

**CNEA 456**  
Informe

**Análisis Termoelástico de  
las Vainas para Elementos  
Combustibles de la  
Central Nuclear en Atucha  
en la Zona de los Patines, en  
Contacto con el Separador**

**Gustavo  
Sánchez Sarmiento  
F. G. Basombrio**

**Comisión  
Nacional  
de Energía  
Atómica**

**República Argentina**

**Buenos Aires, 1979**

**Sanchez Sarmiento, Gustavo**

**Análisis termoelástico de las vainas para elementos combustibles de la Central Nuclear en Atucha en la zona de los patines, en contacto con el separador. Buenos Aires, Comisión**

**Nacional de Energía Atómica, 1979.**

**32 p. 26 cm. (Informe CNEA,456)**

**Termoelasticidad; Combustibles nucleares. Basombrio, F.G.**

**539.377**

**621.039.54**

**Sanchez Sarmiento, Gustavo**

**Análisis termoelástico de las vainas para elementos combustibles de la Central Nuclear en Atucha en la zona de los patines, en contacto con el separador. Buenos Aires, Comisión**

**Nacional de Energía Atómica, 1979.**

**32 p. 26 cm. (Informe CNEA,456)**

**Termoelasticidad; Combustibles nucleares. Basombrio, F.G.**

**539.377**

**621.039.54**

**Sanchez Sarmiento, Gustavo**

**Análisis termoelástico de las vainas para elementos combustibles de la Central Nuclear en Atucha en la zona de los patines, en contacto con el separador. Buenos Aires, Comisión**

**Nacional de Energía Atómica, 1979.**

**32 p. 26 cm. (Informe CNEA,456)**

**Termoelasticidad; Combustibles nucleares. Basombrio, F.G.**

**539.377**

**621.039.54**

**CNEA 456**  
**Informe**

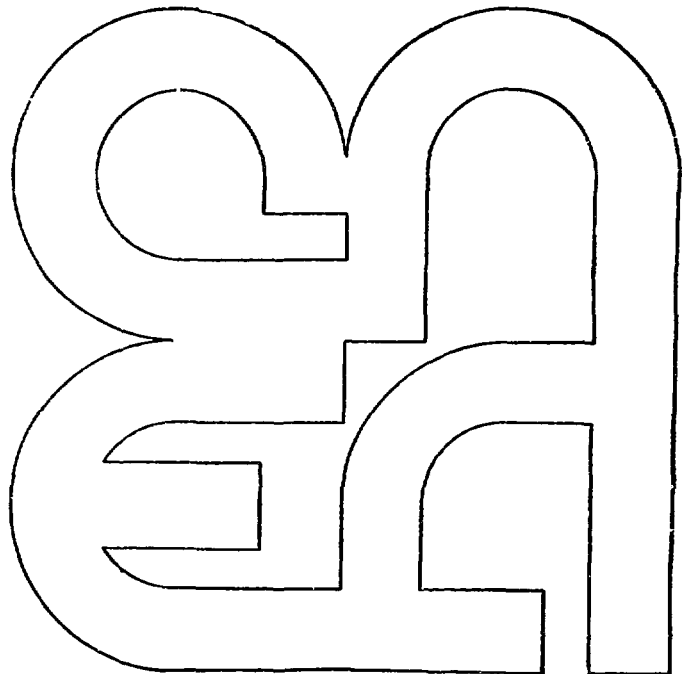
**Análisis Termoelástico de  
las Vainas para Elementos  
Combustibles de la  
Central Nuclear en Atucha  
en la Zona de los Patines, en  
Contacto con el Separador**

**Gustavo  
Sánchez Sarmiento  
F. G. Basombrio**

**Comisión  
Nacional  
de Energía  
Atómica**

**República Argentina**

**Buenos Aires, 1979**



**INIS CLASSIFICATION AND KEYWORDS**

**E34 ?**

**4**  
**ATUCHA REACTOR**  
**FUEL CANS**  
**CLADDING**  
**FUEL ELEMENTS**  
**THERMAL CONDUCTION**  
**COMPUTER CALCULATIONS**  
**ELASTICITY**

COMISION NACIONAL DE ENERGIA ATOMICA  
PRESIDENCIA DE LA NACION

**ANALISIS TERMOELASTICO DE LAS VAINAS PARA ELEMENTOS  
COMBUSTIBLES DE LA CENTRAL NUCLEAR EN ATUCHA  
EN LA ZONA DE LOS PATINES, EN CONTACTO  
CON EL SEPARADOR**

*Gustavo Sanchez Sarmiento y F.G. Basombrio*

**RESUMEN**

Se ha realizado un análisis termoelástico bidimensional de las vainas para elementos combustibles de la Central Nuclear en Atucha, en la zona de los patines, para la situación en que se anula el juego entre éstos y los apoyos del separador, ejerciendo dichos apoyos sobre los patines una reacción elástica opuesta a la dilatación de la vaina. Para las dimensiones reales de la vaina y espesores reducidos de ésta, con una dada presión exterior y una distribución de temperaturas obtenida por resolución de la ecuación de conducción del calor en toda la barra para un dado nivel de potencia del reactor, se ha calculado en función del juego inicial, la presión interior con la cual se llega al límite de fluencia del material, considerando distintas ubicaciones dentro del separador.

Al efecto se han utilizado dos códigos de cálculo desarrollados en el Centro Atómico Bariloche que emplean el método de elementos finitos: uno que resuelve la ecuación cuasiarmónica no lineal (NOLICUARM), y otro que resuelve problemas termoelásticos de simetría plana (ELASTE3).

ABSTRACT

*Thermoelastic analysis for the fuel claddings of the Nuclear Power Reactor at ATUCHA in the skid's region*

For the fuel elements of the Nuclear Power Reactor at Atucha, a two-dimensional thermoelastic analysis has been made in the region of the skids of the fuel cladding, when the gap between them and the fuel rod separator's support becomes zero. In such a case the latter forces on the skids an elastic reaction opposite to the cladding's expansion.

The internal pressure reaching the yield stress for the cladding material has been calculated, as a function of the initial gap; for several possible fuel rod locations within the separator; for the actual dimensions and also for reduced thickness of the cladding; with a given external pressure and, with a known temperature spatial distribution. The latter has been calculated by solving the heat conduction equation along the fuel element for a certain power level in the reactor.

The calculations are made with two FORTRAN IV computer codes developed at C.A.B., using the finite-element method: the NOLICUARM, to solve the nonlinear quasi-harmonic equation, and the ELASTEF 3, for the solution of thermoelastic problems with plane symmetry.

A. INTRODUCCION

En la figura 1 se muestra un corte transversal de un elemento combustible de la Central Nuclear de Atucha (C.N.A.) a través de uno de los separadores /1/, y en la figura 2 el correspondiente a una sola de las barras en consideración, compuesta de pastillas de  $UO_2$  encapsuladas en una vaina de Zry-4 con sus patines deslizantes, los que se repiten un cierto número de veces en toda la longitud de la barra. Por la destrucción de la simetría cilíndrica que éstos ocasionan, se produce un debilitamiento apreciable /2/ en la resistencia mecánica de la vaina en dicha zona, lo que hace que su consideración sea particularmente importante bajo el punto de vista mecánico estructural.

Es sabido /3/ que, por los elevados gradientes de temperatura dentro de la barra que se registran al nivel máximo de potencia del reactor, llega a anularse el espacio gaseoso entre las pastillas de óxido de uranio y la vaina, y aquéllas ejercen una presión muy elevada sobre éstas que puede llevar al material de la vaina a tensiones superiores al límite elástico en la zona en cuestión. Es importante entonces conocer (como etapa preliminar de un cálculo viscoelastoplástico), cuál es ésta presión interior que hace llegar a dicho material al límite de fluencia.

