ : Esfuerzo cortante (Pa).

Con vista a determinar el gradiente de velocidad $\gamma = \left(\frac{d\theta}{dr}\right)$ para fluidos newtonianos, isotérmico y estacionario, se plantea la relación entre el esfuerzo cortante y la velocidad de deformación en coordenadas cilíndricas (r, θ, z) y teniendo en cuenta que el fluido no se mueve en la dirección z (Figura 2), la expresión de la ley de Stokes toma la forma que muestra la ecuación 3.

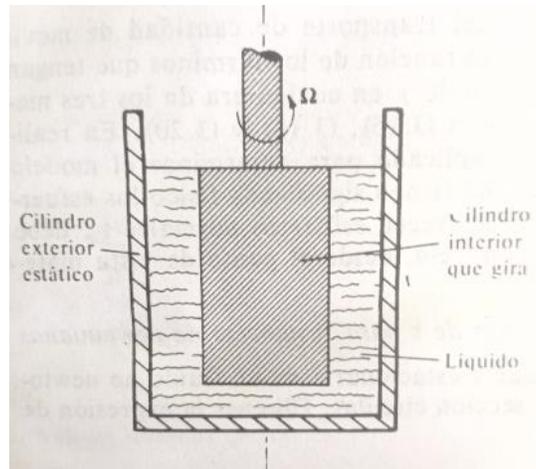


Figura 2. Líquido contenido entre dos cilindros coaxiales con rotación sobre su eje del cilindro interior.

$$\tau = -\mu \left(r \frac{\partial}{\partial r} \left(\frac{v_\theta}{r} \right) + \frac{1}{r} \frac{\partial v_r}{\partial \theta} \right) = -\mu \left(r \frac{\partial}{\partial r} \left(\frac{v_\theta}{r} \right) \right) \tag{3}$$

Ahora planteando la ecuación de continuidad para coordenadas cilíndricas quedaría de la forma, como se muestra en la ecuación 4:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (\rho \cdot r \cdot v_r) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial \theta} (\rho \cdot v_\theta) + \frac{\partial}{\partial z} (\rho \cdot v_z) = 0 \tag{4}$$

Dónde:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} = 0$$

, porque el flujo es estacionario.

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (\rho \cdot r \cdot v_r) = 0$$

, porque v_r no tiene significación física.

$$\frac{\partial}{\partial z} (\rho \cdot v_z) = 0$$

, porque v_z no tiene significación física.

Quedando la ecuación 5:

$$\frac{\partial}{\partial \theta} (\rho \cdot v_{\theta}) = 0 \tag{5}$$

Como la densidad es constante quedaría la ecuación anterior de la forma, ecuación 6:

$$\frac{\partial v_{\theta}}{\partial \theta} = 0 \tag{6}$$

Luego v_{θ} no cambia en la dirección θ , $v_{\theta} = \text{const}$. Por consiguiente, v_{θ} solo es función del radio (r), Dónde r es la dirección en que se transporta la cantidad de movimiento. El perfil de velocidad de un fluido newtoniano puede obtenerse a partir de la ecuación de movimiento expresada en término de esfuerzos o por la ecuación de Navier-Stokes (Garcell, Díaz & Surís, 2011).

Utilizando la ecuación de movimiento (7), expresada en esfuerzos cortantes ya que el fluido se mueve en la dirección θ :

$$\rho \left(\frac{\partial v_{\theta}}{\partial t} + v_r \frac{\partial v_{\theta}}{\partial r} + \frac{v_{\theta}}{r} \frac{\partial v_{\theta}}{\partial \theta} + v_z \frac{\partial v_{\theta}}{\partial z} \right) = -\frac{1}{r} \frac{\partial P}{\partial \theta} - \left(\frac{1}{r^2} \frac{\partial (r^2 \tau_{r\theta})}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial \tau_{\theta\theta}}{\partial \theta} + \frac{\partial \tau_{\theta z}}{\partial z} \right) + \rho \cdot g_{\theta} \tag{7}$$

