

C.N.E.A. Biblioteca	
ARCHIVO PUBLICACIONES	
Nº 1	Año 1974

04.74.05

CNEA/IN 4/145

(Cancelado)

AR7400059

COMISION NACIONAL DE ENERGIA ATOMICA
DEPENDIENTE DE LA PRESIDENCIA DE LA NACION

ANALISIS DE TENSIONES EN GENERADORES
DE VAPOR PARA USO NUCLEAR

L. DARNOND, J. M. LARUMBE VALLE, RAUL J. M. LOPEZ

BUENOS AIRES
1974

ANÁLISIS DE TENSIONES EN GENERADORES DE VAPOR PARA USO NUCLEAR

1. RESUMEN:

Se presenta el proceso de cálculo para el análisis de tensiones del lado primario de un generador de vapor de tubos en U para uso nuclear.

El trabajo comprende el desarrollo de las expresiones para el análisis elástico según el método de interacción, el cálculo de las intensidades de tensiones, y la evaluación de los resultados según el ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Sección III, Recipientes nucleares.

Se presentan los resultados obtenidos para un caso particular.

2. INTRODUCCION:

El diseño de un generador de vapor para uso nuclear debe cumplir elevados requisitos que hacen a la seguridad de operación y disponibilidad de las plantas nucleares, debiendo además tenerse en cuenta aspectos adicionales tales como mínimo peso, tamaño y costo.

Estos requerimientos no pueden ser satisfechos por un diseño en base a formulaciones simplificadas como las empleadas en intercambiadores de calor de uso convencional, y debe por lo tanto recurrirse a un análisis detallado de tensiones que represente lo más fielmente posible las condiciones a que estará sometido el componente durante el servicio. Debe asimismo tenerse un preciso conocimiento de las condiciones de falla para cada tipo de sollicitación.

Las bases para el análisis de tensiones y los criterios de diseño están descriptos en la sección III del ASME Boiler and Pressure Vessel Code (Ref. 1).

El generador de vapor, básicamente un intercambiador de calor vertical, es el componente común a los sistemas de refrigeración principal del reactor y secundario de una central nuclear. Está compuesto por un manojo de tubos en U fijados a la placa tubo, una cámara de colección semiesférica separada en dos compartimientos por una placa diviso-

ria, una cámara cilíndrica que encierra el conjunto de tubos y en la cual se produce la ebullición, y una cámara superior de colección de vapor (Fig. 1).

De acuerdo a Ref. 1, sólo se requiere analizar en detalle la parte primaria del generador de vapor, bastando para la parte secundaria el análisis basado en la formulación simplificada que no se incluye en el presente trabajo.

Se consideran solamente las tensiones originadas por las presiones primaria y secundaria, y asimismo para este primer análisis se supone que no hay toberas, ni entradas de hombre en la estructura. Los efectos de estos elementos sobre el conjunto pueden considerarse a través de factores de magnificación de tensiones (Ref. 2).

El método de resolución empleado es el denominado método de las discontinuidades (Ref. 3), consistente en determinar los esfuerzos internos que existen en los cambios de sección de la estructura. Bajo la acción de la carga, presión interior por ejemplo, los elementos que componen la estructura considerados individualmente se deforman de modos distintos; por lo tanto son necesarios momentos y fuerzas en las discontinuidades para asegurar la compatibilidad y continuidad del conjunto. Finalmente, conocidos estos esfuerzos de acuerdo con el estado de carga actuante, se resuelve la estructura dada.

Los elementos en que ha sido dividida la estructura son: (Fig. 2)

- 1.- Cilindro largo.
- 2.- Anillo (Porción no perforada de la placa tubo).
- 3.- Placa perforada (Porción perforada de la placa tubo).
- 4.- Cilindro de espesor variable.
- 5.- Semiesfera.

Las direcciones supuestas de los esfuerzos y la convención de signos para los desplazamientos y rotaciones se ven en la figura 3.

3. NOMENCLATURA:

a	radio medio	mm
b	radio interior	mm
c	radio exterior	mm
D	$= \frac{E \cdot h^3}{12 (1-\nu^2)}$	kg. mm
E	módulo de elasticidad	kg/mm ²
E*	módulo de elasticidad efectivo para la placa tubo	kg/mm ²
e	ancho mínimo nominal del ligamento de la placa tubo	mm
$\bar{e}$	ancho mínimo nominal del ligamento de la placa tubo incluyendo el espesor del tubo	mm
h	espesor	mm
l	largo del cilindro de espesor variable	mm
M	momento por unidad de longitud	kg. mm/mm
N	esfuerzo normal por unidad de longitud	kg/mm
Pp	presión primaria	kg/mm ²
Ps	presión secundaria	kg/mm ²
Pi	presión en el interior de las perforaciones de la placa tubo	kg/mm ²
Q	esfuerzo tangencial por unidad de longitud	kg/mm
r	radio variable	mm
R	distancia nominal entre centros de los agujeros de la placa tubo	mm
S	intensidad de tensiones	kg/mm ²
w	desplazamiento vertical de la placa tubo	mm
x	coordenada axial	mm
Y	relación del radio exterior al interior	
Z	relación del radio exterior a uno variable	
U	relación del radio interior a un radio variable	
α	coordenada meridional de la esfera	radianes

$$\beta = \left[\frac{3(1-\nu^2)}{a^2 \cdot h^2} \right]^{\frac{1}{4}}$$

1/mm

δ desplazamiento lateral

mm

ν módulo de Poisson

θ rotación

radianes

Ω ángulo de la pared del cilindro de espesor variable

radianes

$$\lambda = \beta \cdot \omega$$

σ tensión

kg/mm²

$$\rho = \left[\frac{12(1-\nu^2)}{a^2 \cdot \Omega^2} \right]$$

$$\eta = \frac{e}{R} = \text{eficiencia de ligamento}$$

Subíndices:

- 1 cilindro largo
- 2 anillo
- 3 placa perforada
- 4 cilindro de espesor variable
- 5 semiesfera.

