

**CALCULO DE UN REACTOR PROTOTIPO PARA
PLANTA PILOTO DE PINTURAS ***

Ing. Quím. Juan C. Benítez

Ing. Quím. Carlos A. Giúdice **

SERIE II, N° 571

Trabajo realizado con el aporte económico del LEMIT, del Consejo Nacional de Investigaciones Científicas y Técnicas (CONICET), de la Comisión de Investigaciones Científicas de la Provincia de Buenos Aires (CIC) y del Servicio Naval de Investigación y Desarrollo (Programa ECO-MAR I).

Responsable del Area "Estudios en Planta Piloto del CI-DEPINT.

INTRODUCCION

No existiendo en plaza equipos que se adecuaran a las peculiares exigencias de elaboración de aceites polimerizados ("standoils") o de barnices para la preparación de vehículos para pinturas, fue necesario realizar el estudio teórico del proyecto de un reactor para trabajar en escala de planta piloto y efectuar luego el cálculo y diseño del mismo.

Ello involucró el análisis de las características del medio que lo rodea, entendiéndose por esto la fuente y sumidero de materias primas, energía disponible, etc. En razón de la variedad y complejidad de las reacciones que se tenían que llevar a cabo, no se tomó en cuenta la cinética química particular de cada una de ellas, definiéndolo entonces como un reactor de uso múltiple. No obstante, se consideró en particular la reacción de polimerización del aceite de linaza (lino), por ser ésta la que requiere condiciones operativas más exigentes (tiempo y temperatura).

METODOLOGIA DE OPERACION

La preparación de un "standoil" de lino exige inicialmente variaciones de temperaturas del orden de 3°C por minuto hasta llegar a los 300°C . Esta temperatura debe ser mantenida durante aproximadamente 7 horas hasta alcanzar el grado de polimerización deseado. Se produce un aumento del peso molecular por reacción entre cadenas, con aumento de viscosidad, llegándose en el punto final a un valor de 60 poise ($Z_5 - Z_4$ de la escala Gardner). Alcanzado el punto final, por ser el aumento de la viscosidad una función exponencial con el tiempo, se debe enfriar rápidamente la masa líquida (la temperatura deberá descender 150°C en aproximadamente 10 minutos).

La polimerización por vía térmica debe además realizarse

en atmósfera de gas inerte, para evitar oxidación por el oxígeno del aire. La corriente de dióxido de carbono se regula de tal manera que el gas arrastre productos de craqueo, que de otra manera se fijarían sobre las dobles ligaduras y retardarían la polimerización (1, 2, 3).

El sistema de agitación requiere consideraciones especiales, por ser los productos elaborados de alta viscosidad.

No por ser menos exigentes se deben desestimar las necesidades para la fabricación de barnices. En este caso, que también requiere variaciones térmicas similares y atmósfera inerte, es indispensable contar con eficientes controles para mantener la temperatura constante durante los períodos de carga de las materias primas (225°C) y posteriormente estabilizarla en 240°C durante la reacción de polimerización.

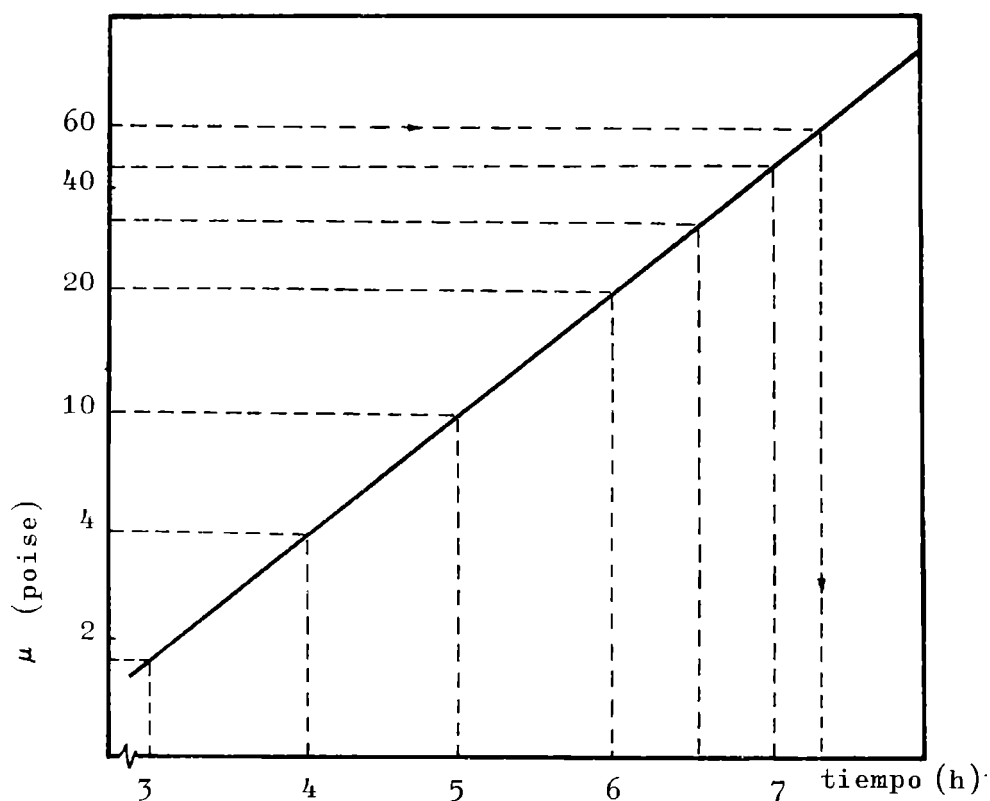


Fig. 1

En el gráfico de la figura 1 se representa la relación viscosidad/tiempo.

ELECCION DEL TIPO DE REACTOR

Los diferentes reactores tienen características propias que lo hacen aptos para cada proceso en particular.

Influyen en su elección distintos factores: los parámetros físicos y químicos involucrados en la operación, los de orden económico y finalmente los de seguridad. En este caso no se han tenido en cuenta los factores económicos (4).

Como resultado de lo enunciado precedentemente la elección se encaminó a un reactor tanque agitado discontinuo, que posee ventajas decisivas, las que se enumeran a continuación:

a) Ser fácilmente isotérmico, lo que es de gran importancia para el control dentro de pequeños márgenes de temperatura, con lo que se evitan reacciones secundarias.

b) Ser de construcción abierta; esto permite una rápida y económica limpieza al término de la operación.

c) Asegurar buenas posibilidades para el mezclado de las sustancias reaccionantes durante el procesamiento de productos viscosos. Desde este punto de vista es conveniente desestimar los reactores tubulares ya que la película adyacente a la pared del reactor tendrá tiempos de residencia diferentes, lo que imposibilita la obtención de productos homogéneos y presenta incluso la posibilidad de su obturación.

ELECCION DE LA FORMA Y VOLUMEN DEL REACTOR

Se consideró satisfactorio para una primera etapa en escala de planta piloto un volumen total de 33 litros.

En las condiciones normales de trabajo, debe mediar un espacio desahogado o espacio de vapor entre la superficie libre de la masa líquida y la tapa del reactor, del orden de la mitad del diámetro, para evitar que las proyecciones de lí-

quido durante los períodos de máxima agitación accedan a los orificios de carga de la tapa y también para reducir la velocidad de los gases y vapores desprendidos en estas circunstancias.