Ahora bien, si las condiciones de temperatura y presiones interior y exterior en cada barra son tales que el juego entre

los patines y los apoyos del separador no es nulo, es obvio que los comportamientos termomecánicos de cada una de las barras y del separador son totalmente independientes. En cambio, cuando este juego se anula, toda la estructura se deforma con dependencia interrelacionada de cada una de sus componentes. Sin embargo, en el rango elástico de pequeños desplazamientos, por el principio de superposición de efectos que resulta de la linealidad entre tensiones y deformaciones, y entre éstas y los desplazamientos, y en la suposición de que las sollicitaciones termoelásticas de todas las barras son exactamente las mismas en cada instante, es válido determinar el comportamiento de todo el conjunto, realizando separadamente un análisis termoelástico de la vaina y otro del separador, de la siguiente manera:

- a) Se estudian primero las deformaciones y tensiones del separador con cargas unitarias aplicadas en todos sus apoyos. De los desplazamientos que registran cada uno de éstos, pueden obtenerse las constantes elásticas de las reacciones con que dichos apoyos se oponen a la dilatación de las vainas, las que serán obviamente distintas para cada clase de celda dentro del separador.
- b) Conocidas éstas, en un estudio termoelástico de las vainas con sollicitaciones de presiones interior y exterior y distribuciones espaciales de temperatura para las situaciones de interés, pueden incluirse entonces, sobre la superficie exterior del patín, cargas proporcionales al desplazamiento con dichas constantes elásticas, que simulen dicha reacción de los apoyos del separador.

El análisis indicado en a) para un separador de los elementos combustibles de la Central Nuclear de Atucha fue realizado por H.A.LOTANO y C.E. MARGUEIRAT /4/ en el Departamento de Combustibles Nucleares de la C.N.E.A, y el propuesto en b) es el objeto del presente trabajo.

Para las condiciones reales de la vaina y espesores reducidos de ésta (que se estudian en vista a un rediseño de dichos elementos combustibles), con una dada presión exterior y una distribución de temperaturas que resulta de un dado nivel de potencia del reactor y de una cierta temperatura sobre la superficie exterior de la vaina, se ha calculado la presión interior que hace llegar al material de la vaina al límite de fluencia.

Dado que el juego entre los patines y los apoyos del separador es muy variable y difícil de determinar en el armado de los elementos combustibles, se ha realizado el presente análisis termoelástico tomando también como variable dicho juego "inicial", que más adelante definiremos con precisión.

Con la hipótesis de "tensiones planas" (justificada en el Apéndice II), se empleó el método numérico de elementos finitos dada su probada eficiencia y sobrada ventaja respecto de otros métodos numéricos aproximados para problemas de este tipo, en que las condiciones de contorno no presentan una configuración regular y hay distintas zonas en que las deformaciones varían de manera muy diferente.

Para los cálculos de las tensiones y deformaciones termoelásticas fue usado el código ELASTE<sup>2</sup> (3), perteneciente al sistema ELASTE<sup>2</sup> /5/. Desarrollado por G. SANCHEZ en el Centro de Cómputos del Centro Atómico Bariloche, es éste un conjunto de programas de elementos finitos, que sigue los lineamientos generales de O.C. ZIENKIEWICZ en /6/, para la resolución de problemas bidimensionales de elasticidad y termoelasticidad con simetría plana o axial. Emplea elementos triangulares, y toma para los desplazamientos de cada uno de ellos polinomios lineales en ambas variables. De precisión simple, resuelve el sistema lineal resultante por la factorización de Cholesky para matrices banda simétricas definidas positivas, calculando sus productos internos con subrutinas de doble precisión que devuelven el resultado en precisión simple.

A su vez, para el cálculo de la distribución espacial de la temperatura en la vaina y de ella la obtención de las constantes elásticas de cada elemento, se resolvió la ecuación de conducción del calor estacionaria no lineal en dos variables:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left[ K(\vec{r}, T) \frac{\partial T}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[ K(\vec{r}, T) \frac{\partial T}{\partial y} \right] + \rho(\vec{r}) = 0 \quad (1)$$

( $\vec{r}$ : vector posición)

en toda la barra completa (vaina con las pastillas en su interior) con conductividad  $K(\vec{r}, T)$  dependiente de la temperatura y generación de calor  $\rho$  constante en la pastilla, mediante el código CUARM. Desarrollado por F.G. BASOMBRIO y B. CRUZ //en este mismo Centro de Cómputos, este código resuelve por el método de elementos finitos la ecuación cuasiarmónica lineal o no lineal en dos variables.

En noviembre de 1975, F.G. BASOMBRIO había realizado /8/ un estudio elástico bidimensional de las tensiones y deformaciones de las vainas de la C.N.A. en la zona en cuestión, sin considerar el separador y a temperatura uniforme, mediante un código de elementos finitos ("VARORT") preelaborado, para problemas de simetría plana.

Posteriormente, los autores efectuaron un estudio /2/ similar al presente, en el que no se habían tomado en cuenta ni los efectos térmicos ni la presencia del separador. Además, el juego se había definido de una manera distinta a la aquí adoptada, y el código usado (ELASTE<sup>2</sup> 2) empleaba una subrutina para la resolución del sistema lineal de precisión bastante me-



nor que la actual, lo que conducía a la necesidad del uso de un artificie que introducía un error adicional.

Luego, en /9/, los autores hicieron un cálculo de las tensiones y deformaciones termoelásticas del sistema en cuestión producidas solamente por los gradientes de temperatura, y en /10/ efectuaron un análisis de la distribución de temperaturas en la barra completa en la zona de los patines, muy similar al que se incluye en este trabajo.

## B. METODO DE CALCULO-DEFINICIONES

La longitud de los patines deslizantes (34 mm) es alrededor de tres veces el diámetro de la vaina, por lo cual es lícito en una primera aproximación considerar como de simetría plana al problema termoelástico bajo estudio, en una sección transversal que pasa por la mitad de dicha longitud. Además, por tener la vaina extremos cerrados, la diferencia de presiones interior y exterior establece una tensión  $\sigma_z$  no nula en la dirección longitudinal de la vaina, pero según se justifica en el Apéndice II, para los fines del presente trabajo puede despreciarse la sin cometerse un error significativo. Por lo tanto, se ha considerado el presente problema como de "tensiones planas".

Ya que la sección es simétrica respecto de tres planos situados a  $120^\circ$ , es sólo necesaria la consideración del sector indicado en Fig. 3, con condiciones de contorno de desplazamiento circunferencial nulo en los nodos situados en ambos planos de simetría a y b.

La unión real de los patines con la vaina se simplificó por un acuerdo de soldadura de 0,2 mm de radio.

Para el presente análisis, llamaremos juego inicial J /11/ a la distancia entre el centro del patín (punto A de la Fig. 3) y el apoyo del separador, con la vaina sujeta a una presión interior de 17 at. (incorporada en la fabricación), una presión exterior atmosférica y una temperatura de  $20^\circ\text{C}$ .

Adoptamos aquí el criterio de fluencia de von Mises. Este establece que un estado triaxial de tensiones dado por sus tensiones principales  $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$  y  $\sigma_3$  sobrepasa al límite elástico (o límite de fluencia) del material en un determinado punto, sólo si el invariante:

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{1}{2} \{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2\}} \quad (2)$$

llamado tensión equivalente de von Mises en dicho punto, es igual que la tensión límite de fluencia del ensayo uniaxial, cu-

yo valor identificamos aquí con  $\sigma_{0.2\%}$ .