Funciones auxiliares:

$$f_1(\beta, x) = e^{-\beta x} \cos \beta x$$

$$f_2(\beta, x) = e^{-\beta x} (\cos \beta x - \sin \beta x)$$

$$f_3(\beta, x) = e^{-\beta x} (\cos \beta x + \sin \beta x)$$

$$f_4(\beta, x) = e^{-\beta x} \sin \beta x$$

$$\bar{K}_1 = 1 - \frac{1-2\nu}{2\lambda} \log \alpha$$

$$\bar{K}_2 = 1 - \frac{1+2\nu}{2\lambda} \log \alpha$$

$$B(\alpha) = \left[(1+\nu)^2 (\bar{K}_1 + \bar{K}_2) - 2\bar{K}_2 \right]$$

$$\psi_1(x) = \cos x$$

$$\psi_2(x) = -\sin x$$

$$\psi_3(x) = -\frac{2}{\pi} kx$$

$$\psi_4(x) = -\frac{2}{\pi} kx$$

$$S_1(\varepsilon) = \varepsilon \cdot \psi_2(\varepsilon) - 2 \psi_1'(\varepsilon)$$

$$S_2(\varepsilon) = \varepsilon \cdot \psi_1(\varepsilon) + 2 \psi_2'(\varepsilon)$$

$$S_3(\varepsilon) = \varepsilon \cdot \psi_4(\varepsilon) - 2 \psi_3'(\varepsilon)$$

$$S_4(\varepsilon) = \varepsilon \cdot \psi_3(\varepsilon) + 2 \psi_4'(\varepsilon)$$

$$S_5(\varepsilon) = \varepsilon^2 \cdot \psi_2'(\varepsilon) - 4 \varepsilon \cdot \psi_2(\varepsilon) + 8 \psi_1'(\varepsilon)$$

$$S_6(\varepsilon) = \varepsilon^2 \cdot \psi_1'(\varepsilon) - 4 \varepsilon \cdot \psi_1(\varepsilon) - 8 \psi_2'(\varepsilon)$$

$$S_7(\varepsilon) = \varepsilon^2 \cdot \psi_4'(\varepsilon) - 4 \varepsilon \cdot \psi_4(\varepsilon) + 8 \psi_3'(\varepsilon)$$

$$S_8(\varepsilon) = \varepsilon^2 \cdot \psi_3'(\varepsilon) - 4 \varepsilon \cdot \psi_3(\varepsilon) - 8 \psi_4'(\varepsilon)$$

4. ANALISIS DE LOS ELEMENTOS SIMPLES

4.1 - Elemento 1: Cilindro largo.

La solución de flexión de borde empleada corresponde al tratamiento como cilindro semiinfinito y carga axialsimétrica (Ref. 1).

Deformaciones debidas a la presión:

$$\delta_1^p = \frac{P \cdot b_1^2}{E(c_1^2 - b_1^2) \cdot \alpha_1} \left[\alpha_1^2 (1 - 2\nu) + C_1^2 (1 + \nu) \right]$$

$$\theta_1^p = 0$$

Deformaciones debidas a la flexión de borde

$$\delta_1^f(x) = \frac{Q_1}{2\beta_1^3 D_1} f_1(\beta_1 x) + \frac{M_1}{2\beta_1^2 D_1} f_2(\beta_1 x)$$

$$\theta_1^f(x) = -\frac{Q_1}{2\beta_1^2 D_1} f_3(\beta_1 x) - \frac{M_1}{2\beta_1 D_1} f_4(\beta_1 x)$$

Deformaciones totales:

$$\delta_1(x) = \delta_1^p + \delta_1^f(x)$$

$$\theta_1(x) = \theta_1^p + \theta_1^f(x)$$

Distribución de esfuerzos:

$$M(x) = \frac{Q_1}{\beta} f_4(\beta, x) + M_1 f_3(\beta, x)$$

$$Q(x) = Q_1 f_2(\beta, x) - 2M_1 \beta_1 f_4(\beta, x)$$

4.2 - Elemento 2: Anillo.

El estado de cargas complejo actuante sobre el anillo (Fig. 3), puede reducirse a la superposición de dos estados simples:

a) Una cupla torsora uniformemente distribuida a lo largo de la línea baricéntrica (Fig. 4-a).

b) Presiones equivalentes provocadas por las fuerzas radiales ejercidas por los elementos vecinos (Fig. 4-b).

Previo al análisis del estado a) es necesario discutir la validez de las teorías susceptibles de utilizarse:

Para la validez de la teoría de anillos frente a la teoría de láminas cilíndricas debe verificarse (Ref. 5):

$$\left(\frac{h_2}{\alpha_2} \right) \cdot \left(\frac{h_2}{c_2 - c_3} \right) < \frac{3}{8}$$

Para la validez de la teoría de anillos frente a la teoría de placas circulares se debe cumplir (Ref. 4):

$$\frac{C_2}{C_3} < 1,5$$

Para las dimensiones habituales de los generadores de vapor, la teoría de anillos cumple los requisitos anteriores. en consecuencia, fue elegida para el análisis del estado a).

Los efectos producidos por el estado b) fueron evaluados a través de la teoría de cilindros de pared gruesa (Ref. 4).

La expresión de la rotación del anillo está dada por:

$$\begin{aligned} \theta_2 = & \frac{M_1 \cdot a_1}{D_2} - \frac{M_2 \cdot a_4}{D_2} - \frac{M_3 \cdot C_3}{D_2} - \frac{Q_1 \cdot a_1 \cdot h_2}{2 D_2} \\ & + \frac{Q_2 \cdot a_4 \cdot h_2}{2 D_2} - \frac{Q_3 \cdot C_3 (a_2 - C_3)}{D_2} - \frac{N_1 \cdot a_1 (a_1 - a_2)}{D_2} \\ & + \frac{N_2 \cdot a_4 (a_4 - a_2)}{D_2} - \frac{P}{D_2} \left[\frac{a_2}{2} (b_1^2 - C_3^2) - \frac{1}{3} (b_1^3 - C_3^3) \right] \\ & + \frac{P}{D_2} \left[\frac{a_2}{2} (b_4^2 - C_3^2) - \frac{1}{3} (b_4^3 - C_3^3) \right] \end{aligned}$$

y para los desplazamientos:

entre c_3 y a_2 :

$$\begin{aligned} \delta_2(r) = & - \frac{N_3}{E \cdot H \cdot h_2} \left[2 \left(\frac{J}{C_3^2} \cdot r + \frac{1}{r} \right) - (1 - \nu) H \cdot r \right] \\ & - \frac{Q_1 \cdot a_1}{E \cdot H \cdot \bar{a}_2 \cdot h_2} (1 + \nu) \left(J \frac{\bar{a}_2^2}{C_2^2} + 1 \right) \left(\frac{J}{C_3^2} \cdot r + \frac{1}{r} \right) \\ & - \frac{Q_2 \cdot a_4}{E \cdot H \cdot \bar{a}_2 \cdot h_2} (1 + \nu) \left(J \frac{\bar{a}_2^2}{C_2^2} + 1 \right) \left(\frac{J}{C_3^2} \cdot r + \frac{1}{r} \right) \end{aligned}$$

entre a_2 y c_2 :