Por lo mencionado anteriormente el volumen útil del reactor es de aproximadamente 25 litros.

En la figura 2 se presenta un croquis del equipo y en la figura 3 se observan los diferentes detalles del mismo.

Se adoptó para el reactor una forma cilíndrica, con doble camisa y cabezales, fondo y tapa toriesféricos.

La tapa es de cierre hermético para usar en vacío y va provista de una boca para carga de sólidos o líquidos, sistema de iluminación interior, mirilla de observación, entrada para termómetro convencional y sistema de agitación (fig. 2). Este último está ubicado en el centro de la tapa, en una torreta de rodamientos, provisto de un sello mecánico. Este accesorio se eligió en razón de que las pérdidas se reducen a un mínimo cuando las presiones y velocidades del eje son elevadas, por la existencia de condiciones abrasivas y corrosivas, para poder manipular fluidos volátiles inflamables y para reducir los gastos de mantenimiento.

La tapa, finalmente, se sujeta con tornillos volcables con mariposas y junta; esto permite un rápido desmontaje y el reemplazo de la paleta de agitación, a fin de poder trabajar a cielo abierto cuando las circunstancias lo exijan.

Se dispuso en el fondo del reactor una válvula esclusa de acero inoxidable, de 25 mm de diámetro, lo que permite asegurar la rápida evacuación por gravedad de los productos elaborados. Esta válvula se caracteriza por poseer yugo y unión a brida, vástago ascendente y cierre con doble disco, apto para soportar 5 atmósferas de presión.

El control de temperatura se realiza mediante dos termocuplas rectas ubicadas a distinto nivel en el interior del cuerpo del reactor y conectadas a un tablero.

Los cabezales son de fundición de aluminio, con vainas de acero inoxidable provistos de roscas de acople y termoelementos de hierro-constantán de reducido tamaño.

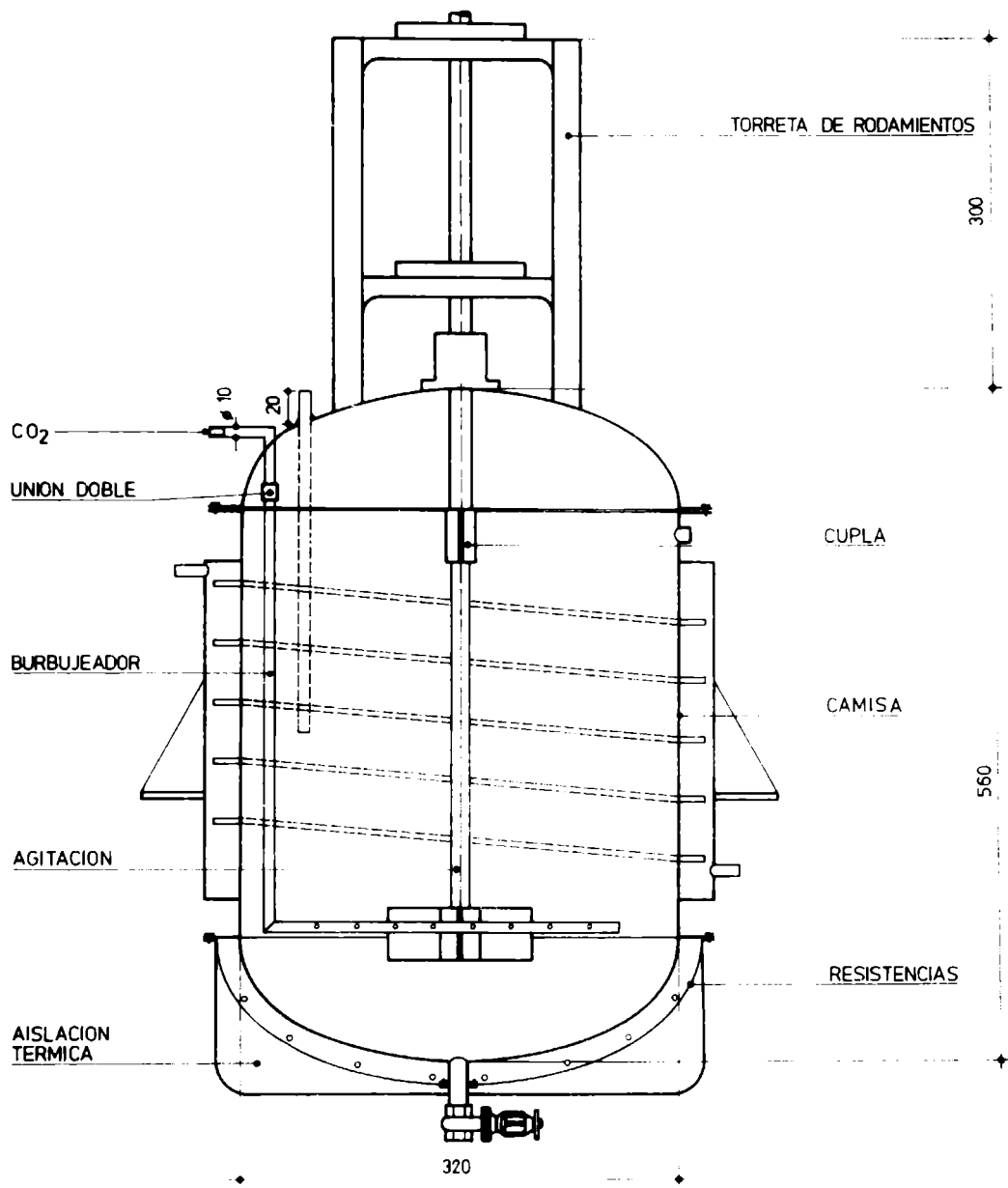


Fig. 2.- Croquis del reactor

TABLA I. RESISTENCIA A LA CORROSION DEL ACERO AISI 316

Medio corrosivo	Comportamiento
ACIDOS:	
Acético 5 %, a 20°C.....	Excelente
Acético glacial, a ebullición.....	Excelente
Carbónico, a cualquier temperatura y concentración.....	Excelente
Clorhídrico 1 %, a 20°C.....	Excelente
Clorhídrico 5 %, a 20°C.....	No resiste
Fosfórico 10 %, a ebullición.....	Excelente
Fosfórico 45 %, a ebullición.....	Regular
Nítrico, a cualquier concentración y 20°C	Excelente
Nítrico 65 %, a ebullición.....	Regular
Sulfúrico 5 %, a 20°C.....	Excelente
Sulfúrico 5 %, a 80°C.....	Bueno
Sulfúrico 5 %, a ebullición.....	Regular
ALCALIS:	
Hidróxido de amonio, cualquier concentración.....	Excelente
Hidróxido de calcio 10 %, a ebullición..	Excelente
Hidróxido de calcio 50 %, a ebullición..	Bueno
Hidróxido de sodio 20 %, a ebullición....	Excelente
Hidróxido de sodio 30 %, a ebullición....	Bueno
Hidróxido de potasio 20 %, a ebullición..	Excelente
Hidróxido de potasio 30 %, a ebullición..	Bueno
SALES:	
Carbonato de sodio, a 20°C.....	Excelente
Fosfato de sodio.....	Excelente
Persulfato de sodio.....	Bueno
COMPUESTOS ORGANICOS:	
Acetato de etilo, a 20°C.....	Excelente
Acetona, a 20°C.....	Excelente
Tolueno.....	Excelente
Aceites vegetales.....	Excelente
Fenoles.....	Excelente
Formaldehido, a cualquier temperatura....	Excelente