Dado que en la hipótesis de tensiones planas,  $\sigma_3 = \sigma_2$  es idénticamente nula, queda:

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{1}{2} \{ (\sigma_1 - \sigma_2)^2 + \sigma_1^2 + \sigma_2^2 \}} \quad (2)$$

Para un dado nivel de potencia del reactor, con una temperatura  $T_e$  fija sobre la superficie exterior de la vaina, y una presión exterior  $P_e$  actuando sobre la misma, el objetivo básico de este trabajo es, como dijimos, el cálculo de la presión  $P_i$  que lleva al material al límite de fluencia en algún punto, en función del juego inicial  $J$ .

Es obvio que el análisis va a depender de que dicho juego se haya anulado o no antes de que la presión interior  $P_i$  llegue al valor  $\hat{P}_i$ . Sea  $J_1$  el valor del juego inicial con el cual el contacto se producirá justo cuando se alcance el límite de fluencia.  $\hat{P}_i$  tendrá entonces un valor  $\hat{P}_{i1}$  independientemente de  $J$  para todo valor de éste mayor que  $J_1$ . Para la determinación de  $\hat{P}_{i1}$  será por lo tanto suficiente un cálculo termoelástico en que no se tome en cuenta la presencia del separador, para la situación en que se tiene una presión interior  $P_i$  variable, una presión externa  $P_e$  fija, y hay una distribución espacial de temperaturas resultante del dado nivel de potencia del reactor y de una temperatura exterior  $T_e$ . Ya que la variación de la máxima tensión equivalente  $\bar{\sigma}$  no es una función lineal (en las condiciones planteadas) de  $P_i$ , el procedimiento adaptado para la obtención de  $\hat{P}_{i1}$  fue el siguiente:

Con los máximos valores alcanzados de  $\bar{\sigma}$  para dos presiones distintas  $P_i$ , por interpolación lineal se determina un valor de  $P_i$  próximo a  $\hat{P}_{i1}$ , correspondiente a  $\sigma_{0.2\%}$ . Si aplicando en un nuevo cálculo termoelástico esta última presión interior, el máximo  $\bar{\sigma}$  obtenido difiere de  $\sigma_{0.2\%}$  en más de una cierta cantidad, por interpolación lineal entre este cálculo y uno de los anteriores se obtiene un nuevo valor para  $\hat{P}_{i1}$ , y así sucesivamente. En la mayoría de los casos bastó con solo una de estas iteraciones.

Por otra parte, para la determinación de los valores de  $\hat{P}_i$  correspondientes a  $J < J_1$ , es necesario entonces conocer previamente la presión interior con la que se anula el juego, que llamaremos  $P_i$ , en función del juego inicial  $J$ , en las condiciones de temperaturas y presión externa mencionadas.

De acuerdo con la definición de  $J$ ,  $P_i'$  podrá obtenerse de la siguiente ecuación que resulta del principio de superposición de efectos de la teoría clásica de la elasticidad:

$$J + U_o = \frac{P_i'}{1 \text{ kg/mm}^2} U_i + U_e \quad (3)$$

donde:

$U_0$  es el corrimiento del centro del patín si a la vaina se le impone una presión interior de  $0,172 \text{ kg/mm}^2$  (17 at), una presión exterior de  $0,010 \text{ kg/mm}^2$  (1 at), encontrándose ésta a temperatura ambiente ( $20^\circ\text{C}$ ).

$U_e$  es el corrimiento del centro del patín con una presión exterior  $P_e$ , una presión interior nula y una distribución espacial de temperaturas dentro de la vaina, correspondiente a dicho nivel de potencia del reactor y a una temperatura exterior  $T_e$ .

$U_i$  es el corrimiento del centro del patín con una presión interior de  $1 \text{ kg/mm}^2$ , una presión nula y la vaina a temperatura ambiente ( $20^\circ\text{C}$ ), pero con las constantes elásticas variables del material correspondientes a la distribución de temperaturas anterior.

De (3) resulta:

$$P'_i = \frac{J + U_0 - U_e}{U_i} \quad [\text{kg/mm}^2] \quad (4)$$

que configura una relación lineal entre  $J$  y  $P'_i$ , para cuyo conocimiento es necesario calcular los desplazamientos  $U_0$ ,  $U_e$  y  $U_i$ .

De (3) se obtiene también el valor de  $J_1$ , en función de  $\hat{P}_{i1}$ :

$$J_1 = \frac{\hat{P}_{i1}}{1 \text{ kg/mm}^2} \cdot U_i + U_e - U_0 \quad (5)$$

Conocida  $P'_i$ , la determinación de  $\hat{P}_i$  para  $J < J_1$  resulta de los siguientes cálculos termoelásticos consecutivos:

- a) Con la presión interior  $P'_i$  que anula el juego, una presión exterior  $P_e$  y la distribución espacial de temperaturas mencionada, se obtienen las tensiones  $\sigma'_x$ ,  $\sigma'_y$  y  $\tau'_{xy}$  de todos los elementos.
- b) Con una fuerza repartida sobre la superficie exterior del patín proporcional al desplazamiento radial (que da cuenta de la reacción elástica del separador a la dilatación de la vaina), una presión exterior nula, y toda la vaina a temperatura ambiente (pero con las mismas constantes elásticas de la distribución de temperaturas anterior), se determina que presión interior  $P''_i$  es necesario aplicar para que las tensiones  $\sigma''_x$ ,  $\sigma''_y$  y  $\tau''_{xy}$  en algún elemento, sumadas respectivamente a las  $\sigma'_x$ ,  $\sigma'_y$  y  $\tau'_{xy}$ , den un valor máximo de  $\sigma$  igual a  $\sigma_{0.2}$ . Para ello, se sigue un procedimiento análogo al de la obtención de  $\hat{P}_{i1}$ .

Como las constantes elásticas de dichas reacciones (calculadas en el Apéndice I a partir de los resultados de/4/),

son distintas para cada tipo de celda dentro del separador, los valores de  $P_i''$  obtenidos serán diferentes para cada uno de ellos.

Finalmente, por el principio de superposición de efectos,

$$\hat{P}_i = P_i' + P_i'' \quad (6)$$

Por no ser  $\hat{P}_i$  una función lineal de  $J$ , se realizó el cálculo correspondiente a cada espesor de vaina para varios valores de  $J < J_1$ .

### C. DATOS DE CALCULO

#### C.1. CONSTANTES ELASTICAS

De /12/ se extrajeron los siguientes valores de las constantes elásticas del Zry-4:

Módulo de Young dependiente de la temperatura:	$E = (10500. - 10.T) \text{ kg/mm}^2$ (T en °C)
Factor de Poisson:	$\nu = 0,38$ a temperatura ambiente. $\nu = 0,44$ para $300^\circ\text{C} \leq T \leq 400^\circ\text{C}$
$\sigma \approx 2\%$	$\sigma_{0,2\%} = (55,4 - 0,0635 \times T) \text{ kg/mm}^2$ (T en °C)

#### C.2. CONSTANTES TERMICAS

Coefficiente de dilatación lineal isotrópica (de /12/)	$\alpha = 6,5 \times 10^{-6} \text{ (}^\circ\text{C)}^{-1}$ (para $20^\circ\text{C} \leq T \leq 350^\circ\text{C}$ )
Conductividad del Zry-4 depend. de la temp. (de /3/)	$\sigma_{\text{Zry-4}} = (0,1145 + 1,425 \times 10^{-4} T) \text{ w/cm}^\circ\text{C}$ (T en °C)
Conductividad del UO <sub>2</sub> depend. de la temp. (de /3/)	$\sigma_{\text{UO}_2} = \left[ \frac{1}{B+C(T+273)} \right] + D(T+273)^3 \text{ w/cm}^\circ\text{C}$ $B=3,3674; C=0,0262, D=0,478 \times 10^{-12}$ (T en °C)
Conductancia del espacio past. vaina (de /3/).	$\lambda = 1,375 \text{ w/cm}^2^\circ\text{C}$

Generación de calor por unidad de volumen (máximo valor de interés, de /12/).