$$\begin{aligned} \delta_2(r) = & - \frac{N_3}{E \cdot H \cdot h_2} 2 \left(\frac{J}{C_2^2} r + \frac{1}{r} \right) \\ & - \frac{Q_1 \cdot a_1}{E \cdot H \cdot \bar{a}_2 \cdot h_2} (1 + \nu) \left(J \frac{\bar{a}_2^2}{C_3^2} + 1 \right) \left(\frac{J}{C_2^2} r + \frac{1}{r} \right) \\ & - \frac{Q_2 \cdot a_4}{E \cdot H \cdot \bar{a}_2 \cdot h_2} (1 + \nu) \left(J \frac{\bar{a}_2^2}{C_3^2} + 1 \right) \left(\frac{J}{C_2^2} r + \frac{1}{r} \right) \end{aligned}$$

siendo:

$$\begin{aligned} \bar{a}_2 &= \frac{a_1 + a_4}{2} \quad ; \quad J = \frac{1 - \nu}{1 + \nu} \\ H &= \left(J + 1 \right) \left(\frac{1}{C_3^2} - \frac{1}{C_2^2} \right) \end{aligned}$$

4.3. Elemento 3. Placa tubo.

La placa tubo se descompone para su análisis en una placa circular perforada y un anillo sólido cuyo tratamiento fue descrito anteriormente.

La placa perforada se reemplaza por una "placa equivalente" geoméricamente similar, pero con valores modificados de las constantes elásticas (E^* , ν^*) (Ref 1, 6, 7, 8,) que son función de la eficiencia del ligamento (Fig 5)

Mediante las expresiones clásicas para placas, se obtienen los desplazamientos y tensiones nominales de la placa equivalente.

Los desplazamientos y rotaciones así calculados representan las de la placa perforada y pueden usarse directamente, para el planteo de las ecuaciones de continuidad.

Alcances y Limitaciones:

- La distribución de agujeros es triangular
- Los agujeros son circulares
- El número de agujeros es igual o superior a 19
- La eficiencia de ligamento es igual o mayor que 5%: $\eta \geq 0.05$
- El espesor de la placa es igual o mayor que el doble del paso: $h_3 \geq 2R$

Puede considerarse el efecto rigidizador de los tubos en los agujeros

- No se considera el efecto rigidizador de la región diametral no perforada, coincidente con la placa divisoria.

Desplazamientos y Rotaciones:

$$\delta_3 = \frac{C_3}{E^* h_3} (1-\nu^*) N_3 + \nu^* \frac{C_3}{E} \left(\frac{P_p + P_s}{2} \right) + \frac{C_3}{E} \left[\frac{E}{E^*} (1-\nu^*) - (1-\nu) \right] P_i$$

El desplazamiento δ en el plano de la placa incluye las contribuciones de las presiones P_s y P_p por efecto Poisson y de la presión P_i en el interior de las perforaciones.

E^* y ν^* se obtiene de la figura 5, para la siguiente eficiencia del ligamento:

$$\frac{\bar{e}}{R} = \frac{e + 2 \frac{E_t}{E} h_t}{R}$$

$$\theta_3(r) = \frac{M_3 \cdot C_3}{D^*(1+\nu^*)} + \frac{(P_2 - P_3)}{16 D^*} \left[\frac{(3+\nu^*) C_3^2}{(1+\nu^*)} \cdot r - r^3 \right]$$

$$\omega_3(r) = \theta_2 (a_2 - C_3) + \frac{(P_2 - P_3)(r^4 - C_3^4)}{64 \cdot D^*} -$$

$$- M_3 \frac{(r^2 - C_3^2)}{2 D^*(1+\nu^*)} - \frac{2 (P_2 - P_3)(3+\nu^*)}{64 D^*(1+\nu^*)} (C_3^2 r^2 - C_3^4)$$

4.4 Elemento 4: Cilindro de espesor variable.

Se emplea la teoría de flexión de borde para cáscaras cilíndricas con variación lineal de espesor (Ref. 10).

Deformaciones debidas a la presión:

$$\delta_4^p(x) = \frac{P_2 (C_4 - \Omega \cdot x)}{E \cdot \Omega \cdot x} \left[a_4 - \frac{\nu (C_4 - \Omega \cdot x)}{2} \right]$$

$$\theta_4^p(x) = - \frac{P_2 C_4}{E \cdot \Omega \cdot x^2} \left(a_4 - \frac{\nu C_4}{2} \right) - \frac{P_2 \nu \Omega}{2 E}$$

Deformaciones debidas a flexión:

$$\delta_4^f(x) = - x^{-\frac{1}{2}} [K_1 \psi'_1(\epsilon) + K_2 \psi'_2(\epsilon) + K_3 \psi'_3(\epsilon) + K_4 \psi'_4(\epsilon)]$$

$$\theta_4^f(x) = - x^{-\frac{3}{2}} [K_1 S_1(\epsilon) - K_2 S_2(\epsilon) + K_3 S_3(\epsilon) - K_4 S_4(\epsilon)]$$

Deformaciones totales:

$$\delta_4(x) = \delta_4^p(x) + \delta_4^f(x)$$

$$\theta_4(x) = \theta_4^p(x) + \theta_4^f(x)$$

Distribución de esfuerzos:

$$M(x) = \frac{E \cdot \Omega^3 \cdot x^{\frac{1}{2}}}{48 (1-\nu^2)} \left[K_1 S_5(\epsilon) - K_2 S_6(\epsilon) - K_3 S_7(\epsilon) - \right.$$

$$\left. - K_4 S_8(\epsilon) \right] - \frac{P_2 \Omega^2 C_4}{6 (1-\nu^2)} \left(a_4 - \frac{\nu C_4}{2} \right)$$

$$M_{\ell}(\alpha) = -Q_4 \left\{ \left(\frac{2}{\cos \alpha} \right)^{\frac{1}{2}} \tan \alpha \cdot e^{-\lambda \alpha} \sin \left(\lambda \alpha - \frac{\pi}{4} \right) \right\} -$$

$$-M_4 \left\{ \frac{2\lambda}{25 \cos^{\frac{1}{2}} \alpha} e^{-\lambda \alpha} \sin \lambda \alpha \tan \alpha \right\}$$

$$M_t(\alpha) = Q_4 \left\{ \lambda \left(\frac{2}{\cos \alpha} \right)^{\frac{1}{2}} e^{-\lambda \alpha} \left[\cos \left(\lambda \alpha - \frac{\pi}{4} \right) - \right. \right.$$

$$\left. - \frac{\bar{K}_1 + \bar{K}_2}{2} \sin \left(\lambda \alpha - \frac{\pi}{4} \right) \right] \right\} +$$

$$+ M_4 \left\{ \frac{2\lambda^2}{25 \cos^{\frac{1}{2}} \alpha} e^{-\lambda \alpha} \left[\cos \lambda \alpha - \frac{\bar{K}_1 + \bar{K}_2}{2} \sin \lambda \alpha \right] \right\}$$

5.- PLANTEO DEL SISTEMA DE ECUACIONES

El sistema de ecuaciones surge del planteo de las siguientes condiciones:

5.1.- Continuidad de la estructura:

La continuidad de la estructura exige igualdad de rotaciones y desplazamientos en puntos comunes de elementos adyacentes.

