

# Análisis de las causas y efectos de la avería de compresor de amoníaco en Frigorífico de la ciudad de Cienfuegos.

**R. Goytisoló Espinosa \***, **N. Arzola de la Peña \***, **L. Martínez Díaz \***, **L. Bruno Wason \*\***,  
**T. Frómata Castillo \*\***, **J. J. Cabello Eras \***.

\*Universidad de Cienfuegos. Carretera a Rodas km 4. Cienfuegos.Cuba. Teléfono: 22 962.

\*\*CENEX, MICONS.Cienfuegos.Cuba.

E-mail: ragoyti@fmec.ucf.edu.cu

(Recibido el 12 de Julio del 2001, aceptado el 15 de Noviembre del 2001).

## Resumen.

En el artículo se analizan las causas de una avería producida en un compresor de amoníaco del Frigorífico de la ciudad de Cienfuegos. En el trabajo se aplican los conceptos de la Fractura Mecánica Lineal Elástica y de la Fractura Mecánica Subcrítica para analizar las condiciones de surgimiento y desarrollo de las grietas que provocaron el desprendimiento de un pedazo de la pared de la cámara de agua de enfriamiento del compresor.

**Palabras claves: Compresor de refrigeración, fractura mecánica lineal elástica, fractura mecánica subcrítica.**

## 1. Introducción.

En la Planta de Refrigeración, de la Filial Frigorífico Agropecuario de Cienfuegos de la Empresa Cítricos Caribe S.A. ocurrió una avería en un compresor de simple etapa y reciprocante que trabaja con amoníaco, la cual consistió en el desprendimiento de un pedazo de la pared de la cámara de agua de enfriamiento. Esto provocó la mezcla del amoníaco gaseoso de la admisión con el agua de enfriamiento del compresor. El desprendimiento de este pedazo se produjo mientras se realizaba vacío en la línea de admisión del sistema con otro compresor, para extraer amoníaco líquido existente en el cuerpo del compresor, producto de la falta de estanqueidad de las válvulas del sistema. Este hecho desencadenó un conjunto de fenómenos como fueron: inundación con agua de la línea de admisión de la instalación compresora, elevación de la presión en la línea, oscilaciones longitudinales del cabezal de la misma con una frecuencia y amplitud elevada. Este conjunto de fenómenos condujeron a que después de un breve intervalo de tiempo, se produjeran otros efectos como: estallido de la válvula inferior de la tubería de admisión de dicho compresor, desprendimiento de un pedazo de la válvula; el cual golpeó la tubería de agua de enfriamiento del compresor y provocó la fractura de

la boquilla de conexión de esta tubería con el cuerpo del compresor y finalmente el escape de un cierto volumen de amoníaco gaseoso a la atmósfera.

Motivado por estos hechos, la dirección de la Filial Frigorífica de Cienfuegos solicitó los servicios de la Facultad de Mecánica de la Universidad de Cienfuegos y del Centro Experimental de la Construcción y el Montaje de la Central Nuclear de Juraguá, que desarrollaron una investigación con el objetivo de:

- Esclarecer las causas que provocaron la avería de la cámara de agua de enfriamiento del compresor.
- Realizar un análisis de los efectos que provocó la avería, con vistas a esclarecer el fenómeno que tuvo lugar como resultado de la misma y sus posibles consecuencias en la instalación compresora.

En el presente artículo, primero de una serie de tres, se abordará el cumplimiento del primero de estos objetivos.

## 2. Cálculo de tensiones en la pared de la cámara de agua de enfriamiento del compresor

En la Fig. 1 se muestra una vista general del compresor de amoníaco reciprocante de simple etapa similar al que es objeto de estudio. El compresor es de

tipo vertical, monobloque, de ocho cilindros con enfriamiento por agua [15].

En la Fig. 2 se muestra una vista de la zona averiada de la pared de la cámara de agua de enfriamiento del compresor. La observación de esta zona permitió concluir que se trata de tres grietas que se interceptaron mutuamente entre sí. La observación detallada de las grietas permitió apreciar que las mismas presentaban corrosión química, manifestada por la presencia de óxido férrico en toda su extensión, producto de la penetración del agua a través de las fisuras y la presencia de unas pequeñas zonas dispersas en los bordes con partículas brillantes que indicaban la existencia de enlaces entre los cristales que se mantuvieron hasta el momento del desprendimiento. La

presencia generalizada del óxido férrico permitió suponer que el desarrollo de dichas grietas fue progresivo, durante un periodo de tiempo prolongado, llegando a convertirse las mismas en pasantes lo que facilitó la penetración de agua y el proceso de corrosión, el cual a su vez debe haber tenido su efecto en la velocidad de crecimiento de las grietas.

La observación metalográfica y la investigación experimental de las propiedades mecánicas del material del cuerpo del compresor permitió confirmar que el mismo es hierro fundido gris con matriz ferrítico-perlítica y grafito laminar, que se corresponde con la fundición gris SCH 12-28 de la Norma Rusa GOST 1412-54.