$\rho = 0,764 \text{ w/cm}^3$   
(Corresponde a un nivel de potencia de 687 w/cm de longitud de barra).

Temperatura sobre la superficie ext. de la vaina (de /12/).

$T_e = 324^\circ\text{C}$

### C.3. DATOS GEOMETRICOS

Radio exterior de la vaina	5,95 mm.
Radios interiores de la vaina	5,40; 5,45; 5,50, 5,55 mm.
Espesores correspondientes de la vaina.	0,55; 0,50; 0,45; 0,40 mm.
Radio de la pastilla (único, para el cálculo de la distribución temperaturas).	5,31 mm.
Espesor del espacio pastilla-vaina.	0,09 mm.
Radio de la superficie ext. del patín.	6,91 mm.
Ancho del patín.	2,0 mm.
Radio del acuerdo de soldadura	0,2 mm.

### C.4. REDES DE ELEMENTOS FINITOS

C.4.1. Para el cálculo de la distribución de temperaturas. (Única red):

Número de nodos incógnita:	394
Número de nodos con condiciones de cont. forzadas:	43
Número de nodos con condiciones de cont. libres:	54
Número de elementos finitos:	776

C.4.1. Para los cálculos termoelásticos (4 redes, una para cada espesor):

Número de nodos:	235
Número total de incógnitas:	$235 \times 2 = 470$
Número de nodos con despl. rest.:	24
Número de nodos con cargas:	43 con $U_e$ y 31 con $P_i$
Número de nodos con cargas proporcionales al desplazamiento:	6
Número de elementos finitos:	386

### C.5. CARGAS ACTUANTES

La presión sobre cada lado de elemento que es frontera del recinto de cálculo, se ha materializado por una fuerza perpendicular a dicho lado, de magnitud igual al producto de dicha presión por su longitud, distribuida por partes iguales sobre los dos nodos que lo definen. Esto corresponde a la forma propia de discretización del algoritmo para el tipo de elemento usado.

Para cada caso las presiones fueron las siguientes:

Cálculos de $U_0$ :	$P_e = 0,010 \text{ kg/mm}^2$ (1 at.) $P_i = 0,172 \text{ kg/mm}^2$ (17 at.)
Cálculos de $U_e$ :	$P_e = 1,2 \text{ kg/mm}^2$ $P_i = 0.$
Cálculos de $U_i$ :	$P_e = 0.$ $P_i = 1. \text{ kg/mm}^2$
Cálculos de $\hat{P}_{i1}$ :	$P_e = 1,2 \text{ kg/mm}^2$ $P_i = \text{variable}$
Cálculos de $\sigma'_x, \sigma'_y, \sigma'_{xy}$ :	$P_e = 1,2 \text{ kg/mm}^2$ $P_i = P_i$
Cálculos de $\sigma''_x, \sigma''_y, \sigma''_{xy}$ :	$P_e = 0.$ $P_i = \text{variable.}$

Además, para este último cálculo, los nodos sobre la superficie exterior del patín estuvieron sujetos a fuerzas en la dirección de  $y$  y proporcionales y de sentido contrario a los desplazamientos, cuyas constantes elásticas están calculadas en el Apéndice I para cada tipo de celda.

## D. RESULTADOS

Según se adelantó en la INTRODUCCION, la distribución espacial de la temperatura en la vaina bajo las condiciones especificadas (cuyo conocimiento necesita ser previo a la determinación del comportamiento termoelástico bajo estudio), se la obtuvo resolviendo la ecuación (1) de conducción de calor no lineal (con conductividad dependiente de la temperatura) en dos variables, mediante el código "CUARM" /7/.

Puesto que no puede saberse a priori si la temperatura y el flujo calórico a lo largo de la superficie interior de la vaina sin los patines (que puede determinarse mediante el código "PIZZA" /3/), no es afectada apreciablemente por la presencia de aquéllos, se resolvió dicha ecuación para la barra completa (es decir, la vaina con las pastillas de  $UO_2$  en su interior) considerando sólo el sector de  $60^\circ$  de la figura 3, dadas sus propiedades de simetría.

Los datos físicos y geométricos para este cálculo, ya explicitados en C, se basan en las siguientes hipótesis adoptadas:

- a) Se supone que la conductancia térmica del espacio gaseoso entre la vaina y las pastillas no es afectada por la presencia de los patines. Adoptándose un espesor uniforme para aquél de 0,09 mm, de acuerdo con /1/, se simuló una conductividad térmica tal que la conductancia resultase igual a la calculada con el Código "PIZZA" para el mismo nivel de potencia, mediante el modelo de Ross y Stoute /13/ a partir de los resultados obtenidos anteriormente por Ce-tinkale y Fishenden /14/.
- b) La temperatura sobre la superficie exterior de la vaina es constante y uniforme.
- c) La generación de calor originada en las pastillas de  $UO_2$  por el "quemado" de este combustible nuclear se supone uniforme en todo su diámetro, y es nula tanto en la vaina como en el espacio gaseoso entre la vaina y las pastillas.
- d) Las conductividades del Zry-4 y del  $UO_2$  se toman dependientes de la temperatura, con las fórmulas que figuran en C.
- e) Dado que la caída de temperatura a través de la vaina resulta muy pequeña respecto a las verificadas en las pastillas y más aún en el espacio gaseoso, se resuelve el problema sólo para el espesor real de 0,55 mm y se generalizan los resultados para los demás espesores. La implicancia de esta aproximación en los parámetros a determinar mediante los cálculos termoelásticos, será sin duda carente de significación.

Puesto que las conductividades de ambos materiales, coeficientes de la ecuación (1), son funciones de la incógnita a resolver, la discretización de este problema por el método de elementos finitos conduce a un sistema de ecuaciones algebraicas

no lineal. El método iterativo usado para su resolución es el de más simple concepción:

Se resuelve como primera iteración el sistema lineal que resulta de adjudicar a todos los elementos de un mismo material una misma conductividad aproximada, correspondiente a la temperatura media que se espera encontrar. De la distribución espacial de temperaturas que así se obtiene, el programa calcula para cada elemento las conductividades que resultan de las fórmulas de C, y con éstas se realiza un nuevo cálculo lineal. El proceso se repite hasta que las conductividades en una dada iteración no difieren de las de la iteración anterior en más de una cierta cantidad  $\delta$  prefijada.

Se obtuvo la convergencia esperada para  $\delta = 1\%$  luego de 5 iteraciones, demorando cada una de ellas unos 40 seg. de máquina.

La figura 5 muestra una salida por impresora del código "CUARM" que da la distribución espacial de la temperatura en el sector completo de la barra. Los límites de cada franja son isotermas equiespaciadas. Dado que los gradientes de temperatura son mucho menores en la vaina (zona que nos interesa) que en el resto de la barra, se muestra en figura 6 un detalle de las isotermas en aquélla solamente. Las cotas están dadas en °C. Por último, en figura 7 se ha graficado la temperatura en todos los nodos de la red que caen sobre la superficie interior de la vaina junto con el valor constante calculado con el Código "PIZZA" para la vaina sin patines, a fin de apreciar el efecto que la presencia de éstos tienen sobre dicha distribución de temperatura.