Unión cilindro largo- anillo:

$$\theta_1 = \theta_2$$

$$\delta_1 = \delta_2$$

Unión anillo- placa perforada:

$$\theta_2 = \theta_3$$

$$\delta_2 = \delta_3$$

Unión anillo- cilindro de espesor variable:

$$\theta_3 = \theta_4$$

$$\delta_3 = \delta_4$$

Unión cilindro de espesor variable- semiesfera:

$$\theta_4 = \theta_5$$

$$\delta_4 = \delta_5$$

5.2.- Equilibrio:

$$N_1 = P \frac{b_1^2}{2a_1}$$

$$N_2 = P \frac{b_4^2}{2a_4}$$

$$N_4 = P \frac{b_5^2}{2a_5}$$

$$Q_3 = (P_P - P_S) \frac{C_3}{2}$$

5.3.- Condiciones de borde para el cilindro de espesor variable.

Las expresiones generales de los momentos flectores y esfuerzos de corte del cilindro de espesor variable deben tomar los valores de los esfuerzos de discontinuidad en las uniones con el anillo y semiesfera, respectivamente.

$$M_{x_5} = M_2, \quad Q_{x_5} = Q_2$$

$$M_{x_i} = M_4, \quad Q_{x_i} = Q_4$$

Se obtiene un sistema lineal de 16 ecuaciones, del cual resultan los valores de las 16 incógnitas; los doce esfuerzos de discontinuidad y las cuatro constantes de integración del cilindro de espesor variable.

6. TENSIONES E INTENSIDADES DE TENSIONES.

Siguiendo el criterio del Código ASME (Ref. 1), deben considerarse distintas categorías de tensiones, ya que distintos tipos de tensiones producen distintos modos de falla y por lo tanto requieren distintos límites.

Para las condiciones de diseño, y a los fines del presente trabajo, interesan las siguientes categorías de tensiones:

a) Primarias generales de membrana:

Son las tensiones promediadas a través de la sección, producidas por cargas mecánicas. Excluye discontinuidades y concentraciones.

b) Primarias generales de flexión:

Es la componente de la tensión proporcional a la distancia al eje de rotación de la sección, producida por cargas mecánicas. Excluye discontinuidades y concentraciones.

c) Primarias locales de membrana:

Son tensiones promediadas a través de la sección, producidas por cargas mecánicas. Incluye discontinuidades, pero no concentraciones.

Para la evaluación de las tensiones se utiliza el criterio de Tresca, de la máxima tensión tangencial:

$$\sigma_{max} \leq \frac{\sigma_{adm}}{2}$$

$$\therefore \frac{1}{2} (\sigma_{max} - \sigma_{min}) \leq \frac{\sigma_{adm}}{2}$$

Se define como "Intensidad de tensiones", S, a la diferencia:

$$S = \frac{1}{2} (\sigma_{max} - \sigma_{min})$$

$$\therefore S \leq S_{adm}$$

A los efectos de la evaluación, es necesario calcular la intensidad de tensión para cada categoría de tensión considerada y compararla con el respectivo valor admisible.

El criterio adoptado por el Código para la fijación de los límites está discutido en la Ref. 11.

Se presentan a continuación las expresiones para el cálculo de las tensiones principales e intensidades de tensiones primarias generales de cada elemento. Para las intensidades de tensiones primarias locales de membrana, no puede darse una expresión general y deberá en cada caso aplicarse la definición:

$$\frac{1}{2} (\sigma_i - \sigma_j)_{max} \quad i, j = 1, 2, 3$$

donde las tensiones a considerar son las producidas por presión más las de discontinuidad.

6.1 Elemento 1: Cilindro largo.

6.1.1 Tensiones.

a) Debidas a la presión:

$$\sigma_t^p = \frac{P_s (1 + Z^2)}{Y^2 - 1}$$

$$\sigma_\ell^p = \frac{P_s}{Y^2 - 1}$$

$$\sigma_r^p = \frac{P_s (1 - Z^2)}{Y^2 - 1}$$

b) Debidas a esfuerzos de discontinuidad:

$$\sigma_t^f = \frac{E \cdot d_1(x)}{a_1} + \frac{6 \nu M_1(x)}{h_1^2}$$

$$\sigma_\ell^f = \pm \frac{6 M_1(x)}{h_1^2}$$

$$\sigma_r^f = 0$$

Los signos superiores corresponden a la superficie interna.

c) Totales:

$$\sigma_t(x) = \sigma_t^p + \sigma_t^f$$

$$\sigma_\ell(x) = \sigma_\ell^p + \sigma_\ell^f$$

$$\sigma_r = \sigma_r^p$$

6.1.2 Intensidades de tensiones.

Primaria general de membrana: Es la máxima diferencia en valor absoluto entre las tensiones principales debidas a presión, promediadas a través de la sección:

$$S = |\bar{\sigma}_i^p - \bar{\sigma}_j^p|_{\max} \quad i, j = t, \ell, r$$

con lo que resulta:

$$S = P_s \cdot \frac{Y^2 + 1}{Y^2 - 1}$$

6.2 Elemento 2: Anillo.

6.2.1 Tensiones.

Las tensiones máximas en el anillo se desarrollan sobre el radio interno. Por ello, y dada la complejidad de las expresiones genéricas, sólo se dan las tensiones sobre dicho radio.

El estado de cargas a) sólo desarrolla tensiones circunferenciales, dadas por:

$$\sigma_t = E \cdot \theta \frac{x}{c_3}$$

El estado de cargas b) origina tensiones radiales y circunferenciales:

$$\sigma_r = \frac{N_3}{h_2}$$

$$\sigma_t = -\frac{N_3}{H h_2} \left[\frac{2}{c_3^2} (J+1) - H \right] - \frac{2}{c_3^2 H h_2 \bar{\sigma}_2} \left(J \frac{\bar{\sigma}_2^2}{c_2^2} + 1 \right) (Q_1 \cdot \sigma_1 + Q_2 \cdot \sigma_4)$$

En cuanto a las tensiones longitudinales, su distribución es más irregular, afectada por cambios de sección muy próximos unos a otros. Sólo se evalúa una tensión longitudinal media, promedio de las tracciones transmitidas por el cilindro largo y el cilindro de espesor variable:

$$\sigma_l = \frac{P_D + P_S}{2} \cdot \frac{c_3^2}{c_2^2 - c_3^2}$$

6.2.2 Intensidad de tensiones.

A priori, no puede determinarse cual de las tensiones es máxima o mínima. Luego, para el cálculo de las intensidades de tensiones se aplicará su definición.