Dónde:

$$\frac{\partial v_{\theta}}{\partial t} = 0$$

, porque el flujo es estacionario.

$$\rho \cdot g_{\theta} = \rho \cdot g \cdot \cos \alpha = 0$$

, por ser $\alpha = 90^\circ$, lo que significa que la componente g_{θ} de la gravedad es cero.

$$\frac{1}{r} \frac{\partial \tau_{\theta\theta}}{\partial \theta} = 0$$

, porque $\tau_{\theta\theta}$ no tiene significación física, ya que v_{θ} no es función de θ .

$$\frac{\partial \tau_{\theta z}}{\partial z} = 0$$

, porque $\tau_{\theta z}$ no tiene significación física, ya que v_{θ} no es función de z .

$$\frac{1}{r} \frac{\partial P}{\partial \theta} = 0$$

, porque no hay gradientes de presión.

Entonces la ecuación de movimiento queda como se expresa en la ecuación 8:

$$\frac{\partial(r^2\tau_{r\theta})}{\partial r} = 0 \quad (8)$$

Integrando esta ecuación queda la ecuación 9:

$$\tau_{r\theta} = \frac{C_1}{r^2} \quad (9)$$

Despejando la continuación en la ecuación 10:

$$r^2\tau_{r\theta} = C_1 \quad (10)$$

Sustituyendo la ecuación 3 en la ecuación 9 se obtiene la ecuación 11:

$$\frac{C_1}{r^2} = -\mu \cdot r \cdot \frac{\partial(v_\theta/r)}{\partial r} \quad (11)$$

Despejando la integral de la velocidad del ángulo en función del radio queda la ecuación 12:

$$\frac{\partial(v_\theta/r)}{\partial r} = \frac{-C_1}{\mu \cdot r^3} \quad (12)$$

Resolviendo esta integral de la velocidad en función del radio queda la ecuación 13:

$$\frac{v_\theta}{r} = \frac{-C_1}{\mu} \frac{r^{-3+1}}{-2} + C_2 = \frac{C_1}{2\mu \cdot r^2} + C_2 \quad (13)$$

Despejando el radio quedaría la ecuación 13 de la forma 14:

$$v_\theta = \frac{C_1}{2\mu \cdot r} + C_2 \cdot r \quad (14)$$

Las constantes de integración C_1 y C_2 se evalúan mediante dos condiciones límite, cuando:

$$r = R_{rec} \quad r = R_c$$

$$v_\theta = 0 \quad \text{y} \quad v_\theta = 2\pi \cdot R_c \cdot n$$

Dónde:

R_{rec} : Radio del recipiente, m

R_c : Radio del cilindro, m

n : Número de revoluciones, rev/seg.

Evaluando la ecuación 14 con las constantes de integración C_1 y C_2 queda:

$$= \frac{C_1}{2\mu \cdot R_{rec}} + C_2 \cdot R_{rec} \tag{15}$$

En función de C_2 , ecuación 16:

$$C_2 = \frac{-C_1}{2\mu \cdot R_{rec}^2} \tag{16}$$

Sustituyendo C_2 en la ecuación 14 y evaluando la velocidad en el ángulo con la condición límite anterior quedaría la ecuación 17:

$$2\pi \cdot R_c \cdot n = \frac{C_1}{2\mu \cdot R_c} - \frac{C_1}{2\mu \cdot R_{rec}^2} R_c \tag{17}$$

Despejando $R_{c\%}$ la ecuación 17 queda de la manera 18:

$$2\pi \cdot n = \frac{C_1}{2\mu \cdot R_c^2} - \frac{C_1}{2\mu \cdot R_{rec}^2} = \frac{C_1}{2\mu} \left(\frac{1}{R_c^2} - \frac{1}{R_{rec}^2} \right) \tag{18}$$