Con la temperatura de cada elemento finito de la red se calcularon además para cada uno de ellos los valores del módulo de Young dependiente de la temperatura según la fórmula dada en C., a fin de usar éstos en los cálculos termoelásticos con el Código "ELASTEF 3".

A continuación detallamos ahora los cálculos realizados con dicho código:

En el CUADRO I se muestran, en primer lugar, los valores obtenidos de los desplazamientos  $U_0$ ,  $U_i$  y  $U_e$  correspondientes a cada espesor, necesarios para el cálculo de  $P_i$  en función de J según (4). Como en todos los casos  $U_e$  es mayor que  $U_0$ , para todo J menor que  $J_0 = U_e - U_0$  resulta de (4) una presión interior  $P_i$  "negativa". Aunque físicamente esto carece de sentido, por el principio de superposición de efectos es válido recurrir a este artificio matemático para la posterior obtención de  $P_i$ , y en el método de elementos finitos esto es viable sin ninguna dificultad. En la quinta y sexta columna de dicho cuadro se muestran los valores de  $P_i^J$  ( $P_i^J$  para  $J=0$ ), y los de  $J_0$  (juego inicial que se anula con  $P_i^J=0$ ). Finalmente, en las columnas séptima y octava se incluyen los resultados hallados para  $P_{i1}$ , y de aquí los de  $J_1$  según (5).

En el Apéndice I se describe la obtención de los coeficientes de rigidez k de las reacciones que los apoyos del separador ejercen sobre los patines de la vaina en base a los



resultados de /4/, para los nueve diferentes tipos de celdas dentro del separador que se muestran en figura 4. Incorporadas estas reacciones a los nodos de la superficie exterior del patín, junto con las cargas correspondientes a la presión interna  $P_i$  y con los datos de C., se obtuvo el valor de  $P_i$  que hace llegar al material al límite de fluencia según el método expuesto en B., para el caso  $J=0$  y espesor real de la vaina (0,55 mm).

En el CUADRO II se muestran los resultados correspondientes a los ocho tipos de celdas que tienen un valor de  $k$  positivo (el correspondiente a la celda N°7 con  $k$  negativa no pudo realizarse por dificultades con el código), junto con los que corresponden a  $k=\infty$  (Apoyo absolutamente rígido), y a  $k=0$  (Ausencia de apoyo). En la cuarta columna se encuentran los valores hallados de  $P_i$ ; en la quinta la tensión  $\sigma_{22}$  del elemento que alcanza primero este límite de fluencia, correspondiente a la temperatura que posee; y en la octava la designación de dicho elemento, cuya ubicación dentro de la vaina puede verse en la figura 3.

En el CUADRO III y en la figura 8 se explicitan los resultados del análisis en función de  $J$ , realizado para la barra ubicada en la celda de mayor valor de  $k$  (barra central o número 9), correspondiente a los cuatro espesores distintos de vaina. El significado de cada columna es análogo al de las respectivas del CUADRO II.

En la figura 9 pueden verse las curvas de nivel de la tensión equivalente de von Mises en el sector de la vaina de dicha barra central para el caso  $J=0$  y espesor 0,55 mm consignado en el CUADRO III, cuando actúa la presión interna  $P_i$  que lleva al material al límite de fluencia. Puede apreciarse en este gráfico la manera en que se concentran las tensiones alrededor de las dos zonas de mayor sollicitación del material: una sobre la superficie exterior en el ángulo de soldadura entre el patín y la vaina, y otra sobre la superficie interior cerca de la prolongación del contorno del patín.

Un último resultado interesante de consignar es el valor de la presión de contacto entre los patines y los apoyos del separador. Si se supone, como en nuestro caso, que con una presión interior  $P_i$  todos los puntos de la superficie exterior del patín considerado toman contacto con el apoyo del separador, la presión de contacto no será de ninguna manera uniforme sobre dicha superficie para presiones interiores mayores que aquella. Por el contrario, dadas las características geométricas del patín, es fácil ver que la presión de contacto debe ser mayor sobre el borde de dicha superficie de apoyo (punto B de la figura 3), que sobre su centro (punto A). Para la situación que corresponde a la figura 9, cuando la presión interior es  $P_i$ , la presión de contacto en el punto B es de  $10,5 \text{ kg/mm}^2$ , disminuyendo de manera monótona hasta el punto C de la misma figura, distante 0,3 mm de A, después del cual dicha presión es nula. Es decir que, en esta situación,

CUADRO I  
PARAMETROS PRELIMINARES PARA LOS RESULTADOS DE LOS  
CUADROS II Y III, CORRESPONDIENTES A LOS  
DIFERENTES ESPESORES DE LA VAINA

Espesor (mm)	$U_o$ ( $10^{-3}$ mm)	$U_i$ ( $10^{-3}$ mm)	$U_e$ ( $10^{-3}$ mm)	$P_{i0}^*$ (J=0) (kg/mm <sup>2</sup> )	$J_o$ ( $P_i^*=0$ ) ( $10^{-3}$ mm)	$P_i^* = \hat{P}_{i1}$ (kg/mm <sup>2</sup> )	$J_1$ ( $10^{-3}$ mm)
0.55	0.641	5.876	7.202	-1.1165	6.561	3.72	28.4
0.50	0.703	6.400	6.487	-0.9037	5.784	3.55	28.5
0.45	0.777	7.037	5.692	-0.6984	4.915	3.39	28.7
0.40	0.878	7.864	4.692	-0.4850	3.814	3.20	29.0

CUADRO II  
DEPENDENCIA CON LA CONSTANTE ELASTICA DE LA PRESION  
INTERNA QUE CON UN NIVEL DE POTENCIA DE 687 W/CM  
TEMP. EXT. DE 324°C Y PRESION EXT. DE 1,2 KG/MM<sup>2</sup>  
HACE LLEGAR AL MATERIAL AL LIMITE DE  
FLUENCIA, PARA ESPESOR REAL Y J=0  
( $P_i^* = -1,116$  KG/MM<sup>2</sup>)

k (kg/mm)	Descripción	$P_i^*$ (kg/mm <sup>2</sup> )	$\hat{P}_{i1}$ (kg/mm <sup>2</sup> )	$\bar{n} = 0.05$ (kg/mm <sup>2</sup> )	Elemento
0.0	Sin apoyo	4.935	$\hat{P}_{i1} = 3.719$	34.6	212
$1.65 \times 10^3$	Celda N°2	3.821	2.705	30.3	229
$1.79 \times 10^3$	Celdas N°1 y 3	3.920	2.704	30.3	229
$1.81 \times 10^3$	Celda N°6	3.819	2.703	30.3	229
$1.87 \times 10^3$	Celda N°4	3.819	2.703	30.3	229
$2.10 \times 10^3$	Celda N°8	3.818	2.702	30.3	229
$4.50 \times 10^3$	Celda N°5	3.811	2.695	30.3	229
$3.49 \times 10^4$	Celda N°9	3.804	2.688	30.3	229
-	Apoyo rígido	3.802	2.686	30.3	229

CUADRO III  
 PRESIONES INTERNAS QUE PARA UNA BARRA CENTRAL  
 $3,49 \times 10^4$  (KG/MM<sup>2</sup>) CON UN NIVEL DE POTENCIA  
 DE 687 W CM, TEMPERATURA EXTERIOR DE  
 324° C Y PRESION EXTERNA DE 1,2 KG. MM<sup>2</sup>  
 HACEN LLEGAR AL 75% AL  
 LIMITE DE FLUENCIA