Clave de la tabla: Excelente (0,1 mm de máxima penetración por año; la corrosión es superficial y no causa mayores inconvenientes); Bueno (0,1 a 1,0 mm de penetración por año; servicio satisfactorio; corrosión leve); Regular (1,0 a 3,0 mm de penetración por año; se considera satisfactoria sólo en el caso de servicio más o menos discontinuo); Pobre (3,0 a 10,5 mm de penetración por año; se considera satisfactoria sólo en aplicaciones muy intermitentes); No resiste (penetración mínima por año de 10,5 mm; corrosión muy activa para aplicaciones prácticas).

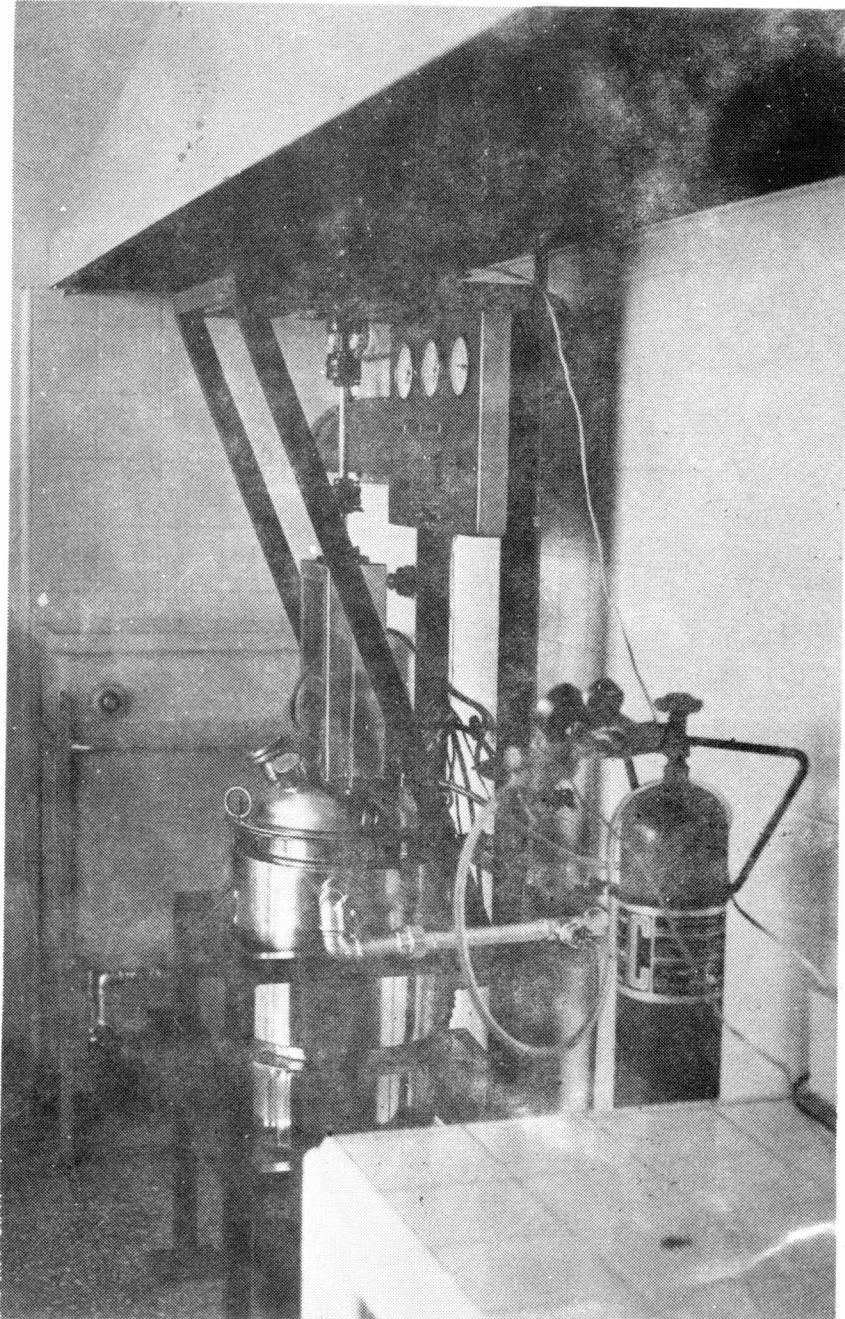


Fig. 3

El panel indicador incluye además un manómetro que permite lecturas de 760 mm de Hg de vacío y presiones de hasta 5 kg/cm².

MATERIALES EMPLEADOS

Para su elección se tuvo en cuenta la temperatura de trabajo, el tiempo de contacto de los agentes químicos o reactivos y la presencia de gases inertes. La experiencia en estos casos indica que el material debe ser acero inoxidable AISI 316 (Cr 18 %, Ni 8 % y Mo 2 %), de 2 mm de espesor.

Por iguales razones todo elemento en contacto con la masa líquida se construye en el mismo material.

La resistencia a la corrosión del acero AISI 316 se indica en la tabla I.

SISTEMA DE CALEFACCION

Sin desconocer que los sistemas de calentamiento con resistencias eléctricas son de uso limitado con respecto a otros sistemas frecuentemente empleados en la industria, es importante puntualizar que este método presenta importantes ventajas frente a aquellos que utilizan vapor o fluidos intermediarios como transmisores de calor, particularmente cuando se trata de operaciones tipo "batch".

Estas ventajas son:

- a) facilidad con que se generan altas temperaturas;
- b) eliminación de riesgos de combustión;
- c) fácil instalación y adaptación para regulación y control; y
- d) mantenimiento nulo.

Los elementos calefactores con resistencias eléctricas, constan de un tubo metálico en cuyo eje se encuentra una espiral de calefacción que se fija en su posición por medio de un cemento refractario. Se fabrican comercialmente en diferentes metales, habiéndose seleccionado el acero inoxidable por permitir desarrollar temperaturas de hasta 700°C en forma satisfactoria. Tienen la ventaja de presentar una inercia térmica muy baja que, unida a la excelente conductividad del refractario, permite llegar rápidamente a la temperatura de régimen. La máxima temperatura alcanzable es aquella en que la energía en forma de calor se disipa a la misma velocidad que se produce. Para evitar que el material se quemé, es indispensable que el medio a calefactar sea capaz de recibir calor a una velocidad tal que permita mantener la envoltura por debajo de una temperatura límite.