Despejando la constante de integración C_1 quedaría expresada de la forma 19:

$$C_1 = \frac{4\pi \cdot n \cdot \mu}{\left(\frac{1}{R_c^2} - \frac{1}{R_{rec}^2} \right)} = \frac{4\pi \cdot n \cdot \mu}{\frac{1}{R_c^2} \left(1 - \frac{R_c^2}{R_{rec}^2} \right)} = \frac{4\pi \cdot n \cdot \mu \cdot R_c^2}{1 - \alpha^2} \tag{19}$$

Ahora planteando la ecuación de la velocidad de deformación en coordenadas cilíndricas, el gradiente de velocidad quedaría de la manera 20:

$$\gamma = - \left(r \frac{d}{dr} \left(\frac{v_{\theta}}{r} \right) \right) \tag{20}$$

Si se despeja el gradiente de velocidad de la expresión de Newton de la viscosidad, ecuación 2 y sustituyendo la constante de integración C_1 en la ecuación obtenida del despeje, se obtiene la ecuación 21:

$$\gamma = \frac{\tau_{r\theta}}{\mu} = \frac{4\pi \cdot n \cdot \mu \cdot R_c^2}{r^2 (1 - \alpha^2) \mu} \tag{21}$$

Simplificando la viscosidad y considerando iguales los radios ($r=R$), la ecuación 21 se transforma:

$$\gamma = \frac{4\pi \cdot n \cdot R_c^2}{R_c^2(1-a^2)} = \frac{4\pi \cdot n}{1-a^2} \quad (22)$$

Dónde:

a : Relación entre el diámetro del cilindro y el diámetro del recipiente, $\left(\frac{D_c}{D_{rec}}\right)$.

Los resultados que se obtuvieron por medio de la ecuación 22 del gradiente de velocidad, permitieron determinar el esfuerzo cortante a partir de la ecuación 2 obtenida las mediciones en el viscosímetro de la viscosidad aparente del licor producto.

Determinación de la tensión de vapor del licor producto a la temperatura operacional

Según Pérez (2004) y Reyes *et al.* (2015) para estudiar la cavitación en bombas centrífugas es necesario conocer la presión de vapor o presión de saturación del fluido a trasegar, lo que evidencia la interrelación existente entre cavitación y presión de saturación.

Teniendo en cuenta que no se pudo realizar un análisis más profundo de la tensión de vapor del licor producto a la temperatura operacional de 63 °C, se asumió para los cálculos de cavitación de la bomba centrífuga utilizada, agua cruda a esta misma temperatura.

Metodología de cálculo para el análisis de cavitación en bombas centrífugas

En la succión de una bomba debe garantizarse una cantidad de energía crítica (carga efectiva, Δh_s , por encima de la tensión de vapor), para vencer las resistencias hidráulicas en el tramo hasta los álabes del rodete y garantizar la velocidad y aceleración suficientes a la entrada del impulsor. Se define entonces el concepto de reserva requerida de cavitación. Este parámetro depende de las peculiaridades constructivas de la bomba, siendo mayor para bombas con el rodete en voladizo que para las que tienen el rodete entre apoyos (Pérez, 2004). El concepto de reserva admisible de cavitación $NPSH_d$ es característico para cada sistema en particular. Las reservas requerida y admisible de cavitación son una función del gasto.

En una instalación no habrá cavitación cuando $NPSH_d \geq NPSH_r$, teniendo en cuenta esta condición de ausencia de cavitación, se plantea la ecuación 23 (Fernández, 2002):

$$NPSH_d = \frac{P_{atm}}{\delta} \pm H_s - h_f - p_v \quad (23)$$

Dónde:

P_{atm} : Presión atmosférica, (Pa).

h_f : Pérdida hidráulica por fricción, (m).

H_s : Altura de succión (Figura 6) (m).

p_v : Tensión de vapor del fluido (m) (Tabla 1).

δ : Peso específico del fluido (N/m^3).