Espesor de la vaina (mm)	Juego inicial $J_0$ ( $10^{-3}$ mm)	$P_i'$ (kg/mm <sup>2</sup> )	$P_i''$ (kg/mm <sup>2</sup> )	$\hat{P}_i$ (kg/mm <sup>2</sup> )	$\bar{\sigma}_{\text{máx}} = \sigma_{0.2\%}$ (kg/mm <sup>2</sup> )	Elemento
0.55	0.0	$P_{i0}' = -1.116$	3.804	2.69	30.3	229
	$J_0 = 6.6$	0.0	3.039	3.04	30.3	229
	13.9	1.247	2.094	3.34	29.7	213
	20.8	2.428	1.158	3.59	29.7	213
	28.4	$\hat{P}_{i1} = 3.719$	0.0	3.72	34.6	212
0.50	0.0	$P_{i0}' = -0.904$	3.472	2.57	30.3	229
	$J_0 = 5.8$	0.0	2.851	2.85	30.3	229
	13.9	1.271	1.906	3.18	29.7	213
	20.9	2.358	1.030	3.39	29.7	213
	28.5	$\hat{P}_{i1} = 3.548$	0.0	3.55	34.6	212
0.45	0.0	$P_{i0}' = -0.6984$	3.144	2.45	30.3	229
	$J_0 = 4.9$	0.0	2.661	2.66	30.3	229
	14.0	1.297	1.718	3.01	29.7	213
	21.1	2.294	0.901	3.19	29.7	213
	28.7	$\hat{P}_{i1} = 3.387$	0.0	3.39	34.6	212
0.40	0.0	$P_{i0}' = -0.4850$	2.808	2.32	30.3	229
	$J_0 = 3.8$	0.0	2.471	2.47	30.3	229
	14.2	1.317	1.533	2.85	29.7	213
	21.2	2.217	0.783	3.00	29.7	213
	29.0	$\hat{P}_{i1} = 3.204$	0.0	3.20	34.6	212

una franja central del patín de  $0,3 \times 2 = 0,6$  mm de espesor no se apoya sobre el separador. A esto debe adicionarse, obviamente, la presión exterior de  $1,2 \text{ kg/mm}^2$  sobre dicha superficie.

Consignamos, finalmente, un inconveniente que trajo aparejado el aprovechamiento de las propiedades de simetría de la sección analizada, y cómo se trató de solucionarlo. El hecho de considerar sólo el sector de  $60^\circ$  de la figura 3, es equivalente a reemplazar la estructura real de la misma por 6 porciones articuladas en los planos de simetrías de manera tal que los nodos de unión sólo pueden desplazarse en dirección radial. Por los errores de redondeo inherentes al cálculo numérico, puede verse que, para vainas delgadas, esta estructura se comporta como si fuera algo menos resistente a las presiones externas y a los gradientes de temperatura que la real, y que este debilitamiento es mayor cuanto menor es el espesor de la vaina, haciéndose cada vez más sensible a los movimientos tipo "cuerpo rígido" de cada una de sus porciones. En los trabajos anteriores /2/ y /9/, este efecto se manifestó en la aparición de errores considerables en los desplazamientos de los nodos exteriores del patín, mayores a medida que se disminuía el espesor de la vaina.

Este inconveniente se solucionó aquí de manera satisfactoria con el mismo artificio empleado en /9/, el que consistió en imponer que los corrimientos de todos los nodos (ver figura 3) de una zona de  $6^\circ$  de apertura angular a partir del borde a  $60^\circ$  del centro del patín sean estrictamente radiales, lo que prácticamente no puede producir perturbaciones en la estructura real. Realizando cálculos termoelásticos con variaciones pequeñas de los parámetros y para los distintos espesores de la vaina, se verificó que este artificio disminuye significativamente los errores de redondeo y no introduce un error adicional apreciable. Si bien es cierto que en /9/ se había consignado que dicho error adicional era del 8% para las deformaciones y del 7% para las tensiones, en el presente trabajo este error dejó de aparecer, al usar aquí un algoritmo de mayor exactitud para la resolución del sistema lineal de ecuaciones, tal como se había dicho en la INTRODUCCION.

## E. OBSERVACIONES Y CONCLUSIONES

En primer lugar, se observa en el CUADRO II que los resultados obtenidos de  $k_1$  para los distintos tipos de celdas y para apoyo absolutamente rígido difieren muy poco entre sí, verificándose entre el valor correspondiente a la celda de menor valor de  $k$  (celda N°2) y el de apoyo absolutamente rígido, una diferencia relativa máxima de sólo el 0,7%. Surge de esto una importante conclusión: para los fines de diseño, podría haberse realizado el presente análisis imponiendo simplemente condiciones de contorno de desplazamiento nulo en la dirección radial a los nodos sobre la superficie exterior del patín. Los resultados del análisis elástico del separador, por lo

tanto, sólo nos han sido útiles para asegurarnos que su consideración no hubiese sido necesaria para el presente propósito. Por este motivo, todo el análisis en función de  $J$  para los distintos espesores de vaina fue realizado para una sola celda, eligiéndose la de mayor valor de  $k$  (barra central).

Para algún futuro análisis análogo al presente, este resultado es digno de ser tenido en cuenta, dado los costoso que resulta un análisis elástico completo del separador.

Por otra parte, con respecto a la determinación de la distribución de temperaturas, podría decirse también que, dada la pequeña influencia que la presencia del patín tiene sobre la temperatura en la superficie interior de la vaina, según se aprecia en las figuras 6 y 7, las tensiones termoelásticas no hubiesen diferido significativamente de las aquí calculadas si se hubiera tomado una temperatura uniforme sobre dicha superficie, determinada con algún cálculo unidimensional correspondiente a la vaina cilíndrica (por ejemplo con el código "PIZZA"). De esta manera, para la determinación de dicha distribución de la temperatura en la vaina, hubiese bastado considerar la misma red de elementos finitos de los cálculos termoelásticos, tal como se había hecho en /9/.

Por último, es importante destacar que, para el nivel de potencia, las dimensiones y las condiciones de trabajo aquí consideradas, cálculos realizados con el Código "PIZZA" permiten predecir que la presión de contacto que ejercen las pastillas sobre la vaina es de  $3,87 \text{ kg/mm}^2$ . Como este valor supera a los aquí obtenidos de la presión interna que hace llegar al material al límite de fluencia, podemos afirmar, como conclusión principal de este trabajo, que para una predicción veraz del comportamiento termomecánico de las vainas será imprescindible la realización de cuidadosos análisis viscoelastoplásticos de este sistema.

#### E. AGRADECIMIENTOS

Queremos expresar nuestro sincero agradecimiento a la Sra. Bibiana Cruz, de este Centro de Cómputos, por su eficaz colaboración prestada en la implementación de algunos programas utilitarios. Asimismo manifestamos nuestro reconocimiento a los Ings. Roberto O. Cirimello y José A. Casario, del Departamento de Combustibles Nucleares de la C.N.E.A. por proponernos la realización de este trabajo y por sus valiosos asesoramientos en numerosas cuestiones pertinentes.

## APENDICE

### OBTENCION DEL COEFICIENTE DE RIGIDEZ DE LOS APOYOS DEL SEPARADOR EN CADA CELDA

Sea  $R_0$  el radio de la superficie exterior de los patines de la vaina (o sea la distancia entre el eje de la barra y dicha superficie), cuando se anula el juego entre éstos y los apoyos del separador en una determinada celda. Si, tanto por la dilatación térmica de la vaina como por la acción de la presión interior, los patines vencen la resistencia que ofrecen dichos apoyos, éstos ejercerán sobre aquéllos sendas fuerzas de igual intensidad  $F$  dirigidas hacia el centro de la barra.

Llamado  $\Delta R = R - R_0$  a la cantidad en que queda incrementado  $R$ , en el rango elástico será:

$$F = k\Delta R = k(R - R_0) \quad (I-1)$$

donde  $k$  es una constante llamada "coeficiente de rigidez" de dicha reacción, cuyo valor pretendemos determinar aquí para cada tipo de celda.