**Figura 1.** Vista general del compresor.



**Figura 2.** Vista de la zona averiada de la pared de agua.

La pared de la cámara de agua de enfriamiento del compresor donde se produjo la falla, es una superficie plana de contorno irregular, la cual, desde el punto de vista del cálculo de las tensiones, tiene que ser considerada como una placa plana empotrada en su contorno, sometida a la acción de una carga uniformemente distribuida. En la literatura técnica que aborda el cálculo de este tipo de elemento [6, 7, 17] aparecen soluciones para tres tipos de contorno: circular, elíptico y rectangular. Para cualquiera de los tres contornos, las tensiones originadas por la presión (carga uniformemente distribuida), se calculan por la expresión:

$$\sigma_p = K \cdot p \cdot \left( \frac{R}{t} \right)^2 \quad \text{MPa} \quad (1)$$

Donde:

$\sigma_p$  – tensión normal en el borde empotrado de la placa [MPa].

$p$  – presión sobre la superficie [MPa].

$R$  – dimensión característica de la superficie [mm].

$t$  – espesor de la pared [mm].

$K$  – coeficiente que depende de las relaciones dimensionales.

Dada la configuración real del contorno agrietado se consideró el contorno de la placa como elíptico, para el cual se obtiene que:

$$\sigma_p = 8.38 \cdot p \quad MPa \quad (2)$$

En la pared analizada pueden aparecer también tensiones térmicas originadas por la diferencia de temperatura entre las superficies interior y exterior, la primera en contacto con el agua de enfriamiento y la segunda en contacto con el amoníaco de la cámara de admisión del compresor. Según [17] para el caso de una placa de cualquier contorno empotrado estas tensiones térmicas se calculan por la expresión:

$$\sigma_{\Delta t} = \frac{E \cdot \alpha \cdot \Delta t}{2 \cdot (1 - \mu)} \quad MPa \quad (3)$$

Donde:

$\sigma_{\Delta t}$  – tensión térmica del contorno [MPa].

E – módulo de elasticidad del material. [MPa].

$\mu$  – coeficiente de Poisson de la placa.

$\alpha$  – coeficiente de dilatación térmica del material. [°C<sup>-1</sup>].

$\Delta t$  – diferencia de temperatura entre la superficie interior y exterior de la pared de la cámara de agua de enfriamiento en contacto con el amoníaco de la admisión [°C].

Para la fundición gris del cuerpo del compresor:

$$\sigma_{\Delta t} = 0.88 \cdot \Delta t \quad MPa \quad (4)$$

Durante la explotación del compresor, además de las tensiones provocadas en la pared agrietada de la cámara de agua de enfriamiento por la presión y por la temperatura, aparecerán tensiones provocadas por la transmisión de parte de la carga originada por la compresión del gas a través de las paredes interiores del compresor. En la Fig. 3 se muestra un esquema de la forma y dimensiones de las paredes exteriores e interiores de las cámaras de compresión, admisión y de agua de enfriamiento del cabezal del compresor donde se produjo la falla. Por la posición específica de la pared de la cámara de agua de enfriamiento agrietada, la transmisión de parte de la carga a través de las paredes

interiores provoca fundamentalmente tensiones tangenciales de carácter cíclico, que toman su valor máximo cuando alguno de los dos pistones de este cabezal se encuentra en la carrera de compresión y toman valor cero en el resto del tiempo. Se estimó esta carga partiendo del principio general de la Resistencia de Materiales de que la carga por cada rama es proporcional a la rigidez correspondiente. Así la fuerza de compresión del gas cuando alguno de los pistones está operando será:

$$P = p_{d(NH_3)} \cdot A_p = P_1 + P_2 = 23\,750 \text{ N} \quad (5)$$

Donde:

P – Fuerza total a transmitir [N].

$P_1$  – Fuerza transmitida por las paredes interiores [N].

$P_2$  – Fuerza transmitida por las paredes exteriores [N].

$p_{d(NH_3)} = 1.344 \text{ MPa}$  – presión de descarga del amoníaco.

$A_p = 17\,672 \text{ mm}^2$  – Área del pistón.

La relación entre las cargas  $P_1$  y  $P_2$  se halló por:

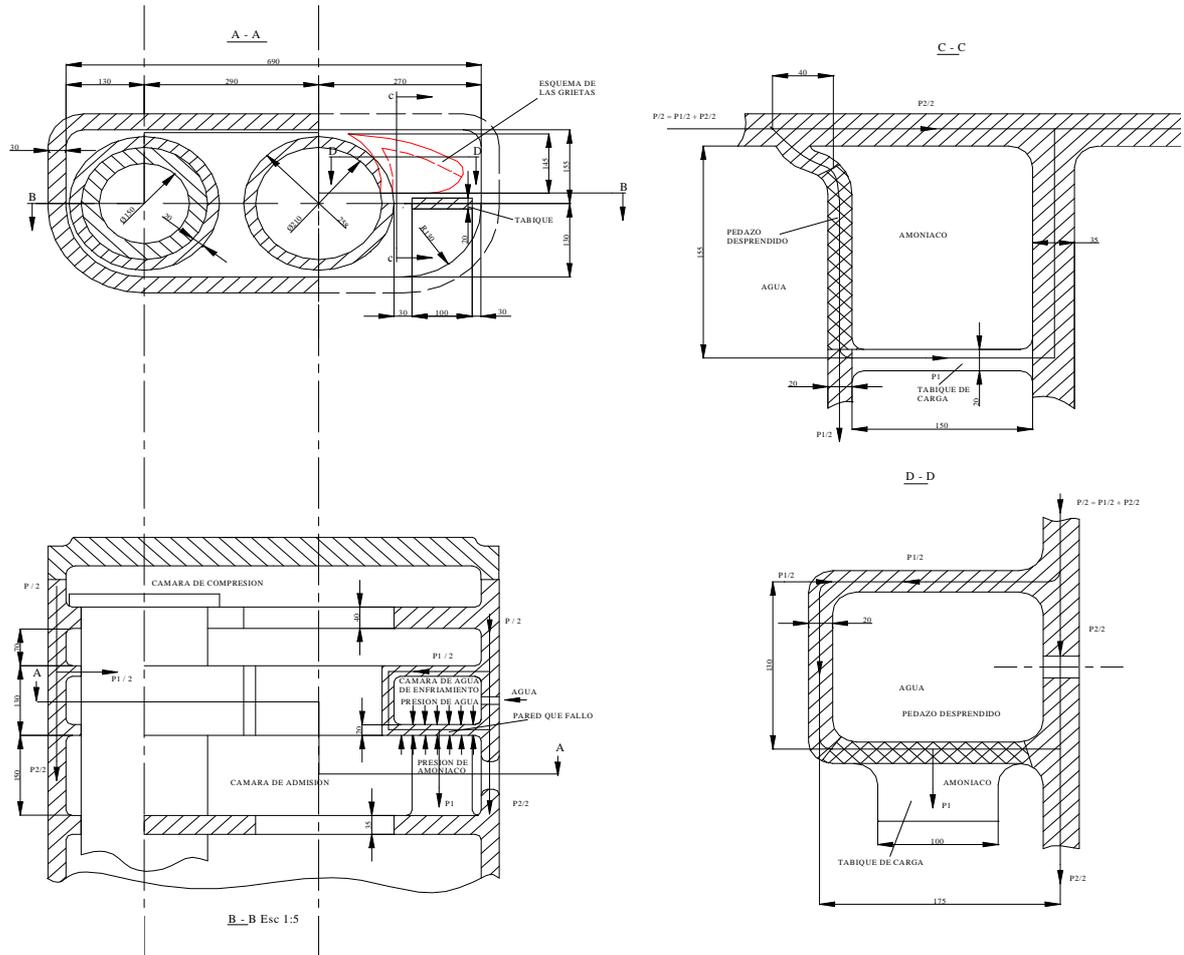
$$\frac{P_2}{P_1} = \frac{\text{perímetro exterior} \times \text{espeso exterior}}{\text{perímetro interior} \times \text{espeso interior}} = 1.84 \quad (6)$$

Finalmente se obtuvo:

$$P_1 = \frac{23\,750}{2.84} = 8\,363 \quad N$$

La tensión tangencial  $\tau$  se calculó para la zona de transmisión de esta carga, a través de la pared agrietada, al tabique de carga. O sea:

$$\tau = \frac{P_1}{\text{Área de unión pared-tabique}} = 4.2 \text{ MPa} \quad (7)$$



**Figura. 3** Esquema y dimensiones de las paredes exteriores e interiores de las cámaras de compresión, admisión y de agua de enfriamiento del compresor.

Para el estado tensional existente en el contorno agrietado se calcularon los valores máximo y mínimo de la tensión principal máxima y la diferencia de tensiones, obteniéndose:

$$\sigma_{1\text{máx}} = 12.4 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{1\text{mín}} = 10.97 \text{ MPa}$$

Y el valor de  $\Delta\sigma$  será:

$$\Delta\sigma = \sigma_{1\text{máx}} - \sigma_{1\text{mín}} = 1.43 \text{ MPa} \quad (8)$$

### 3. Construcción de la curva de resistencia residual de la superficie agrietada.

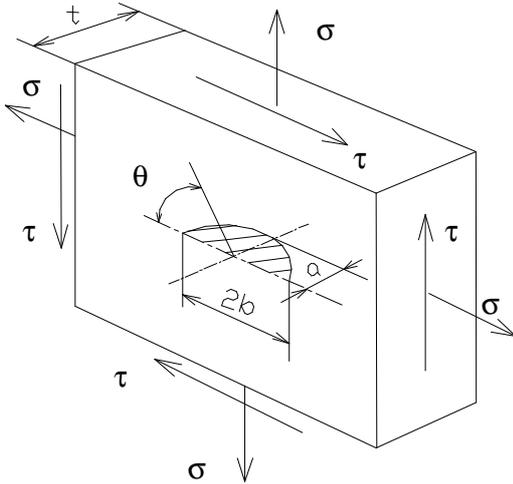
Las expresiones para el cálculo de los factores de intensidad de tensiones  $K_I$  y  $K_{II}$ , para el caso de un defecto superficial semielíptico bajo el estado tensional correspondiente a la superficie agrietada mostrado en la Fig. 4, aparece en la literatura técnica [9], así:

$$K_I = \left[ 1 + 0.12 \left( 1 - \frac{a}{b} \right) \right] \cdot \frac{\sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a}}{\phi_0} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{\pi \cdot a} \cdot \tan \left( \frac{\pi \cdot a}{2 \cdot t} \right)} \quad (9)$$

$$K_{II} = 0$$

$$K_{III} = \frac{\tau \cdot \sqrt{\pi \cdot a}}{\phi_0} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{\pi \cdot a} \cdot \tan\left(\frac{\pi \cdot a}{2 \cdot t}\right)} \quad (10)$$