$NPSH_d$: Altura neta de succión disponible, (m).

Para determinar el peso específico se utiliza la ecuación 24.

$$\delta = \rho \cdot g \quad (24)$$

Dónde:

ρ : Densidad del fluido (Kg/m^3).

g : Aceleración de la gravedad ($9,81m/s^2$).

La velocidad media representa el gasto que tiene el líquido que pasa a través de la sección de flujo de una corriente líquida y se determina por la expresión 25.

$$v_s = \frac{Q}{A} \quad (25)$$

Dónde:

Q : caudal transportado por las bombas (m^3/s).

A : área de la sección transversal de la tubería m^2 .

La determinación del área de la sección circular de la tubería por donde circula el fluido, se puede realizar según la expresión 26:

$$A = \frac{\pi \cdot D^2}{4} \quad (26)$$

Dónde:

D : diámetro interior de la tubería (m).

El cálculo de las pérdidas primarias y secundarias por rozamiento en la tubería de succión del material Pexgol en metros de columna líquida (mH_2O), se determina por un

nomograma para la clase 24, considerando una longitud de tubería recta equivalente de 100 m.

El cálculo de las pérdidas por rozamiento en la tubería de succión (m) de material de titanio, se realiza por la ecuación 27 (Mott, 2006):

$$h_1 = f \cdot \frac{L}{D} \cdot \frac{v^2}{2 \cdot g} \quad (27)$$

Dónde:

f : Factor de fricción.

L : Longitud de la tubería de succión (m).

D : Diámetro interior de la tubería (m).

v^2 : Velocidad de transportación del fluido (m/s).

Es importante destacar que estas pérdidas se calcularon para el diámetro nominal de la tubería en la succión de la bomba DN 400 mm (16 pul) respectivamente.

En régimen turbulento, el factor de fricción para el flujo de materiales newtonianos por conductos circulares, puede calcularse utilizando el diagrama de Moody (Reza, 2000).

Para la determinación del número de Reynolds (Re) se utiliza la ecuación 28 (Garcell, Díaz & Surís, 2011):

$$Re = \frac{D \cdot v \cdot \rho}{\mu} \quad (28)$$

Para el cálculo de las pérdidas locales en la tubería de succión (m), se utilizó la ecuación 29 (Nekrasov 1968):

$$h_2 = \xi \cdot \frac{v^2}{2 \cdot g} \quad (29)$$

En este caso se determinaron las pérdidas locales para el diámetro nominal de la tubería de succión DN 400 mm.

En la tabla 3 se muestran los coeficientes de pérdidas locales en la tubería de succión de diámetro nominal DN 400 mm para una longitud recta de tubería de 12 m.

Tabla 3. Coeficientes de pérdidas locales para la línea de succión de DN 400 mm.

Accesorios en la línea de Succión de DN 400 (16 pul)	Cantidad	Coeficiente de resistencia (ξ)
Ensanchamiento de 12 pul a 16 pul	1	0,017
Válvula de mariposa 10 pul	1	0,49
Válvula de mariposa 12 pul	1	0,455
Válvula de mariposa 16 pul	3	0,325
Codo de 90 0	2	0,39
Te de flujo desviado 90 0	1	0,78
Coeficiente a la entrada de la bomba	1	1

$$\xi_r = \xi_e + 3\xi_{válvula16} + \xi_{válvula12} + \xi_{válvula10} + 2\xi_{codo90} + \xi_{te90} + \xi_{entrad} \tag{30}$$

ξ_r - Coeficientes de pérdidas locales para las tuberías comerciales nuevas, de acero DN 400 mm (Reza, 2000).