En base a varias hipótesis simplificativas del comportamiento elástico del separador, H. LOTANO y C.E. MARGUEIRAT calcularon /4/ los desplazamientos que sufren los nodos de unión de las pequeñas placas que constituyen la estructura (ver figura 4) cuando se aplican en todos los apoyos del separador sendas fuerzas de módulo unidad en la dirección en que actuarían los patines de las vainas.

De dichos desplazamientos pueden obtenerse los correspondientes a cada uno de los apoyos del separador, y de éstos el valor de  $k$  en cada tipo diferente de celda, de la manera que describimos a continuación:

Sean  $P_1(x_1, y_1)$ ,  $P_2(x_2, y_2)$  y  $P_3(x_3, y_3)$  en la figura I-1 las posiciones primitivas de los puntos medios de cada uno de los apoyos, en una determinada celda. Por ser equilátero el triángulo que éstos forman, la posición  $P_0(x_0, y_0)$  del eje de la barra será el centroide de dicho triángulo, o sea:

$$\begin{aligned} x_0 &= \frac{1}{3} (x_1 + x_2 + x_3) \\ y_0 &= \frac{1}{3} (y_1 + y_2 + y_3) \end{aligned} \quad (I-2)$$

y, obviamente:

$$\begin{aligned} R_0 &= \text{distancia entre } P_1 \text{ y } P_0 = \\ &= \text{distancia entre } P_2 \text{ y } P_0 = \\ &= \text{distancia entre } P_3 \text{ y } P_0 . \end{aligned}$$

Al dilatarse ahora la vaina de manera tal que sus patines ejercen fuerzas unitarias en cada uno de los apoyos, sus puntos medios se desplazarán a nuevas posiciones que llamaremos

respectivamente  $P'_1(x'_1, y'_1)$ ,  $P'_2(x'_2, y'_2)$  y  $P'_3(x'_3, y'_3)$ . A su vez, la nueva posición  $P'_0(x'_0, y'_0)$  de eje de la barra, centroide del triángulo formado por los puntos medios de las superficies exteriores de los tres patines, no coincidirá necesariamente con el centroide del formado por  $P_1, P_2$  y  $P_3$ , puesto que, en el reacomodamiento de la vaina, dichas superficies exteriores pueden deslizarse respecto de los apoyos, y aquellos puntos medios podrán dejar de coincidir respectivamente con  $P'_1, P'_2, P'_3$ .

Para determinar  $P'_0$  hacemos las dos siguientes hipótesis:  
 a) Los apoyos se consideran como superficies planas; de aquí que los patines tocarán a éstos en una sola línea  
 b) Dichas superficies planas no rotan al deformarse el separador.

$P'_0$  puede considerarse por lo tanto como centro del círculo inscrito en el triángulo de lados  $a'$ ,  $b'$  y  $c'$  de la figura I-1, donde  $a'$  es la recta que pasa por  $P'_1$  paralela a la definida por  $P_2$  y  $P_3$ , etc. Por tratarse de deformaciones pequeñas, hipótesis fundamental de este trabajo, las coordenadas de  $P'_0$  podrán determinarse entonces promediando las de los puntos  $P'_4(x'_4, y'_4)$ ,  $P'_5(x'_5, y'_5)$  y  $P'_6(x'_6, y'_6)$ , vértices de dicho triángulo.

Mediante cálculos elementales resultan las coordenadas de estos últimos puntos en función de las de  $P_1, P_2, P_3, P'_1, P'_2$ , y  $P'_3$  datos del problema:

$$\begin{aligned} x'_4 &= \frac{n_2 P_3 - n_3 P_2}{m_2 n_3 - m_3 n_2} & y'_4 &= \frac{m_3 P_2 - m_2 P_3}{m_2 n_3 - m_3 n_2} \\ x'_5 &= \frac{n_3 P_1 - n_1 P_3}{m_3 n_1 - m_1 n_3} & y'_5 &= \frac{m_1 P_3 - m_3 P_1}{m_3 n_1 - m_1 n_3} & (I-3) \\ x'_6 &= \frac{n_1 P_2 - n_2 P_1}{m_1 n_2 - m_2 n_1} & y'_6 &= \frac{m_2 P_1 - m_1 P_2}{m_1 n_2 - m_2 n_1} \end{aligned}$$

donde:

$$\begin{aligned} m_1 &= y_2 - y_3 & m_2 &= y_3 - y_1 \\ n_1 &= x_3 - x_2 & n_2 &= x_1 - x_3 \\ p_1 &= (y_3 - y_2)x'_1 + (x_2 - x_3)y'_1 & p_2 &= (y_1 - y_3)x'_2 + (x_3 - x_1)y'_2 \\ & & m_3 &= y_1 - y_2 \\ & & n_3 &= x_2 - x_1 \\ & & p_3 &= (y_2 - y_1)x'_3 + (x_1 - x_2)y'_3 \end{aligned}$$

y de ellas obtienen las del punto  $P'_0$  buscado:

$$\begin{aligned}x'_0 &= \frac{1}{3} (x'_4 + x'_5 + x'_6) \\y'_0 &= \frac{1}{3} (y'_4 + y'_5 + y'_6)\end{aligned}\tag{I-4}$$

Salvo infinitésimos de segundo orden el nuevo radio R de los patines será la distancia de  $P'_0$  a  $P'_1$ , o bien a  $P'_2$ , o bien a  $P'_3$ . Llamando:

$$\begin{aligned}u_1 &= x'_1 - x_1 & u_2 &= x'_2 - x_2 & u_3 &= x'_3 - x_3 & u_0 &= x'_0 - x_0 \\v_1 &= y'_1 - y_1 & v_2 &= y'_2 - y_2 & v_3 &= y'_3 - y_3 & v_0 &= y'_0 - y_0\end{aligned}$$

resultará para  $\Delta R = R - R_0$  cualquiera de las aproximaciones siguientes:

$$\begin{aligned}\Delta R &\approx \frac{(x_1 - x_0)(u_1 - u_0) + (y_1 - y_0)(v_1 - v_0)}{[(x_1 - x_0)^2 + (y_1 - y_0)^2]^{1/2}} \\ \Delta R &\approx \frac{(x_2 - x_0)(u_2 - u_0) + (y_2 - y_0)(v_2 - v_0)}{[(x_2 - x_0)^2 + (y_2 - y_0)^2]^{1/2}} \\ \Delta R &\approx \frac{(x_3 - x_0)(u_3 - u_0) + (y_3 - y_0)(v_3 - v_0)}{[(x_3 - x_0)^2 + (y_3 - y_0)^2]^{1/2}}\end{aligned}\tag{I-5}$$

Promediando estos tres valores se obtendrá uno más exacto para  $\Delta R$ . Como las fuerzas aplicadas son de módulo unidad, de (I-1) resulta finalmente:

$$k = 1/\Delta R\tag{I-6}$$

Ahora bien, en la figura 4 se observa que, bajo el punto de vista de su comportamiento mecánico, sólo hay 9 diferentes tipos de celdas (numeradas dentro de un círculo) en el separador. Además, la mayoría de los puntos medios de los apoyos en estas celdas no coinciden con los nodos de los que en /4/ se calculó su desplazamiento, pero en tal caso pertenecen a una barra de la que sí se conocen los de sus extremos. Es necesario entonces un cálculo auxiliar para la determinación de los desplazamientos de aquéllos. De la hipótesis de pequeños de-



formaciones resulta:

$$\begin{aligned} u_C &= \frac{l_2}{l} u_A + \frac{l_1}{l} u_B + f \cos \alpha \\ v_C &= \frac{l_2}{l} v_A + \frac{l_1}{l} v_B + f \operatorname{sen} \alpha \end{aligned} \quad (\text{I-7})$$

donde:

$(u_C, v_C)$  son las componentes del desplazamiento buscado del punto medio C del apoyo.