BALANCE TERMICO

Se evaluó la cantidad de calor total que se requiere intercambiar con el medio para llevar a cabo el proceso. Previamente se fijó el volumen V en 25 litros útiles. Se estimó la densidad ρ y el calor específico promedio de los aceites utilizados ($\rho = 0,92 \text{ g/cm}^3$; $C_p = 0,61 \text{ cal/}^\circ\text{C g}$) (5). Se estableció el tiempo de calefacción en 90 minutos y considerando que la temperatura ambiente es de 15°C y la temperatura máxima de trabajo es de 300°C, el salto térmico $\Delta T = 285^\circ\text{C}$.

La masa m de aceite, para el volumen y peso específico estimados es de 23 kg. La velocidad de calentamiento requerida está dada por la siguiente ecuación:

$$Q \text{ (cal/min)} = C_p \text{ (cal/g}^\circ\text{C)} \cdot m \text{ (g)} \cdot \frac{\Delta T \text{ (}^\circ\text{C)}}{\theta \text{ (min)}},$$

resultando $Q = 45 \text{ kcal/min}$.

Dimensionamiento de las resistencias blindadas

El metal del tubo de los calefactores es de acero inoxidable. La densidad de potencia máxima, en relación con la superficie exterior del tubo, es $4,2 \text{ W/cm}^2$.

El voltaje es de 380 V, con una intensidad de corriente máxima de 20 A.

La manufactura de los serpentines requiere técnicas especiales para evitar que el tubo se deforme, dando áreas elípticas con la consiguiente modificación del área de flujo. Se adoptó un radio $r = 0,5 \text{ cm}$.

Cálculo de la longitud

El flujo térmico entregado por las resistencias está dado por $4,2 \text{ W/cm}^2$ o sea aproximadamente $1 \text{ cal/cm}^2\text{s}$. Considerando que la superficie exterior del tubo está dada por la expresión $A = 2 \pi r l$, es factible calcular la longitud l de las resistencias, que resulta $l = 2,40 \text{ m}$.

A fin de asegurar el funcionamiento del sistema calefactor, se implementaron 3 arrollamientos de 1,2 metros de longitud cada uno, conectados en estrella y controlados en forma independiente desde el tablero indicador. Las mismas se dispusieron concéntricamente en el fondo del reactor.

Este sobredimensionamiento tiene por objeto contemplar las pérdidas por conducción en las diferentes superficies, por agitación y por arrastre de gas inerte, así como también la eficiencia de las resistencias blindadas.

Cálculo de la potencia teórica

Surge de multiplicar la densidad de potencia por la longitud de los tubos o arrollamientos y el perímetro de los mismos, obteniéndose el valor de $4,7 \text{ kW}$, que equivalen aproximadamente a $67,5 \text{ kcal/min}$. Se observa que es sensiblemente mayor que los requerimientos calculados, es decir $45,0 \text{ kcal/min}$.

SISTEMA DE REFRIGERACION

De acuerdo a las características de los procesos a desarrollar, que requieren caídas abruptas de temperatura, se dispuso un sistema de refrigeración combinado de doble camisa y un arrollamiento sumergido en la masa líquida (serpentín). El dimensionamiento se llevó a cabo de tal forma que tanto la doble camisa como el serpentín en forma individual, refrigeran la masa reaccionante en forma eficiente.

El balance térmico, para un ΔT de 150°C , en un intervalo de tiempo θ de 6 minutos, está dado por la ecuación:

$$Q \text{ evacuar} = m \cdot C_p \cdot \Delta T / \theta$$

resultando:

$$Q \text{ evacuar} = 350,7 \text{ kcal/min}$$

Dimensionamiento de la camisa

Existen diferentes formas de considerar los procesos de transferencia de calor en sistemas por tachadas. Particularmente se desea lograr en un tiempo dado la refrigeración de una masa líquida caliente. Se desconocen los requerimientos de superficie.

A los efectos del dimensionamiento se consideran válidas las siguientes suposiciones:

- a) el coeficiente global de transferencia de calor U es constante en todo el proceso y en toda la superficie;
- b) el flujo de agua refrigerante es constante;
- c) los calores específicos permanecen invariables;
- d) la agitación es ideal, asegurando una temperatura uniforme en la masa líquida.;
- e) no hay cambios de fase; y
- f) las pérdidas de calor son despreciables.

A los efectos del diseño se empleará el factor j de Sieder-Tate para transferencia de calor y un número de Reynolds modificado para agitación mecánica.

CALCULO DEL NUMERO DE REYNOLDS

En el transcurso de la polimerización y a 500°C se calcula el Re para agitación mecánica, con

$$Re = L^2 N \rho / \mu, \text{ donde}$$

L = longitud de la paleta de agitación, estimada en 0,20 m.

N = número de revoluciones por segundo, 1 rps.

ρ = densidad promedio de la masa líquida, 900 kg/m³

μ = viscosidad promedio de la masa líquida, 5×10^{-4} kg/ms.

Resulta así un Re de 120 000.

Según Chilton, Drew y Jebens, (6) y de acuerdo con el gráfico de la figura 4, se expresa:

$$\frac{h_j \cdot D_j}{k} = 0,36 \left(\frac{L^2 \cdot N \cdot \rho}{\mu} \right)^{2/3} \left(\frac{C_p \cdot \mu}{k} \right)^{1/3} \left(\frac{\mu}{\mu_w} \right)^{0,14}$$

donde:

h_j = coeficiente de transferencia de calor;

D_j = diámetro interno del reactor;

C_p = calor específico del líquido;

μ = viscosidad del líquido;

μ_w = viscosidad a la temperatura de la pared;

k = conductividad térmica.

Estas ecuaciones tienen validez si se cumplen las des-

igualdades: $L > 0,5 D_j$; y $L < 6$, donde y es la altura de la paleta.

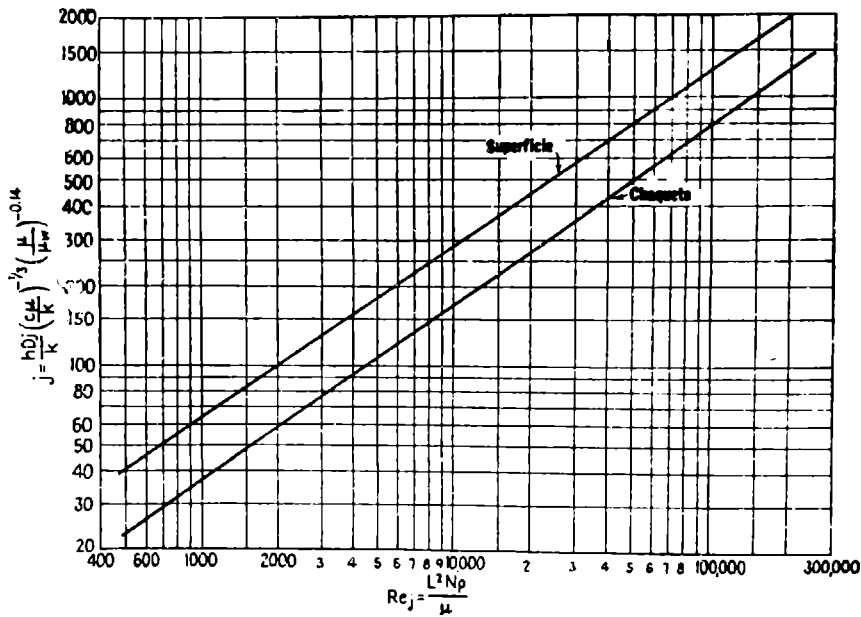


Fig. 4

Coeficientes de transferencia de calor para camisas y serpentines (6)