Para el cálculo de las pérdidas totales en metros de columna líquida en ese tramo de tubería y accesorios se utilizó la ecuación 31:

$$h_t = h_1 + h_2 \tag{31}$$

Comprobación de la condición de ausencia de cavitación

Para comprobar la condición de ausencia de cavitación se utiliza la ecuación 32:

$$NPSH_a \geq NPSH_r \tag{32}$$

Dónde:

$NPSH_r$: Altura neta de succión requerida de 5,8 m, establecida por el fabricante

Cálculo de la velocidad específica de la bomba

La velocidad específica n_s se obtiene por la ecuación 33 (Pérez, 2004):

$$n_s = \frac{n \cdot (Q)^{1/2}}{(NPSH_r)^{3/4}} \tag{33}$$

Dónde:

$NPSH_r$: Altura neta de succión requerida de 19,03 ft (5,8m), establecida por el fabricante.

Q : Caudal de la bomba (gpm),

n : Número de revoluciones (rev/min).

El cálculo del factor de cavitación se determina por la ecuación 34:

$$\sigma_c = \frac{(NPSH)_r}{H} \quad (34)$$

Dónde:

H: Altura de trabajo de la bomba (m).

El cálculo del factor de cavitación se puede predecir a través de la velocidad específica de la bomba, si la bomba trabaja bajo un régimen cavitacional o si funciona sin posible riesgo. El diagrama utilizado sirve para bombas sencillas, de aspiración simple, el cual resulta correspondiente según el caso de estudio (Rodríguez, 2013).

Resultados de la densidad del licor producto

Se tomó una muestra representativa en la línea de impulsión de la bomba. En la tabla 4 se muestran los datos de las densidades del licor producto a la temperatura de 63 °C utilizando la ecuación 1.

Tabla 4. Resultados de los experimentos de densidad

Densidad ρ (Kg/m ³)	Prueba 1	Prueba 2	Prueba 3	Promedio
Densidad del licor producto	1074,4	1077,6	1078,2	1076,7

El valor promedio de la densidad del licor producto que se obtiene en el reboso de los tanques está muy cercano al agua destilada, mostrando una diferencia ya que el mismo contiene impurezas que son originadas del proceso en la planta (partículas sólidas en suspensión).

Análisis de los resultados del comportamiento reológico del licor producto

Utilizando el viscosímetro programable Brookfield DV-II+Pro se determinó la viscosidad dinámica del fluido en estudio para varios números de revoluciones del rotor 60, 22 y 12 rev/min, a 63 °C de temperatura.

Posteriormente se determinó el esfuerzo cortante y el gradiente de velocidad para estos números de revoluciones, utilizando las ecuaciones 2 y 22 (Tabla 5).

Tabla 5. Resultados de los cálculos del gradiente de velocidad y el esfuerzo cortante del licor producto.

n (rev/min)	μ (Pa·s)	$\dot{\gamma}$ (1/s)	τ (Pa)
60	0,0025	13,82	0,035
22	0,00273	5,12	0,014
12	0,0029	2,77	0,008

La figura 3 representa, de forma gráfica, la dependencia entre el gradiente de velocidad y el esfuerzo cortante para el licor producto.

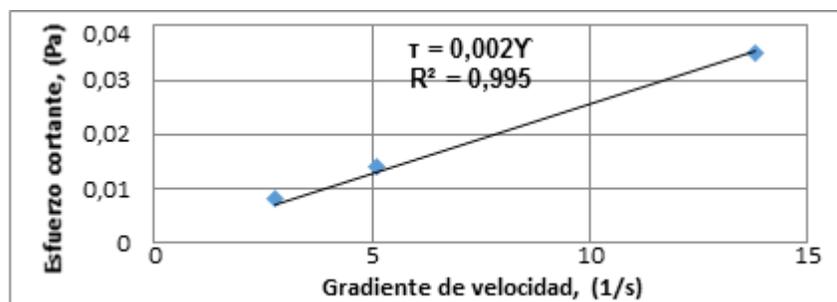


Figura 3. Curva de flujo del licor producto.