6.3 Elemento 3: Placa tubo.

6.3.1 Tensiones.

a) Debidas al esfuerzo normal N_3 y la presión en el interior de las perforaciones P_i :

$$\sigma_r^P = \sigma_t^P = \frac{N_3}{h_3} + \frac{e}{R} \cdot \frac{(R-e-2h_T)}{(e+2\frac{E_T}{E}h_T)} \cdot P_i$$

$$\sigma_z^P = \frac{P_S + P_P}{2} + \frac{P_S - P_P}{h_T} \cdot z$$

b) De flexión :

$$\begin{aligned} \sigma_r^f(r) &= \pm \frac{6 M_3}{h_3^2} \pm \frac{3}{8} \left(\frac{c_3^2}{h_3^2} \right) (3+\nu)^* (P_P - P_S) \left[1 - \left(\frac{r}{c_3} \right)^2 \right] \\ \sigma_t^f(r) &= \pm \frac{6 M_3}{h_3^2} \pm \frac{3}{8} \left(\frac{c_3^2}{h_3^2} \right) \left[(3+\nu)^* - (1+3\nu)^* \left(\frac{r}{c_3} \right)^2 \right] (P_P - P_S) \\ \sigma_z^f &= 0 \end{aligned}$$

Nota: Los signos superiores corresponden a la cara secundaria.

c) Totales:

$$\begin{aligned}\sigma_{t(r)} &= \sigma_t^P + \sigma_t^f(r) \\ \sigma_{r(r)} &= \sigma_r^P + \sigma_r^f(r) \\ \sigma_z(r) &= \sigma_z^P\end{aligned}$$

Estas expresiones corresponden a las tensiones en la placa equivalente. Para estimar las tensiones reales en la placa perforada, deben multiplicarse por el factor Y de Fig. 6.

6.3.2 Intensidad de tensiones.

Las intensidades de tensiones en la placa perforada se obtienen afectando las tensiones calculadas para la placa equivalente por factores de multiplicación, graficados en Fig. 7.

a) Intensidad de tensiones primaria general de membrana:

$$\begin{aligned}S_m &= \frac{R}{e} \left[\frac{(P_s - P_p) C_3}{h_3} + (\sigma_r^P)^2 \right]^{1/2} \\ S_m &= \frac{1}{2} \frac{R}{e} \left[\frac{(P_s - P_p) C_3}{h_3} + (\sigma_r^P)^2 \right]^{1/2} + \sigma_r^P + 2 \frac{P_i e}{R}\end{aligned}$$

Nota: Tomar la mayor de ambas. Usar sólo el signo positivo de la raíz.

b) Intensidad de tensiones primaria de flexión:

$$S_f = K \frac{R}{e} \sqrt{\sigma_r^P + \sigma_t^f}$$

donde σ_t^f es la mayor tensión de flexión (σ_r^f ó σ_z^f) en las superficies de la placa. K es el factor de ampliación, función de la relación de biaxialidad β (Fig. 7)

$$\beta = \frac{\sigma_r}{\sigma_t} \quad \text{ó} \quad \frac{\sigma_t}{\sigma_r} \quad \forall \quad 0 \leq \beta \leq 1$$

6.4 Elemento 4: Cilindro de espesor variable.

6.4.1 Tensiones.

a) Debidas a la presión:

$$\begin{aligned}\sigma_t^P(x) &= \frac{P_p (C_4 - \Omega \cdot x)}{\Omega \cdot x} \\ \sigma_\theta^P(x) &= \frac{P_p (C_4 - \Omega \cdot x)^2}{2 \cdot C_4 \cdot \Omega \cdot x} \\ \sigma_r^P &= -\frac{P_p}{2}\end{aligned}$$

b) Debidas a los esfuerzos de discontinuidad:

$$\sigma_t^f(x) = \frac{E \cdot \sigma_4(x)}{C_4} + \frac{6 \nu M_4(x)}{(\Omega \cdot x)^2}$$

$$\sigma_{\theta}^f(x) = \pm \frac{6 M_0(x)}{(\Omega \cdot x)^2}$$

$$\sigma_r^f = 0$$

c) Totales:

$$\sigma_t(x) = \sigma_t^p(x) + \sigma_t^f(x)$$

$$\sigma_{\theta}(x) = \sigma_{\theta}^p(x) + \sigma_{\theta}^f(x)$$

$$\sigma_r = \sigma_r^p$$

6.4.2 Intensidad de tensiones, primaria general de membrana:

$$S_m = P_p \left[\frac{(C_4 - \Omega \cdot x)}{\Omega \cdot x} + \frac{1}{2} \right]$$

6.5 Elemento 5: Semiesfera.

6.5.1 Tensiones:

a) Debidas a la presión:

$$\sigma_{\theta}^p = \sigma_t^p = \frac{P_p (Z^3 + 2)}{2(Y^3 - 1)}$$

$$\sigma_r^p = \frac{P_p (1 - Z^3)}{Y^3 - 1}$$

b) Debidas a esfuerzos de discontinuidad:

$$\sigma_{\theta}^f(\alpha) = \frac{M_{\theta}(\alpha)}{h_5} \pm \frac{6 M_{\theta}(\alpha)}{h_5^2}$$

$$\sigma_t^f(\alpha) = \frac{M_t(\alpha)}{h_5} \pm \frac{6 M_t(\alpha)}{h_5^2}$$

$$\sigma_r^f = 0$$

Los signos superiores corresponden a la superficie interna.