Del gráfico de la figura 4 se obtiene un valor del factor de transferencia de calor $j = 900$, que está dado por la siguiente ecuación:

$$j = \frac{h_j \cdot D_j}{k} \left(\frac{C_p \cdot \mu}{k} \right)^{-1/5} \left(\frac{\mu}{\mu_w} \right)^{-0,14}$$

Se calcularon los números adimensionales

$$\left(\frac{\mu}{\mu_w} \right)^{0,14} = 0,9 \quad \text{y} \quad \left(\frac{C_p \cdot \mu}{k} \right)^{1/5} = 1,69$$

para lo cual se adoptaron los valores $k = 5,8 \cdot 10^{-4} \text{ cal/scm}^{\circ}\text{C}$ a la temperatura de trabajo; $D_j = 0,32 \text{ m}$ y $\mu_{100^{\circ}\text{C}} = 6 \cdot 10^{-4} \text{ kg/ms}$.

A partir de la última ecuación, se calculó el coeficiente de transferencia de calor en el interior del reactor, $h_j = 1,62 \cdot 10^{-2} \text{ cal/cm}^2\text{s}^{\circ}\text{C}$.

Para el agua de refrigeración que circula por la camisa, se sugiere el coeficiente: $h_{oi} = 0,205 \text{ cal/cm}^2\text{s}^\circ\text{C}$, usando la superficie interna como referencia.

El coeficiente total de transferencia está dado por:

$$U_c = \frac{h_j \cdot h_{oi}}{h_j + h_{oi}}$$

resultando $U_c = 0,015 \text{ cal/cm}^2\text{s}^\circ\text{C}$.

Se estima el factor de ensuciamiento

$$h_d = 0,027 \text{ cal/cm}^2\text{s}^\circ\text{C}$$

El coeficiente total de transferencia sucio

$$U_d = \frac{U_c \cdot h_d}{U_c + h_d}$$

toma el valor: $U_d = 9,6 \cdot 10^{-5} \text{ cal/cm}^2\text{s}^\circ\text{C}$, que concuerda con los datos proporcionados por la bibliografía.

CALCULO DEL AREA DE
TRANSFERENCIA (A_t)

Considerando la masa de líquido $m = 25 \text{ kg}$ de calor específico $C_p = 0,61 \text{ cal/g}^\circ\text{C}$, con una temperatura inicial $T_1 = 300^\circ\text{C}$, refrigerado por un líquido circulante a temperatura $t_1 = 20^\circ\text{C}$ que se mantiene constante, la temperatura final T_2 , a cualquier tiempo θ , está dada por el balance diferencial de calor, en donde el número total de kcal transferidas por unidad de tiempo es:

$$dQ = m \cdot C_p \cdot \frac{dT}{d\theta} = U_d \cdot A_t \cdot (t_1 - T)$$

de donde:

$$\frac{dT}{d\theta} = \frac{Ud \cdot A_t}{m \cdot C_p} (t_1 - T)$$

integrando entre $T_1 = 50^\circ\text{C}$ y $T_2 = 150^\circ\text{C}$ mientras transcurre el tiempo θ de 0 a 560 segundos, se tiene:

$$\int \frac{dT}{t_1 - T} = \frac{Ud \cdot A_t}{m \cdot C_p} \int d\theta$$

operando:

$$\ln \frac{t_1 - T_1}{t_1 - T_2} = \frac{Ud \cdot A_t \cdot \theta}{m \cdot C_p}$$

De donde el área mínima de transferencia A_t resulta:

$$A_t = \ln \frac{t_1 - T_1}{t_1 - T_2} \cdot m \cdot C_p / Ud \cdot \theta$$

$$A_t = 5\,050 \text{ cm}^2$$

CALCULO DEL DIAMETRO Y ALTURA DE LA CAMISA

El diámetro D_j del reactor surge de la relación $4V/A_t$, entonces:

$$D_j = 4 \cdot 25\,000 \text{ cm}^3 / 5\,050 \text{ cm}^2 = 32,8 \text{ cm}$$

De la relación $A_t/\pi D_j$, se extrae la altura l de la camisa, $l = 50,4 \text{ cm}$.

DIMENSIONAMIENTO DEL SERPENTIN DE TUBOS

Este sistema proporciona un medio económico de transfe-

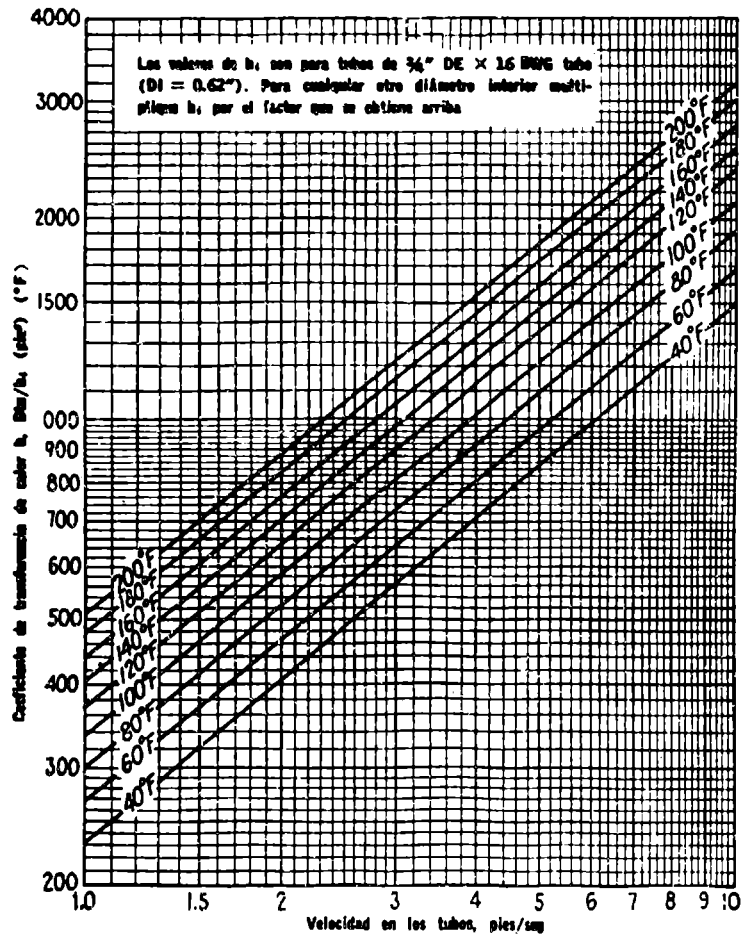
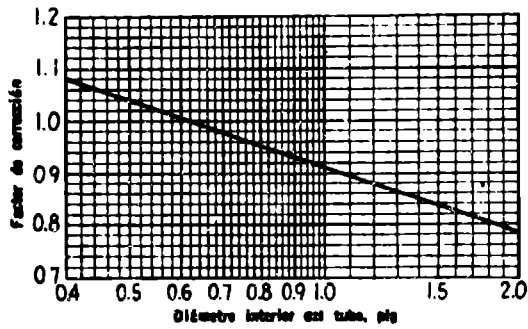


Fig. 5

Curva de transferencia de calor, agua en los tubos (6)

rencia de calor. Se construyó en acero inoxidable AISI 316, en forma helicoidal simple, con entrada y salida adyacentes.