Donde:



**Figura. 4** Defecto superficial semielíptico bajo un estado tensional compuesto

$$\phi_0 = \int_0^{\pi/2} \left[ 1 - \left( 1 - \frac{a^2}{b^2} \right) \cdot \sin^2(\theta) \right]^{1/2} d\theta \quad (11)$$

La situación más crítica es cuando el microdefecto o la microgrieta inicial es muy poco profunda y mas bien ancha, o sea,  $\frac{a}{2 \cdot b} \rightarrow 0$ . Se tomó para el análisis

$\frac{a}{2 \cdot b} = 0.05$ . La integral (11) fue resuelta para esta relación con el software "DERIVE" obteniéndose:

$$\phi_0 = 1.016.$$

La condición de fractura para hallar la gráfica de resistencia residual se obtuvo partiendo de la condición de equivalencia entre el criterio energético de Griffith y el criterio de fuerza de Irwin [1]. O sea, para el modo mas general de carga, la condición de fractura será:

$$G = \frac{(1-\mu^2)}{E} \cdot (K_I^2 + K_{II}^2) + \frac{(1+\mu)}{E} \cdot K_{III}^2 = G_c \quad (12)$$

Donde:

$$G_c = \frac{(1-\mu^2)}{E} \cdot K_{Ic}^2 \quad (13)$$

Sustituyendo las expresiones (9),(10) y (13) en (12) y despejando  $\sigma$  se obtiene que:

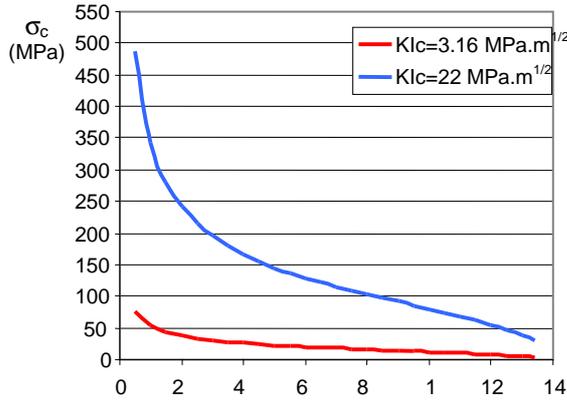
$$\sigma_c = \frac{\phi_0}{\left[ 1 + 0.12 \cdot \left( 1 - \frac{a}{b} \right) \right]} \cdot \sqrt{\frac{(1-\mu) \cdot K_{Ic}^2 - K_{III}^2}{2 \cdot t \cdot (1-\mu) \cdot \tan\left(\frac{\pi \cdot a_c}{2 \cdot t}\right)}} \quad (14)$$

Donde:

$$\begin{aligned} \phi_0 &= 1.016, & \frac{a}{b} &= 0.1 \\ \mu &= 0.25 \\ t &= 14 \text{ mm} \\ \tau &= \text{MPa} \end{aligned}$$

El gráfico de resistencia residual se construyó partiendo de un defecto inicial  $a_{0c} = 0.0001$  mm hasta una profundidad máxima de la grieta  $a_{c \text{ máx}} = t = 14$  mm. A partir de este valor la grieta se convierte en pasante, con una longitud  $b = 140$  mm. Como tenacidad a la fractura del material se tomaron, como valores límites para fundiciones grises, el valor mínimo de  $K_{IC \text{ min}} = 3.16 \text{ MPa} \cdot \sqrt{m}$ , reportado por Partón [12] y el mayor valor encontrado en la literatura consultada  $K_{IC \text{ max}} = 22 \text{ MPa} \cdot \sqrt{m}$  reportado en el trabajo [5].

Las curvas de resistencia residual obtenidas se muestran en la Fig. 5. Del análisis de esta figura se puede concluir que para el caso de la fundición gris de menor tenacidad, con los niveles de tensión  $\sigma = 12.4$  MPa que posee la superficie agrietada, un pequeño defecto tendría que aumentar por crecimiento subcrítico debido a fatiga o fatiga-corrosión hasta una profundidad  $a_c \cong 10$  mm y longitud  $b \cong 100$  mm, antes de hacerse crítico. En el caso de la fundición gris de mayor tenacidad, se observa del gráfico, que ese pequeño defecto o microgrieta tendría que crecer hasta que se convirtiera en una grieta pasante  $a_c = 14$  mm, y longitud  $b = 140$  mm y todavía no se convierte en crítico.