Por la forma del gráfico representado en la figura se observa que el modelo reológico al que corresponde este comportamiento es de un fluido newtoniano ajustándose a la Ley de Newton de la viscosidad. Los valores se ajustan a un modelo lineal. Se determinó este comportamiento mediante una regresión utilizando el software Microsoft Excel. El coeficiente de determinación (R^2) del modelo reológico fue de 0,995. La ecuación 35 representa el modelo reológico obtenido del licor producto y sus parámetros reológicos, a la temperatura de 63 °C.

$$\tau = 0,002\dot{\gamma} \quad (35)$$

Por lo tanto, se indica que el licor producto objeto de estudio muestra un comportamiento reológico newtoniano de viscosidad constante. La viscosidad del fluido según la ecuación 35 da un valor de 0,002 Pa*s.

Análisis de los resultados de los cálculos de cavitación en la bomba centrífuga

La bomba centrífuga como cualquier otra máquina, funcionará si es adecuadamente tratada. La más importante de nuestras obligaciones es proporcionar a la bomba una altura de aspiración neta positiva, NPSH adecuado. Es decir, que el $NPSH_d$ debe ser igual o superior al $NPSH_r$. Si esta obligación no se cumple, la bomba funcionará mal en una serie de aspectos. Comenzará a cavitarse, hacer ruidos y, en casos extremos sufrirá

daños irreversibles (Karassik *et al.*, 2001).

Para obtener los resultados del cálculo de cavitación utilizando la ecuación 23, primeramente se determinó el peso específico (δ) por la ecuación 24. Los resultados del peso específico obtenido considerando la densidad del licor producto promedio a 63 °C (Tabla 5) y la aceleración de la gravedad, se obtuvo un valor de 103 511,8 N/m³.

Otro parámetro a determinar que influye en el NPSH_d es la presión atmosférica a la altura con respecto el nivel del mar. En este caso el fluido en el tanque alcanza un nivel máximo de 38,7 m sobre el nivel del mar.

Se determinó la presión atmosférica interpolando entre los valores de 0 y 200 m sobre el nivel del mar, los resultados fueron de 100 835 N/m².

Para el cálculo de la altura de succión se consideró el nivel máximo del líquido en los tanques a una altura de 38,7 m, la altura de succión (H_s) calculada fue de 6,24 m.

Resultados de los cálculos de las pérdidas por rozamiento en la tubería de succión

Las pérdidas primarias y secundarias por rozamiento en la tubería de succión del material Pexgol en metros de columna líquida (mH₂O), se determinó considerando una longitud de tubería recta equivalente de 100 m. En el caso de la tubería de diámetro nominal DN 450 mm (18 pul) las pérdidas totales fueron de 0,7 mH₂O.

Para la tubería de DN 300 mm (12 pul) las pérdidas equivalentes resultaron de 1,8 mH₂O.

Estos valores de pérdidas totales en las tuberías de DN 450 mm y DN 300 mm corresponde a un caudal controlado de 568 m³/h; se obtuvieron a partir de las siguientes velocidades y áreas interiores, como se muestra en la tabla 6.

Tabla 6. Resultados de los cálculos de las áreas y velocidades en las tuberías de succión de material Pexgol

Líneas de Pexgol	Resultados de las v (m/s)	Resultados de las areas (m²)
Tubería de DN 450 mm	1,84	0,086
Tramo de DN 300 mm	2,77	0,057

A continuación, se muestran los resultados de los cálculos de las pérdidas primarias y secundarias en la tubería de succión de la bomba de material titanio, para diámetro DN 400 mm (16 pul). En este caso el fluido circula por el diámetro interior de 0,33 m. La longitud de tubería recta mostró un valor de 12 m.

Para un caudal controlado de 568 m³/h que esto equivale a 0,157 m³/s la velocidad y el área interior de la tubería de succión de diámetro DN 400 mm (Tabla 7).

Tabla 7. Resultados de los cálculos de áreas y velocidades en la tubería de succión.