Se instaló en el interior del reactor previendo un espacio entre el serpentín y la superficie interna, coincidiendo el eje vertical del arrollamiento con el eje del agitador.

Para su construcción es necesario que el diámetro mínimo adecuado, para evitar deformaciones de la sección, sea de 1,50 cm. Por lo expresado anteriormente el diámetro del arrollamiento será de 26 cm.

El cálculo del coeficiente de transferencia se realizó a partir del gráfico de la figura 5.

La sección de flujo A, para un diámetro interno $D_i = 1,60$ cm es:

$$A = 2,01 \text{ cm}^2$$

La velocidad de circulación v, está dada por:

$$v = \frac{q}{A} = 8,2 \frac{\text{pies}}{\text{s}}$$

habiéndose fijado el caudal:

$$q = 301 \text{ l/min}$$

De la curva de la figura 5, con la velocidad lineal calculada y temperatura del agua a 68°F (20°C), se obtiene un coeficiente de transferencia de calor

$$h_j = 1570 \frac{\text{BTU}}{\text{hpie}^2\text{°F}} = 2,12 \cdot 10^{-1} \text{ cal/cm}^2\text{s}^\circ\text{C}$$

No se hace necesario la corrección por diámetro debido a que la figura tiene validez para un valor $D_i = 1,60$ cm.

El cálculo del coeficiente h_{oi} se realiza en las condiciones detalladas en el dimensionamiento de la camisa. Se aplica la ecuación de Chilton, Drew y Jebens (fig. 4). Para un $Re = 120\,000$ se obtiene $j_s = 1\,300$.

Se calculan los coeficientes

$$h_{oi} = 2,55 \cdot 10^{-2} \text{ cal/cm}^2 \text{ s}^\circ\text{C}$$

$$U_c = 2,12 \cdot 10^{-2} \text{ cal/cm}^2\text{s}^\circ\text{C} \quad \text{y}$$

$$U_d = 1,19 \cdot 10^{-2} \text{ cal/cm}^2\text{s}^\circ\text{C}$$

Se estimó

$$h_d = 2,71 \cdot 10^{-2} \text{ cal/cm}^2\text{s}^\circ\text{C}$$

CALCULO DEL AREA DE TRANSFERENCIA

Se aplicó la ecuación utilizada en el cálculo de la camisa:

$$\ln \frac{t_1 - T_1}{t_1 - T_2} = \frac{U_d A_t \theta}{m C_p}$$

de donde

$$A_t = 2\,456 \text{ cm}^2$$

CALCULO DE LA LONGITUD DEL SERPENTIN

Siendo el diámetro interno $D_i = 1,60 \text{ cm}$ y $A_t = 2\,456 \text{ cm}^2$, la longitud del serpentín $L = 490 \text{ cm}$ surge de la relación A_t / D_i , dispuestos en una espiral de 6 vueltas.

CALCULO DE LA POTENCIA DE LA BOMBA

1. PARA EL SERPENTIN Y CIRCUITO EXTERIOR

Cálculo de la longitud equivalente del serpentín

Se supone que una espira del arrollamiento está confor-

T A B L A II

Accesorios	Diámetro interno (cm)	Longitud equivalente unitaria (cm)	Longitud equivalente total (m)
10 codos 90°.....	1,25	40,0	4,00
4 válvulas esclusa..	1,25	7,5	0,30
11 m cañería.....	1,25	1 000,0	11,00
Total.....			15,30

mada por 4 curvas de 90° y tramos rectos entre las mismas.

Como se indica en la figura 6 (7) se obtiene para un diámetro interno de 12 mm una longitud equivalente a cañería recta, por codo, de 28 cm.

La longitud equivalente total, incluyendo tubería recta y codos es de 13,5 m.

Cálculo de la longitud equivalente del circuito

En el circuito exterior de refrigeración se supone la instalación de los accesorios de la tabla II.

Cálculo del número de Reynolds

Para hallar el número adimensional

$$Re = \frac{vD \rho}{\mu}$$

se toma

$$q = 30\,000 \text{ cm}^3/\text{min} \quad y$$

$$v = 250 \text{ cm/s}$$

entonces

$$Re = 40\,000$$

Balance macroscópico de energía mecánica

$$\Delta \frac{1}{2} \langle v \rangle^2 + \frac{\Delta p}{\rho} + \hat{E}_v + g \Delta h + \hat{W} = 0$$

Se consideran despreciables las influencias de los términos de variación de energía cinética y variación de energía potencial; resulta nulo el trabajo \hat{W} .

En consecuencia la disipación viscosa \hat{E}_v es igual al término:

$$\frac{\Delta p}{\rho}$$

La expresión de E_v está dada por:

$$\hat{E}_v : \frac{1}{2} \cdot \langle v \rangle^2 \frac{L_{eq}}{E} \cdot f$$

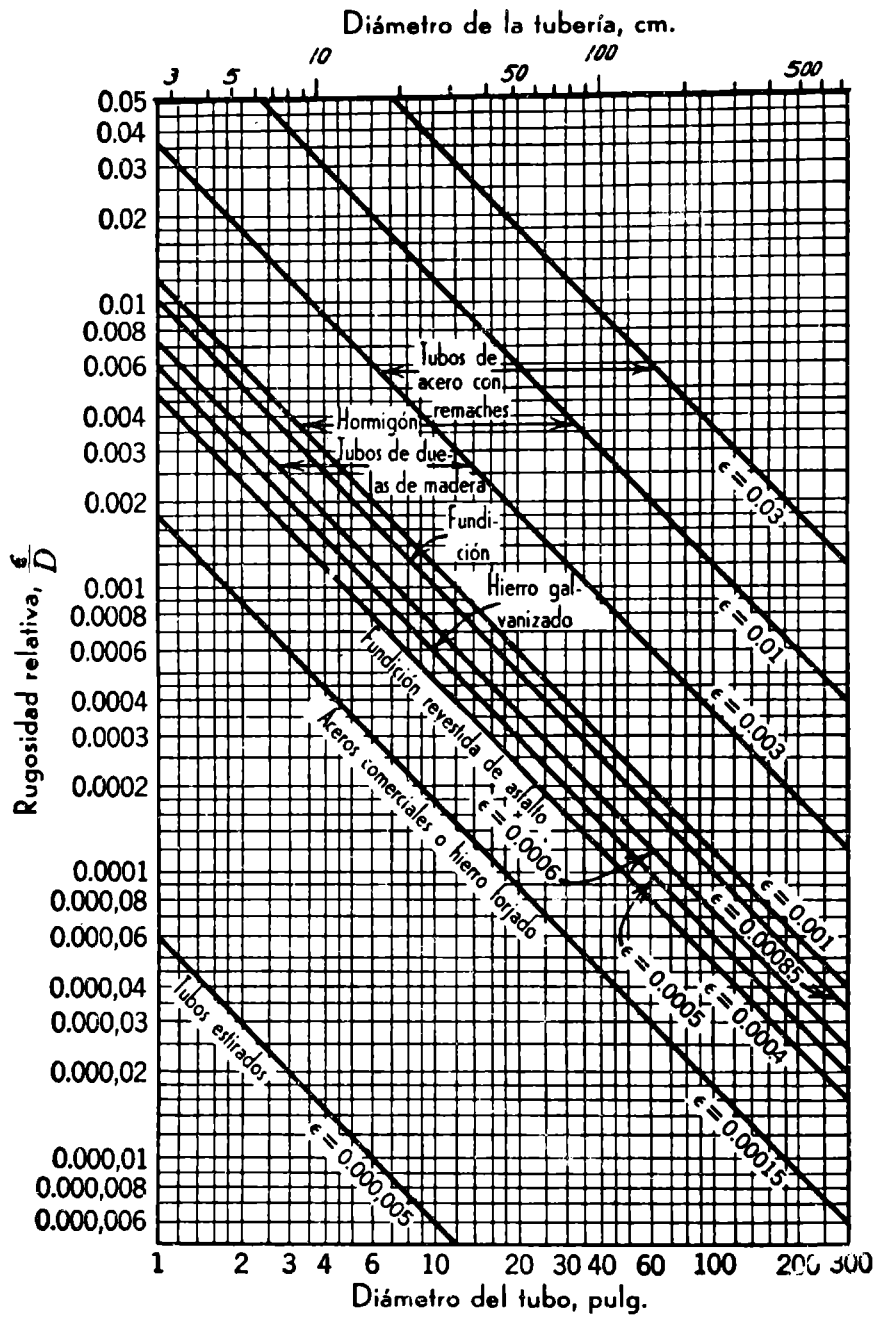


Fig. 7

Rugosidad relativa en función del diámetro,
para tubos de diversos materiales (7)

T A B L A III

Accesorios	Diámetro interno (cm)	Longitud equival. unitaria (cm)	Longitud equival. total (m)
15 codos 90°.....	1,25	40	6,00
2 válvulas globo abiertas.....	1,25	460	9,20
14,5 m cañería....	1,25	1 450	14,50
Total.....			29,70

donde:

f = factor de fricción

l_{eq} = longitud equivalente total

D = diámetro interno

$\langle v \rangle$ = velocidad media

De las figura 7 y 8 (6) se tiene la rugosidad relativa $\epsilon/D = 0,004$ y $f = 0,052$, respectivamente. Reemplazando,

$$\hat{E}_v = 1,8 \cdot 10^6 \text{ cm}^2/\text{s}^2$$

Para el cálculo de la potencia se utiliza $\hat{E}_v \cdot \rho \cdot q = \text{Pot}$, de donde $\text{Pot} = 0,12 \text{ HP}$. En consecuencia se requiere una bomba estándar centrífuga de 1/4 HP para la refrigeración por serpentín.

2. PARA LA CAMISA Y CIRCUITO EXTERIOR

Sección de flujo

Se dispusieron "baffles" deflectores en el interior de la camisa, eliminando recorridos preferenciales del líquido refrigerante, asegurando la no existencia de zonas muertas y realizando un recorrido helicoidal ascendente.

El área de flujo A_f , suponiendo una altura entre "baffles" constante, de 30 mm, y un espesor de camisa de 25 mm, es la siguiente:

$$A_f = 750 \text{ mm}^2$$

Suponiendo que la camisa está dispuesta en espiras adyacentes, la longitud total de recorrido es $L = 10,35 \text{ m}$. Aplicando la metodología utilizada en el diseño del serpentín, $l_{eq} = 38,22 \text{ m}$.

Cálculo del número de Reynolds

El circuito externo de la camisa se supone compuesto por los accesorios de la tabla III.

El caudal se estimó en $40 \text{ m}^3/\text{min}$. La velocidad lineal, para la sección de flujo de $7,50 \text{ cm}^2$ será de $88,9 \text{ cm/s}$.

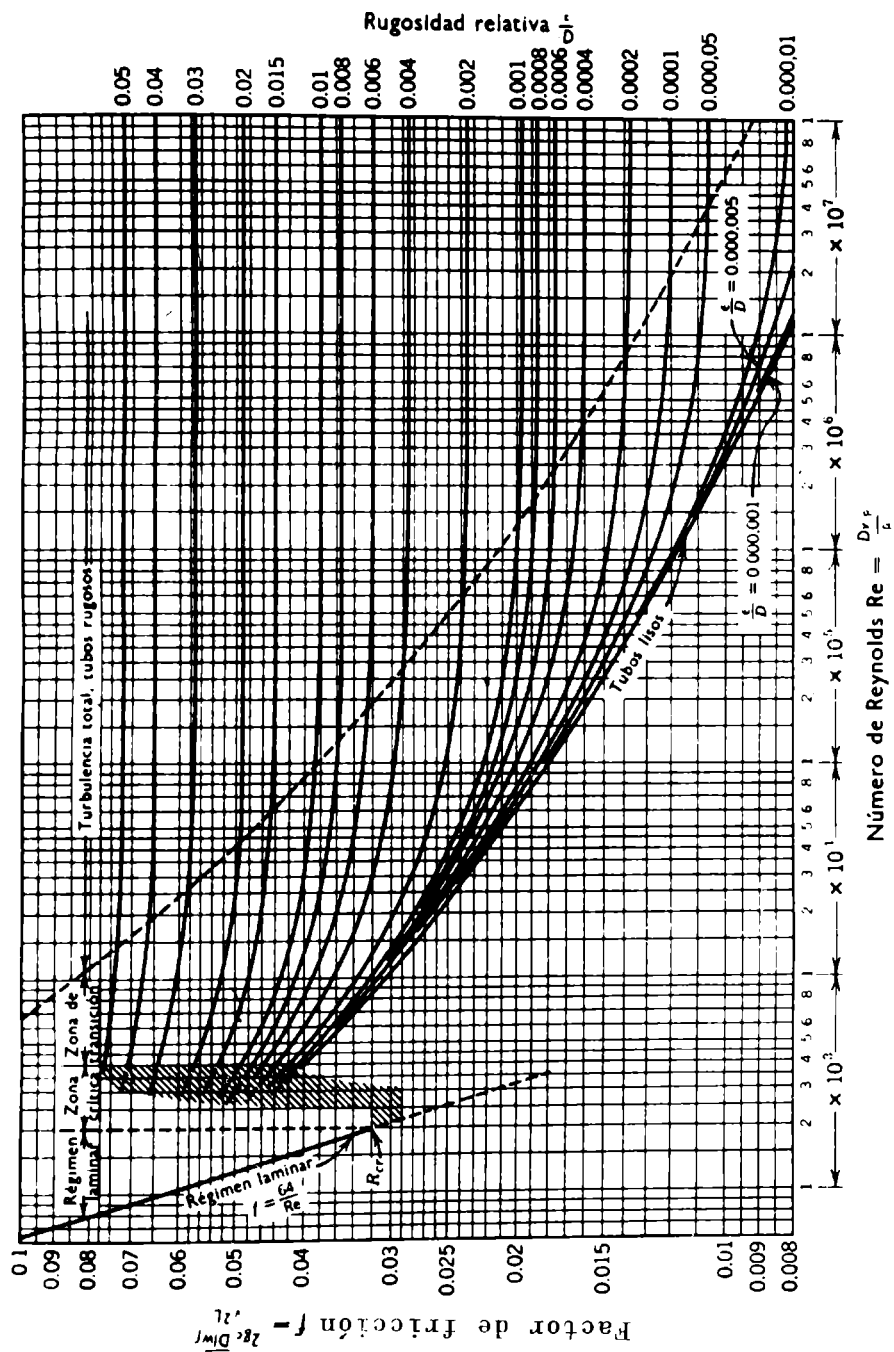


Fig. 8

Factor de fricción en función del número Reynolds y de la rugosidad relativa de la superficie del tubo (7)