c) Totales:

$$\sigma_{\theta}(\alpha) = \sigma_{\theta}^p + \sigma_{\theta}^f(\alpha)$$

$$\sigma_t(\alpha) = \sigma_t^p + \sigma_t^f(\alpha)$$

$$\sigma_r = \sigma_r^p$$

6.5.2 Intensidad de tensiones primaria general de membrana:

Aplicando su definición resulta:

$$S_m = \frac{3}{4} P \frac{(Y^3 + 1)}{Y^3 - 1}$$

7. SOLUCION TIPICA.

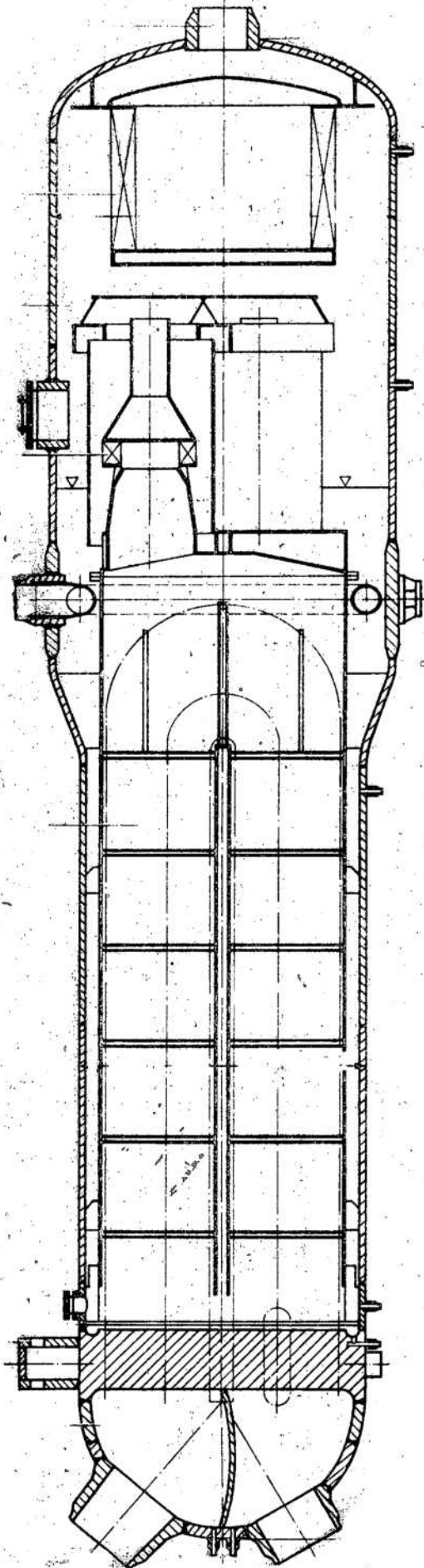
La distribución de tensiones característica (excluidas las del anillo y la p'aca perforada, que se ven en la Fig. 8) se muestran en la Fig. 9. Se ha tomado como unidad de comparación la tensión de membrana de la semiesfera.

Las tensiones en cada elemento alcanzan su valor máximo en los puntos de discontinuidad. En la semiesfera y el cilindro largo decaen rápidamente hasta el valor de membrana. La tensión más elevada se presenta en el centro de la placa tubo.

Se observa una discontinuidad entre las tensiones del anillo y de los elementos adyacentes (cilindro largo y cilindro de espesor variable). Es una consecuencia inherente a las diferentes teorías empleadas en cada caso: teoría de cáscaras de espesor delgado para los cilindros, y teoría del anillo rígido para este último.

REFERENCIAS

- 1 ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section-III, 1971.
- 2 F. A. LECKIE and P. K. PENNY, Stress concentrations factors for the stresses at nozzle intersections in pressure vessels. Welding Research Council Bulletin, N° 90, 1963.
- 3 E. H. BAKER, L. KOVALEVSKY, F. L. RISH, Structural analysis of shells, McGraw Hill, 1972.
- 4 S. TIMOSHENKO, Strength of materials, D. Van Nostrand, 1956.
- 5 M. HETENYI, Beams on elastic foundation, Ann Arbor, University of Michigan Press, 1946.
- 6 K. GARDNER, Heat exchanger tube sheet design, Trans. ASME Vol. 70, 1948.
- 7 G. HORVAY, Bending of honeycombs and perforated plates, Trans. ASME Vol 74, 1952.
- 8 W. O'DONNELL, B. LANGER, Design of perforated plates, Trans. ASME Vol, 84, Serie B, 1962.
- 9 S. TIMOSHENKO, S. WOINOWSKY-KRIEGER, Theory of plates and shells, McGraw-Hill, 1959.
- 10 S. S. GILL, The stress analysis of pressure vessels and pressure vessels components, Pergamon Press, 1966.