Líneas de Titanio	Resultados de las v (m/s)	Resultados de las áreas (m ²)
Tubería de DN 400 mm	1,836	0,086

La tabla 8 muestra los resultados del cálculo del número de Reynolds, para régimen de flujo turbulento considerando el licor producto un fluido newtoniano, para el diámetro de DN 400 mm. Los números de Reynolds reflejan el comportamiento turbulento del fluido en la tubería, dando un valor superior a 4 000.

Tabla 8. Resultado del cálculo del número de Reynolds en la tubería de succión.

Línea de titanio	Reynolds (Re)
Tubería de DN 400 mm	260 983,04

La tabla 9 muestra el factor de fricción para el diámetro DN 400 mm, en régimen de flujo turbulento, utilizando el diagrama de Moody para una rugosidad relativa de 0,00012.

Tabla 9. Resultados del factor de fricción en la tubería de succión de la bomba.

Líneas	Factor de fricción (f)
Tubería de DN 400 mm	0,016

En la tabla 10 se muestran los resultados de las pérdidas por rozamiento primarias y secundarias en la succión de la bomba, para material de la tubería de titanio.

Tabla 10 Resultado de los cálculos de las pérdidas por rozamiento primarias y secundarias en la tubería de titanio

Parámetros	Valor
Pérdida por rozamiento en la tubería de DN 400 (h1)	0,37m
Pérdida local en la tubería de DN 400 (h2)	0,77 m
Sumatoria del coeficiente de pérdida local en la tubería DN 400 (ξ_t)	4,49
Pérdidas totales en la tubería de DN 400 (h400)	1,14 m

Para la determinación de las pérdidas totales en la succión de la bomba, considerando las tuberías de Pexgol y la tubería de titanio, resultó una pérdida total de 3,64 m.

Del resultado de las pérdidas totales para cada diámetro de tubería, se infiere que para mayor valor de diámetro se manifiesta un considerable cambio de las pérdidas de carga por rozamiento, es decir disminuyen, comportamiento análogo a los reportados por la literatura (Braulio, 2016), las cuales aseveran que las pérdidas primarias son directamente proporcionales al cuadrado de la velocidad media en la tubería, a la longitud de la sección e inversamente proporcional al diámetro de la misma.

La estimación de las pérdidas de presión por resistencias locales se realizó considerándose el coeficiente de fricción en válvulas y accesorios; evidenciándose para la misma que a medida que incrementa la carga de velocidad del fluido, aumentan las pérdidas locales, valores que son directamente proporcionales; lo cual está en correspondencia a lo reportado por otros autores (Martínez, 2016).

Resultados de los cálculos de la altura neta de succión positiva disponible (NPSH_d) y requerida (NPSH_r)

Sustituyendo todos los valores calculados anteriormente en la ecuación 23, el resultado de la altura neta de succión positiva disponible (NPSH_d) resultó un valor de 1,198 m de columna líquida.

Estableciendo la comprobación de la condición de ausencia de cavitación (ecuación 32) que plantea que la altura neta de succión disponible debe ser mayor e igual que la altura neta de succión requerida, en este caso de 5,8 m, se puede demostrar la presencia del fenómeno de la cavitación en la bomba centrífuga en estudio, demostrándose que este fenómeno puede suceder en cualquier tipo de material.

El cálculo de la velocidad específica en la succión de la bomba en función del NPSH_r dio un valor igual 9 769,48, lo que quiere decir que es una bomba de velocidades lentas y esto trae como consecuencia que tenga un NPSH_r elevado, lo cual no es favorable para el sistema de bombeo, también es necesario garantizar un NPSH_d más elevado al que se tiene en la instalación esto garantizaría adquirir bombas con mayor velocidad específica y así eliminar la posibilidad de la ocurrencia del fenómeno de la cavitación.