**Figura. 5** Curvas de resistencia residual del cuerpo del compresor en condiciones normales de explotación.

De esto se puede afirmar categóricamente que las grietas que dieron origen al desprendimiento del pedazo de pared de la cámara de agua de enfriamiento no se pudieron desarrollar instantáneamente, sino que venían desarrollándose desde hace mucho tiempo por crecimiento subcrítico, bajo fatiga o fatiga-corrosión, a partir de algunos de los múltiples defectos superficiales, inclusiones no metálicas, láminas de grafito libre, etc. que poseen, como regla, las fundiciones grises, convirtiéndose en grietas pasantes; desarrollándose en la superficie agrietada un proceso de corrosión al filtrarse el agua a partir del momento en que las fisuras se convirtieron en pasantes. Esto se confirma por supuesto si se evalúa la resistencia instantánea de la pared para las condiciones más severas de explotación (con  $\tau = \tau_{\text{máx}}$ ).

Las tensiones principales en la superficie agrietada son:

$$\sigma_1 = \frac{\sigma}{2} + \frac{1}{2} \cdot \sqrt{\sigma^2 + 4 \cdot \tau^2} = 12.4 \text{ MPa} \quad (15)$$

$$\sigma_3 = \frac{\sigma}{2} - \frac{1}{2} \cdot \sqrt{\sigma^2 + 4 \cdot \tau^2} = -1.41 \text{ MPa} \quad (16)$$

Como el material es frágil la condición de fractura instantánea se debe evaluar por la hipótesis de Mohr.

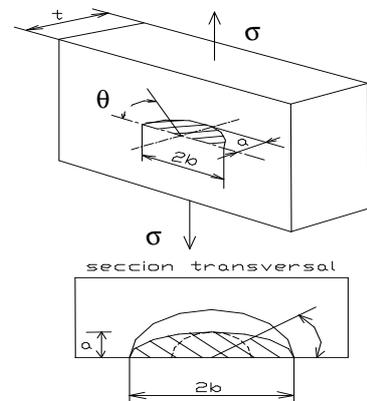
$$\sigma_{\text{eq máx}} = \sigma_1 \text{ máx} - \left( \frac{\sigma_{\text{u t}}}{\sigma_{\text{u c}}} \right) \cdot \sigma_3 \text{ min} \quad (17)$$

$$\sigma_{\text{eq máx}} = 12.8 \text{ MPa} \ll \sigma_{\text{ut}} = 120 \text{ MPa}$$

Como se aprecia la  $\sigma_{\text{eq máx}}$  en condiciones normales de explotaciones es mucho más pequeña que la resistencia a tracción del material del cuerpo. La falla instantánea resulta imposible en condiciones normales de explotación.

#### 4. Evaluación de posibilidad de que en condiciones de vacío las microgrietas o grietas existentes, puedan convertirse en críticas.

Es una práctica común en la instalación compresora analizada utilizar el vacío, originado en la línea de admisión de los compresores por otro compresor, para extraer el líquido (amoníaco líquido) que pueda haber penetrado en la cámara de admisión de algún compresor por falta de hermeticidad en las válvulas y cheques de las tuberías de descarga (de alta presión) del mismo. Esta operación se realiza por supuesto estando el compresor, al cual se le quiere extraer líquido parado, lo cual implica que en estas condiciones, el estado tensional de la pared de la cámara de agua de enfriamiento se modifica y en el contorno empotrado no existen tensiones tangenciales, sino solamente tensiones normales originadas por la presión y la temperatura. La gráfica de resistencia residual de la Fig. 5 no es válida en este caso, pues la misma fue construida con la presencia de tensiones tangenciales. La expresión para el cálculo del factor de intensidad de tensiones  $K_I$ , para un defecto o grieta superficial semielíptico, para el caso del estado uniaxial de tracción (Fig. 6), aparece en la referencia [4].



**Figura. 6** Defecto superficial semielíptico bajo un estado tensional uniaxial

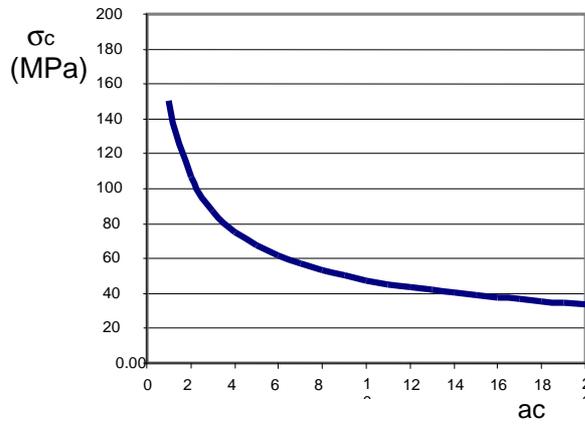
En este caso para  $\theta = \pi/2$  (punto más crítico del defecto),  $\frac{a}{2 \cdot b} = 0.05$ , se obtiene que:

$$\beta = 1.12 \cdot M_k \quad (18)$$

Donde el coeficiente  $M_k = f\left(\frac{a}{2 \cdot b}, \frac{a}{t}\right)$  se halla de la gráfica correspondiente dada en [4]. La condición de fractura en este caso es:

$$K_I = \beta \cdot \sigma_c \cdot \sqrt{\pi \cdot a_c} = K_{Ic} \quad (19)$$

El gráfico de resistencia residual obtenido se muestra en la Fig. 7.