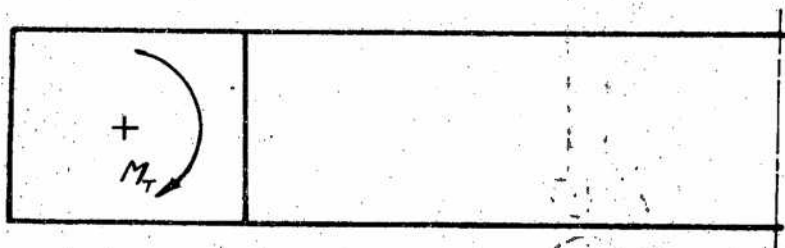


Fig. 4-a

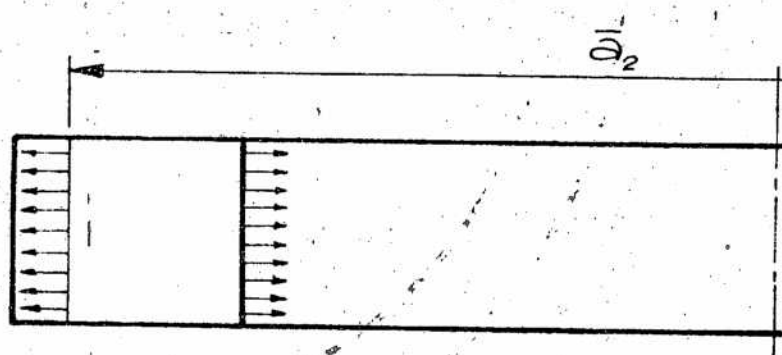


Fig. 4-b

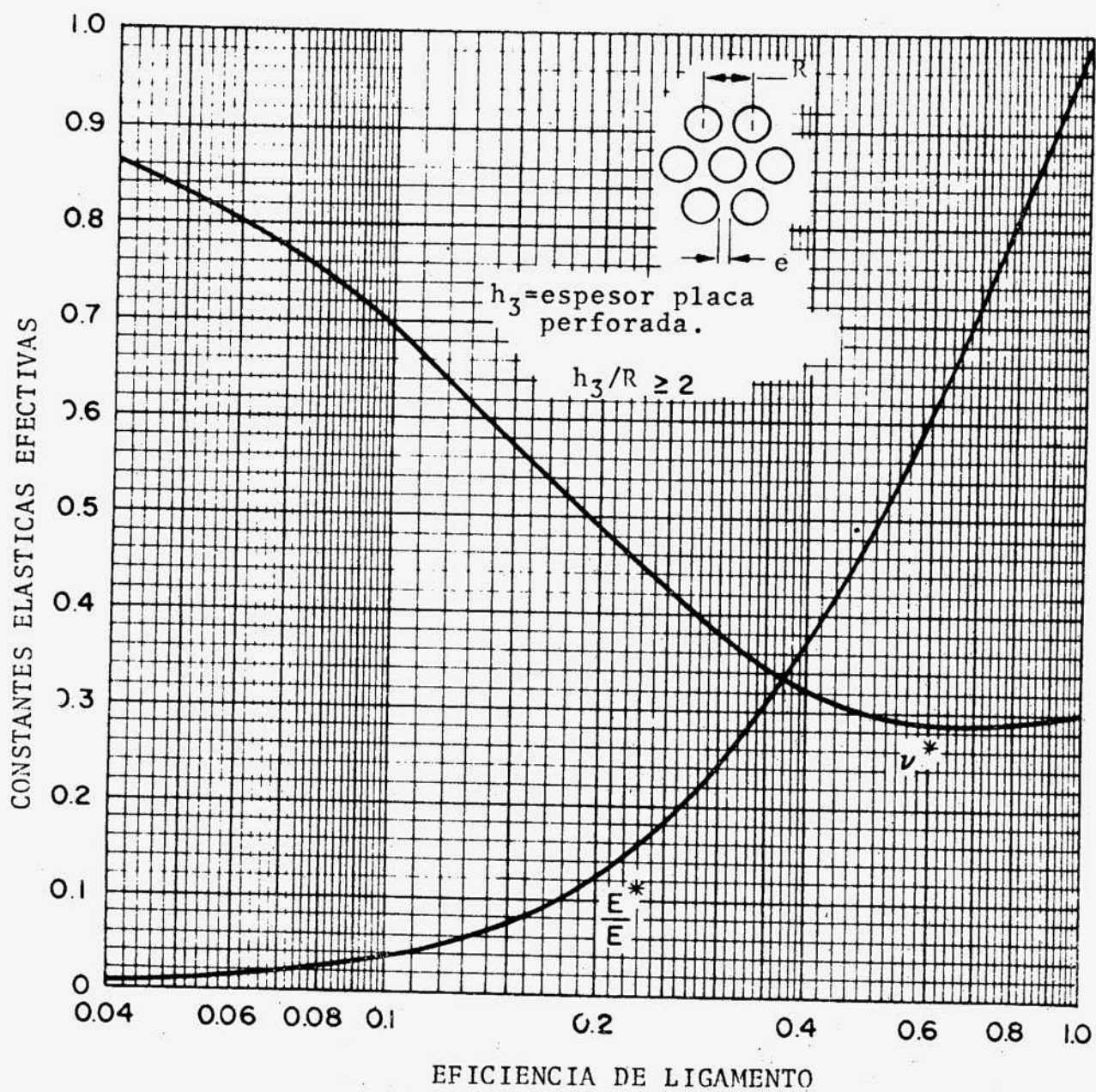


Fig. 5

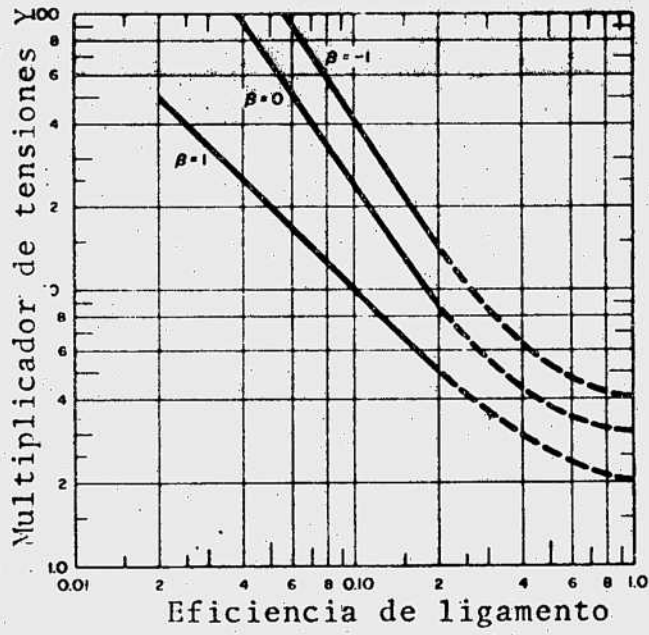


Fig. 6

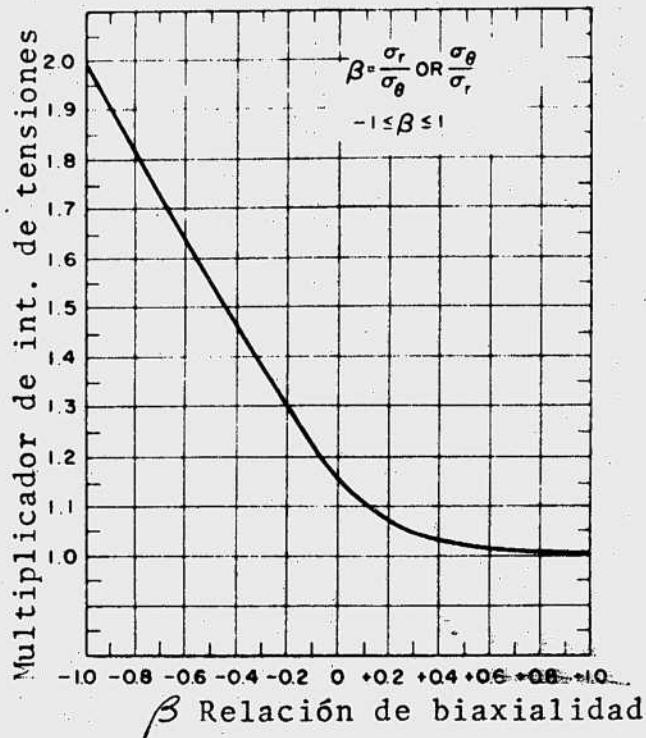


Fig. 7