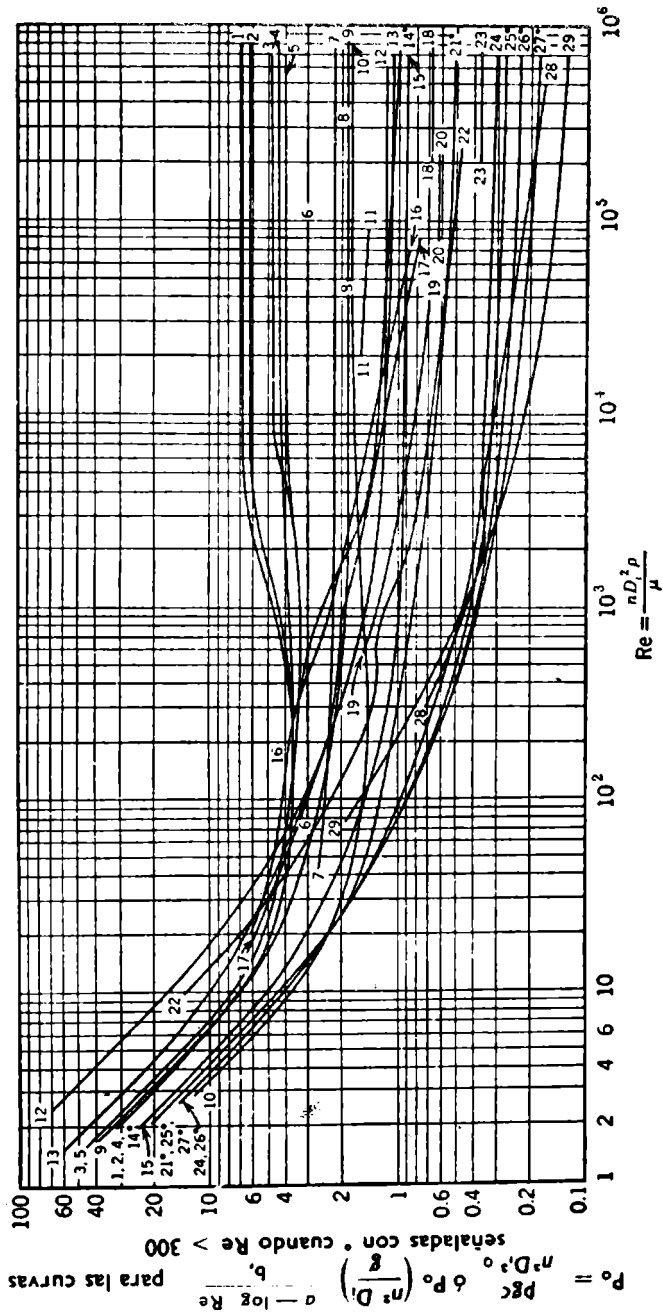


Fig. 9

Consumo de energía de diversos agitadores, expresado por el parámetro de potencia (P_o) y por el número de Reynolds (Re); para las curvas señaladas con °, la influencia de la superficie libre es considerable, por lo que se ha tenido en cuenta el número de Froude (Fr) en g/Di , para Re superiores a 300 (7)

El número de Reynolds será $Re = 24\ 000$ y de la figura 8 resulta $f = 0,030$ para una rugosidad relativa $\mathcal{E}/D = 0,002$.

Balance macroscópico de energía mecánica

Como en el cálculo del serpentín, la disipación viscosa \hat{E}_v es igual al término Δ_p/ρ , para este caso vale

$$\Delta_p/\rho = 2,98 \cdot 10^6 \text{ cm}^2/\text{s}^2$$

La potencia, para el caudal mencionado es de:

$$\text{Pot} = 0,27 \text{ HP}$$

El análisis comparativo de las potencias requeridas para la refrigeración por serpentín indica que es menor que en la camisa. Se adoptó, por lo tanto, una única bomba centrífuga de 1/2 HP, que podrá trabajar en ambos circuitos de refrigeración.

FUERZA MOTRIZ

Las demandas de potencia para la agitación del "batch" están en función del número de Reynolds y de los parámetros geométricos del agitador (figura 9) (7). A los efectos de utilizar las curvas de la figura mencionada, se adoptó una paleta tipo, de dos hojas, sin "baffles" deflectores de gran componente radial y tangencial, de las siguientes características teóricas:

diámetro del reactor/longitud de la paleta $D_j/L = 1,1$

altura de líquido/longitud de la paleta $Z_1/L = 0,4$

Las características reales son 1,64 y 1,25, respectivamente para un $Z_1 = 25$ cm. Por este motivo, el cálculo de potencia nominal estará afectado por un factor de corrección definido por:

$$f = \sqrt{\left(\frac{D_j}{L}\right) \left(\frac{Z_1}{L}\right)_{\text{teóricos}} / \left(\frac{D_j}{L}\right) \left(\frac{Z_1}{L}\right)_{\text{reales}}}$$

para predecir con mayor exactitud la potencia consumida.

De cálculos anteriores $L = 20$ cm, estimándose la viscosidad $\mu = 60$ poise, densidad $\rho = 1000$ kg/m³, y la agitación $N = 5$ rps; para este caso $ke = 33,3$. De la figura 9, el número adimensional de potencia, definido

$$Po = \text{Pot} \cdot g / N^3 \cdot Dp^5.$$

toma un valor

$$Po = 5$$

para el agitador teórico seleccionado.

En la ecuación anterior, g es el factor de conversión fuerza-masa. El valor de potencia hallado es $\text{Pot} = 0,27$ HP, siendo $f = 2,15$. La potencia corregida es finalmente $0,58$ HP. A fin de contemplar las pérdidas por rozamiento en cojinetes en la polea y en el motor, se adoptó un motor estándar de 1 HP.

REFERENCIAS

1. Petit, J.- Peintures, Pigments, Vernis, 35, 555, (1959).
2. Petit, J.- Peintures, Pigments, Vernis, 22, 3, (1946).
3. Petit, J.- Peintures, Pigments, Vernis, 27, 143, (1951).
4. Cunningham, R. E., Lombardi, J. L.- Fundamentos del diseño de reactores, (1972).
5. Perry, R. H., Chilton, C. H.- Chemical Engineers' Handbook.

6. Kern, D. Q.- Procesos de transferencia de calor, (1974).
7. Brown, G. G. Operaciones básicas de la Ingeniería Química, (1955).