**Figura. 7** Gráfico de resistencia residual del cuerpo del compresor en condiciones de vacío de la cámara de admisión

Resulta útil conocer, que valor de la diferencia de temperatura Δt (°C) entre las superficies interior y exterior de la cámara de agua de enfriamiento, hace que una grieta existente en la cámara de agua se convierta en crítica y estalle producto del choque térmico provocado por el descenso de temperatura del amoniaco al hacer vacío en la cámara de admisión del compresor. Es importante señalar aquí, que en la literatura técnica especializada se reportan numerosos casos de fallas provocadas por choques térmicos [4, 12]. Para hacer este análisis se tomó en cuenta que en este caso:

$$\sigma_c = 8.38 \cdot p + 0.88 \cdot \Delta t_c \quad (20)$$

Sustituyendo (18) y (20) en (19) y despejando Δt<sub>c</sub> se obtiene que:

$$\Delta t_c = \frac{1}{0.88 \cdot \sqrt{\pi \cdot a_c}} \cdot \left( \frac{K_{Ic}}{1.12 \cdot M_k} - 8.38 \cdot p \right) \quad (21)$$

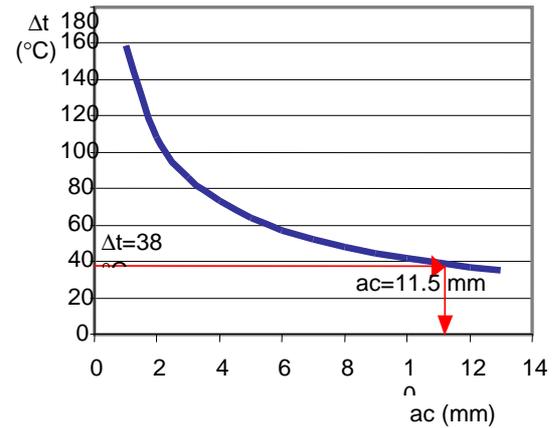
La gráfica de Δt<sub>c</sub> = f(a<sub>c</sub>), se muestra en la Fig. 8, obtenida para una presión:

$$p = p_{(H_2O)} - p_{a(NH_3)} = 0.143 \text{ MPa} \quad (22)$$

Se realizó un análisis sobre que diferencia de temperatura podría alcanzarse entre los bordes interior y exterior de la pared agrietada, concluyéndose que la misma puede llegar a tomar valores de:

$$\Delta t_{real} = 38 \text{ } ^\circ\text{C}$$

Analizando la gráfica de la Fig. 8 se puede concluir que, para esta diferencia de temperatura una microgrieta que halla crecido por crecimiento subcrítico hasta una profundidad a<sub>c</sub> = 11.5 mm y una extensión 2b = 115 mm se convertirá en crítica y se extenderá rápidamente en esas condiciones.



**Figura. 8** Gráfica de diferencia de temperatura vs tamaño crítico de la grieta

### 5. Crecimiento subcrítico de las grietas de la pared de la cámara de agua de enfriamiento del compresor.

Como se vio anteriormente las grietas de la pared de la cámara de agua de enfriamiento del compresor, no se pudieron producir instantáneamente, sino que se desarrollaron mediante un proceso de crecimiento subcrítico a partir de un pequeño defecto o microgrieta. Para el análisis del crecimiento subcrítico de las grietas se utilizó la ecuación clásica de la razón de crecimiento de Paris [11]. O sea:

$$\frac{da}{dN} = C \cdot (\Delta K)^n \quad \text{cm/ciclo} \quad (23)$$

En general el exponente n varía entre 2 y 3 [2, 3] aunque puede tomar valores mayores. Se tomará en el análisis n=2.5 (valor medio). La constante C depende en general del valor de n y de la razón de asimetría del

ciclo  $r = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}}$ , pero según [2] cuando el exponente n está entre 2 y 3 la dependencia de C y  $n=f(r)$  es despreciable. La correlación entre C y n aparece obtenida en diferentes fuentes de la literatura [8, 10, 14, 16], sin embargo la que más se ajusta al caso analizado, por tratarse de fractura frágil, es la señalada en [10].

$$C = 5.48 \cdot 10^{-5} \cdot \frac{1}{577.8^n} \tag{24}$$

Para  $n=2.5$  se tiene que  $C=6.8287 \cdot 10^{-12}$  El valor de  $\Delta K$  e obtuvo de la expresión (9) en función de  $\Delta\sigma$ . O sea:

$$\Delta K = \left[ 1 + 0.12 \left( 1 - \frac{a}{b} \right) \right] \cdot \frac{\Delta\sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a}}{\phi_0} \cdot \left( \frac{2 \cdot t}{\pi \cdot a} \cdot \tan \left( \frac{\pi \cdot a}{2 \cdot t} \right) \right)^{1/2} \tag{25}$$

En la Fig. 9 se muestra la curva de crecimiento subcrítico de las grietas del compresor, donde se puede apreciar que para que un pequeño defecto o microgrieta superficial se convierta en una grieta pasante de profundidad  $a=t=1.4$  cm y longitud  $2b=14$  cm, tiene que transcurrir cerca de 35 000 horas de trabajo efectivo del compresor. Este proceso de crecimiento subcrítico traducido en años reales de explotación, depende de la utilización del compresor. En la Fig. 10 se muestra el crecimiento para una utilización del 20 %, 30 % y 40 % respectivamente.