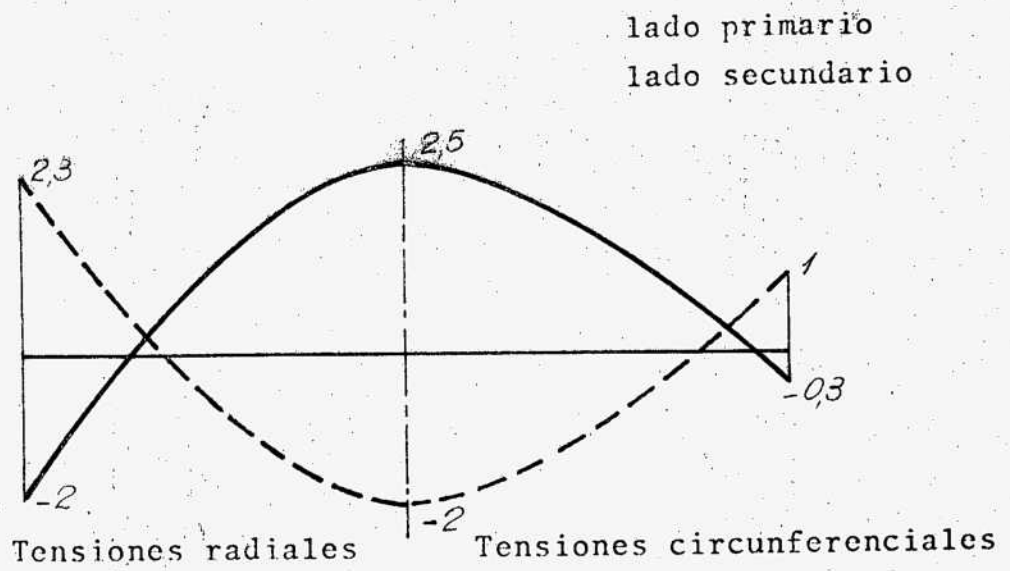


Fig. 8-a: Distribución de tensiones en la placa perforada.

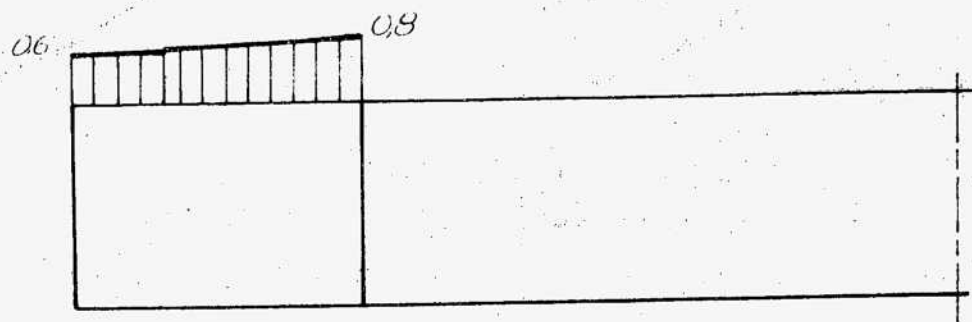
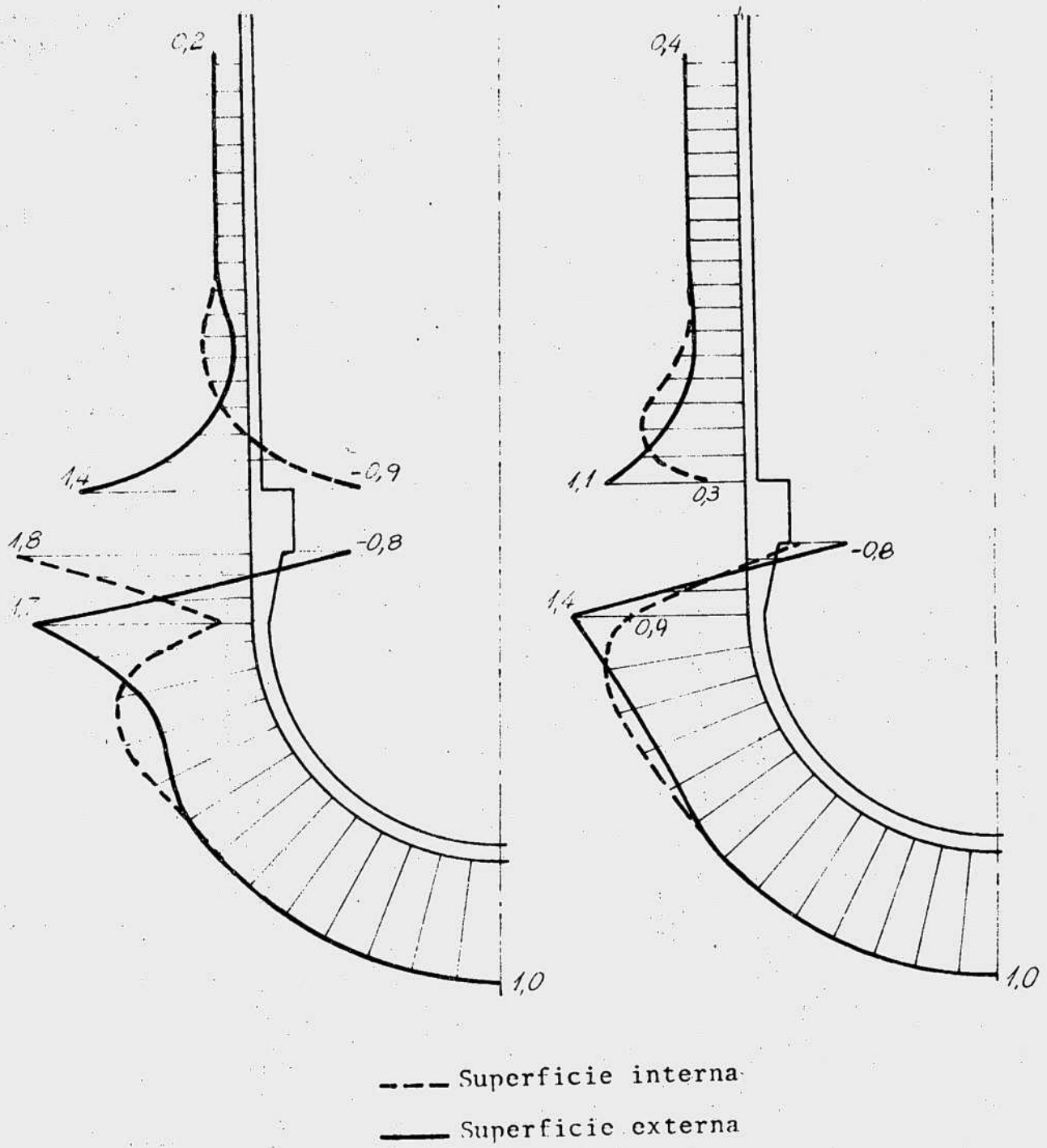


Fig. 8-b: Distribución de tensiones en el anillo.



TENSIONES AXIALES

TENSIONES CIRCUNFERENCIALES

Fig. 9.-