Resultados similares se reportan en otras literaturas. Karassik *et al.*, (2001) afirman que un alto valor de velocidad específica de la bomba implica menores NPSH_r, esto significa, también, mayores costos, toda vez que se deben aplicar diseños especiales y determinaciones más cuidadosas en la succión para reducir el NPSH_r de la bomba.

A partir del cálculo de la velocidad específica en la succión de la bomba y el caudal de la misma se determinó el rendimiento, operando a un valor aproximado de 76 % muy cercano al valor de diseño.

Resultados de los cálculos del factor de cavitación

Para los cálculos del factor de cavitación se utilizó la ecuación 34 que depende del NPSH_r y la altura de presión de trabajo de la bomba en metros de columna líquida. Dando un valor de 0,21, calculando la velocidad específica considerando el caudal en galones por minuto y el NPSH_r de la bomba en pies, la bomba se encuentra trabajando en una zona peligrosa (Rodríguez, 2013). Esto quiere decir que existe la cavitación o que existen las condiciones para que se desarrolle.

Conclusiones

Se realizó una caracterización reológica y de densidad al licor producto, dando un comportamiento newtoniano, además de la caracterización del sistema de tuberías y accesorios en la succión de la bomba centrífuga en estudio.

Se realizó un análisis de la condición de ausencia de cavitación, determinándose las alturas netas de succión disponible y requerida respectivamente, dónde se pudo comprobar que la bomba cavita.

Se propusieron soluciones que pueden contrarrestar el fenómeno de la cavitación en el bombeo del licor producto, dirigidas fundamentalmente a la sustitución de la bomba y mejorar el diseño en la succión de la misma.

Referencias bibliográficas

BRAULIO, S. M. 2016. *Diseño de un sistema de bombeo en paralelo para la conducción de agua potable del Cárcamo 2 al Cárcamo 3 de la Planta Agrícola Oriental*. Trabajo de diploma. Instituto Politécnico Nacional, México.

CARBALLO, Y. 2016. *Simulación y cálculo de los parámetros de transportación de pulpa de carbón antracita por tubería*. Trabajo de diploma. Instituto Superior Minero Metalúrgico, Moa.

FERNÁNDEZ, P. 2002. *Mecánica de los Fluidos*. Universidad de Cantabria, Santander.

- GARCELL, L.; DÍAZ, A. & SURÍS, G. 2011. *Transferencia de cantidad de movimiento, color y masa*. 2 ed. Editorial Félix Varela, La Habana.
- KARASSIK, I. J.; MESSINA, J. P.; COOPER, P. & HEALD, C. 2001. *Pump Handbook*. McGraw-Hill, United States of America.
- MARTÍNEZ, C. 2016. *Rediseño del sistema hidráulico para el suministro de agua potable a una casa habitación a través de tanques hidroneumáticos*. Trabajo de diploma Instituto Politécnico Nacional, México.
- MOTT, R. L. 2006. *Mecánica de fluidos*. 6 ed. Pearson Educación, México.
- NEKRASOV, B. 1986. *Hidráulica*. Editorial Pueblo y Educación, La Habana.
- PÉREZ, R. 2004. Cavitación y materiales de construcción en las bombas centrífugas. *Minería y Geología* 20(3-4): 114-118.
- REYES, J.; RUIZ, G.; TORRES, E.; LAMBERT, R. & MATOS, M. 2015. Presión de saturación del licor amoniacal y su relación con el fenómeno de la cavitación en bombas centrífugas. *Minería y Geología* 31(1): 111-129.
- REZA, G. 2000. *Flujo de fluidos en válvulas, accesorios y tuberías*. McGraw-Hill, New York.
- RODRÍGUEZ, M. 2013. *Cálculo verificativo de la instalación semi-industrial de hidrotransporte del Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa*. Trabajo de diploma. Instituto Minero Metalúrgico, Moa.
- ROJAS, L. D. 2005. Identificación difusa de accionamiento de bombas centrífugas para el transporte eficiente de pulpa laterítica. *Minería y Geología* 20(3-4): 87-98.