De este análisis se concluyó, tal como se había expresado anteriormente, que el proceso de crecimiento de las grietas hasta los valores que provocaron el desprendimiento del pedazo de pared de la cámara de agua de enfriamiento requirió de varios años. Este proceso, por supuesto, pudo haberse acelerado por el efecto de la corrosión [4, 12, 18] y por la interacción de las propias grietas entre sí [19, 20].

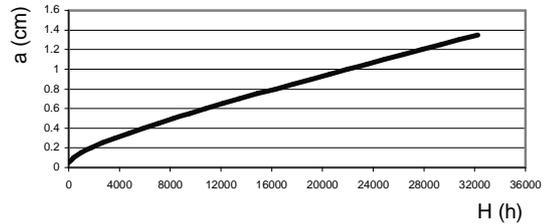


Fig. 9 Crecimiento subcrítico de las grietas del compresor en horas efectivas

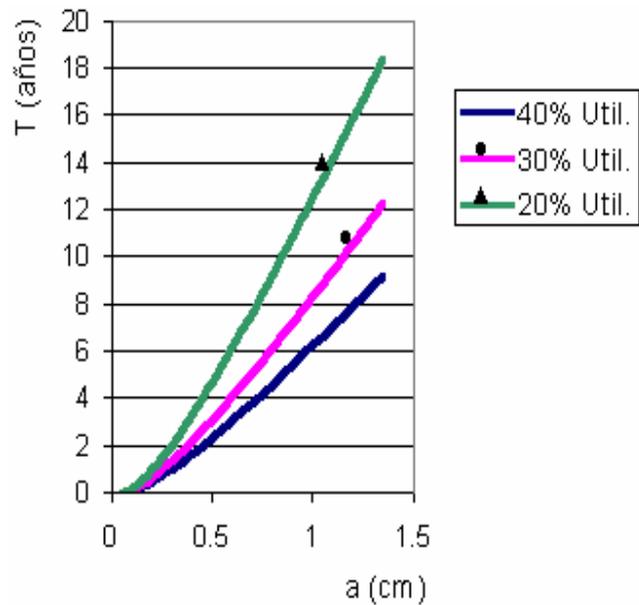


Fig.10. Crecimiento subcrítico en años reales.

## 6. Conclusiones.

La investigación realizada permitió arribar a las siguientes conclusiones:

- El examen metalográfico y las mediciones de dureza y resistencia al impacto y a tracción permitieron establecer que el material del cuerpo del compresor presenta una matriz ferrítico-perlítica con grafito en forma de láminas, cuyas propiedades se corresponden con el hierro fundido gris de grafito laminar SCH 12-28 según la norma GOST 1412-54.

- El examen visual de la zona desprendida de la pared interior de la cámara de agua de enfriamiento permitió presuponer que se trataba de tres grietas que se desarrollaron mediante crecimiento subcrítico por fatiga o fatiga-corrosión durante un período de tiempo relativamente prolongado, dada la presencia de óxido férrico extendido en toda la superficie agrietada.
- Los cálculos de la resistencia instantánea de la pared, para las cargas máximas que soporta, realizados mediante la Hipótesis de Mohr permitieron confirmar que la tensión equivalente es mucho más pequeña que la tensión límite del material del cuerpo, por lo que se descartó definitivamente la posible ocurrencia de la falla instantánea de la pared de agua de enfriamiento del compresor.
- La construcción de la curva de resistencia residual de la pared de la cámara de agua de enfriamiento construida para el caso de un pequeño defecto o microgrieta superficial semielíptica bajo un estado tensional plano, con presencia de tensiones normales y tangenciales actuando simultáneamente (modo I y modo III de cargas) permitió establecer que un pequeño defecto o microgrieta superficial tendría que desarrollarse por crecimiento subcrítico por fatiga o fatiga-corrosión hasta una profundidad  $a=10$  mm y longitud  $2b=100$  mm para convertirse en inestable y extenderse a lo largo de toda la longitud físicamente posible de la cámara de agua de enfriamiento del compresor.
- El análisis del crecimiento subcrítico de estas grietas utilizando la ecuación de razón de París con exponente  $n=2,5$  y  $C=6.8287 \cdot 10^{-12}$ , característicos de rotura frágil, permitió confirmar que la extensión de las grietas hasta los valores que provocaron el desprendimiento del pedazo de pared de la cámara de agua de enfriamiento requiere años, siendo este período mas o menos prolongado en dependencia del por ciento de utilización del compresor.
- La construcción del gráfico de resistencia residual de la pared desprendida del compresor en condiciones de vacío, en el proceso de extracción de amoniaco líquido del cuerpo, para un pequeño defecto o microgrieta superficial semielíptica bajo un estado tensional uniaxial de tracción con superposición de tensiones provocadas por la presión y la temperatura, permitió establecer que para una diferencia de temperatura entre los bordes interior y exterior de la pared  $\Delta t_{\text{real}}=38$  °C, se producen tensiones térmicas elevadas que determinan que para que una grieta se convierta en crítica debe haber

crecido previamente hasta  $a_c=11.5$  mm y  $2b=115$  mm, lo que descarta la ocurrencia de la falla instantánea por choque térmico.

## 7. Agradecimientos.

Se agradece la colaboración de los compañeros Ing. Israel Santana, Ing. Julio Montalvo, Tec. Rogelio Álvarez y Tec. Cristóbal Berroa en la ejecución de la presente investigación.

## 8. Bibliografía.

1. Aleksandrov, A. V. Fundamentos de la teoría de la elasticidad y la plasticidad. Moscú: Editorial Vizchaya Schkola, 1990. - - 399 p.
2. Avilés R. Fatiga de materiales en el diseño y análisis mecánico. Escuela Técnica Superior de Ingenieros de Bilbao, 1995. - - Paginación Variada.
3. Blake, A. Practical Fracture Mechanic in Design. New York: Marcel Dekker. Inc. 1996. - - 437p.
4. Broek, D. Fracture Control for the Chemical Process Industries. St. Louis: The Materials Technology Institute of the Chemical Process Industries. Inc. 1983. - - 571 p.
5. Casals, J. M.; Rios, R.; Vilellas, A. Experiencias del uso de ensayos de tenacidad a la fractura con probetas pequeñas y entalla tipo Chevron. Anales de Mecánica de la Fractura. Ribadesella, 9 – 11 Abril, 1997. p. 135 – 146.
6. Feodosiev, V. I. Resistencia de Materiales. Tercera Edición. Moscú: Editorial MIR. 1985. - - 583 p.
7. Fernández Levy, Gilda. Resistencia de Materiales. Tomo II. Ciudad de la Habana: Editorial: Pueblo y Educación. 1983. - - 511 p.
8. Gurney, T. R. An analysis of some fatigue crack propagation data for steels to pulsation tension loading. Welding Inst. Res. Rept. Ser. E. (USA); p. 59;1978.
9. Hofer, K. E. Equations for fracture mechanic. Machine Design (USA), 40; (3): p.103 – 113, 1968.
10. Kawasawa T. Outline of JWES standard for critical assessment of defects with regard to brittle fractures and some cases studies. I. I. W.: Annual Assembly (Bratislava), 10: p.274 – 284, 1979.
11. Paris P. A critical analysis of crack propagation laws. J. Basic Eng. Trans. ASME (USA): p.528 – 534, 1963.
12. Partón, V. Z. Mecánica de la destrucción. Moscú: Editorial MIR. 1990. - - 414 p.
13. Pisarenko, G. S.; Yákovlev, A. P.; Matveév V. V. Manual de Resistencia de Materiales. Moscú: Editorial MIR. 1989. - - 694 p.

14. Romvari p. Análisis de las regularidades del desarrollo de las grietas de fatiga en los materiales. Probl Prochnosti (Moscú), (12):p. 18-28,1980.
  15. Rusia. Single-stage ammonia refrigerating compressors Ayy 400. Service log. Installation and Maintenance Instruction Manual. 53p. (Catálogo Industrial).
  16. Tanaka, K. A Tentative explanation for two parameter, C and n in Paris equation of fatigue crack growth. Int. Journ. of Fract. (USA), (5): p.563-583,1997.
  17. Timoshenko S. Resistencia de Materiales. Segunda Parte. Madrid: Espasa-Calpe. S.A. 1962. - - 498 p.
  18. Troschenko V. T. Resistencia a la fatiga de los metales y aleaciones / V.T. Troschenko, L. A. Sosnovskii. – Kiev: Editorial Naukova Dumka, 1987. –505p.
  19. Ukaggaonker V.G., Naik A.P. Interaction effect of two arbitrarily oriented cracks. Part I. International Journal of Fracture (Netherlands) 51:219-230, 1991.
  20. Ukaggaonker V.G., Naik A.P. Effect of two arbitrarily oriented crack. Aplicaciones. Part II. International Journal of Fracture (Netherlands) 51:285-304, 1991.
- 

## **Analysis of causes and effects for failure in ammonia compressor.**

### **Abstract**

In this paper, the causes of damage taken place in an ammonia refrigerating compressor are analyzed. Concepts of Linear Elastic Fracture Mechanics and Subcritical Fracture Mechanics are applied to analyze the appearance and propagation conditions of cracks that caused the wall damage in the cooling water camera.

**Key words:** Refrigerating compressor, linear elastic fracture mechanics, subcritical fracture mechanics.