$(u_A, v_A)$  y  $(u_B, v_B)$  son las componentes del desplazamiento de los nodos extremos A y B de la barra.

$l$  es la longitud de la barra (distancia de A a B)

$l_1$  y  $l_2 = l - l_1$  son las distancias de C a ambos extremos A y B respectivamente.

$\alpha$  es el ángulo que forma la perpendicular de la barra con el primer eje coordenado.

$f$  es la flecha de deformación de la barra calculada con la suposición de extremos empotrados.

De la teoría de la elasticidad resulta el valor de la flecha:

$$f = \frac{F}{EI} \frac{l_1^3 l_2^3}{3l^3} = \frac{4F}{E} \frac{l_1^3 l_2^3}{bh^3 l^3} \quad (\text{I-8})$$

donde  $F=1$  es la carga aplicada en C;  $E$  es el módulo de Young;  $b$  el ancho de la barra;  $h$  su espesor;  $e$

$$I = \frac{1}{12} bh^3$$

es el momento de inercia de la sección de la barra respecto de dos ejes que pasan por su baricentro.

En el CUADRO I-1 se muestran, para cada tipo de celda, los valores obtenidos de  $\Delta R$  con el método expuesto, y los correspondientes del coeficiente de rigidez  $k$ . Se observa que para la celda N°7 resulta un valor de  $k$  negativo, lo cual era de esperar dada su particular ubicación en el separador: el efecto de la resultante de las fuerzas unitarias en el resto de las celdas vence al provocado por aquéllas aplicadas en los apoyos de la que se considera.

CUADRO I-1

N° de celda	$\Delta R$ ( $\text{mm} \times 10^{-3}$ )	$k$ ( $10^3 \text{ kg/mm}$ )
1	0.559	1.79
2	0.605	1.65
3	0.557	1.79
4	0.535	1.87
5	0.222	4.50
6	0.551	1.81
7	-0.474	-2.11
8	0.476	2.10
9	0.0286	34.9

APENDICE II

TENSION EN LA DIRECCION LONGITUDINAL DE LA VAINA

Por estar la vaina cerrada en ambos extremos, la diferencia de presiones interior  $P_i$  y exterior  $P_e$  producen una tensión  $\sigma_z$  en la dirección longitudinal de la vaina dada por:

$$\sigma_z = \frac{\pi (R_i^2 P_i - R_e^2 P_e)}{\pi (R_e^2 - R_i^2) + 3A_p} \quad (II-1)$$

donde  $R_e$  y  $R_i$  son los radios interior y exterior del patín respectivamente, y  $A_p$  el área de cada patín. Con los datos de C.1. y con una presión interior de  $0,668 \text{ kg/mm}^2$  (13), resulta un  $\sigma_z$  de  $2,8 \text{ kg/mm}^2$ .

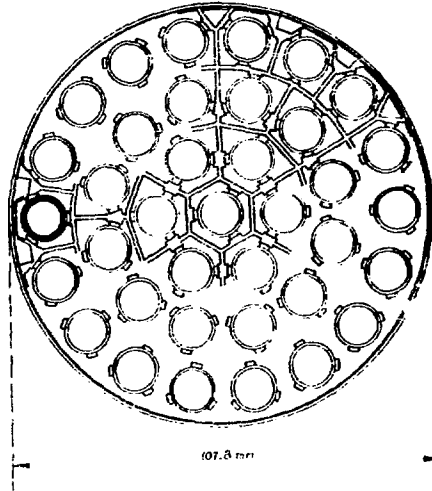
Tomando como ejemplo, para el caso  $J=0$  y espesor de  $0,55 \text{ mm}$  consignado en el CUADRO III, con la hipótesis de "tensiones planas" usada en este trabajo se obtuvieron las tensiones principales  $\sigma_{\max} = 27,39$  y  $\sigma_{\min} = -5,16 \text{ kg/mm}^2$  en el elemento que alcanza primero el límite de fluencia  $\sigma_{0.2} = 30,3 \text{ kg/mm}^2$ , por ser la tensión equivalente de von Mises calculada con dicha hipótesis,

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{1}{2} \{ (\sigma_{\max} - \sigma_{\min})^2 + \sigma_{\max}^2 + \sigma_{\min}^2 \}} = 30.3 \text{ kg/mm}^2 \quad (II-2)$$

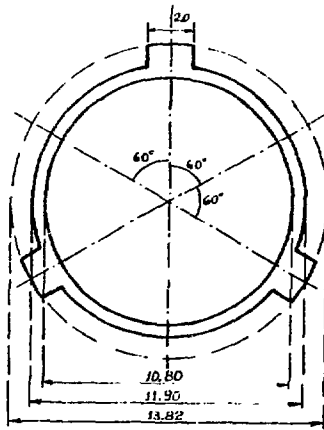
En cambio, si se hubiera tenido en cuenta el valor consignado de  $\sigma_z$  resultaría:

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{1}{2} \{ (\sigma_{\max} - \sigma_{\min})^2 + (\sigma_{\max} - \sigma_z)^2 + (\sigma_{\min} - \sigma_z)^2 \}} = 29.4 \text{ kg/mm}^2 \quad (II-3)$$

Aunque los valores obtenidos de  $\sigma_{\max}$  y  $\sigma_{\min}$  hubiesen sido distintos si en las ecuaciones de elasticidad se hubiera incluido el efecto de  $\sigma_z$ , la comparación de (II-2) y (II-3) nos permite concluir que se justifica, para los fines de este estudio, despreciar  $\sigma_z$  (o sea considerar el problema como de "tensiones planas").



**FIGURA 1**  
SECCION DE UN ELEMENTO COMBUSTIBLE DE LA  
C.N.A. A TRAVES DE UN SEPARADOR



**FIGURA 2**  
SECCION DE UNA BARRA COMBUSTIBLE DE LA C.N.A.  
EN LA ZONA DE LOS PATINES  
(DIMENSIONES EN MM)

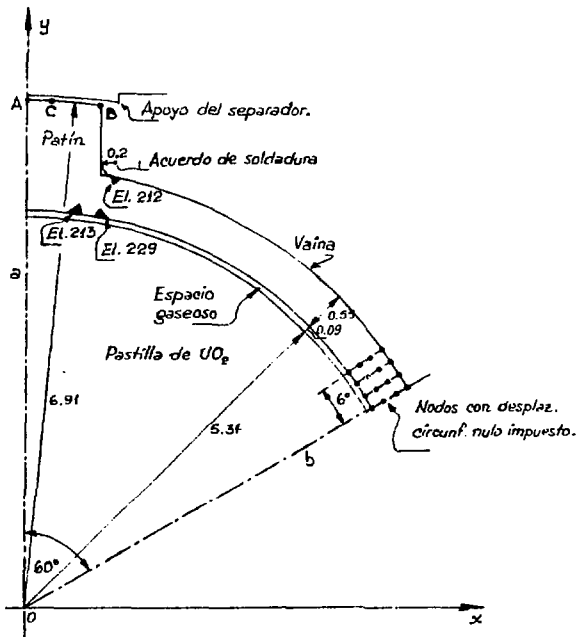


FIGURA 3  
SECTOR DE LA BARRA COMBUSTIBLE SOBRE EL QUE  
SE REALIZO EL ANALISIS TERMOELASTICO  
(DIMENSIONES EN MM)

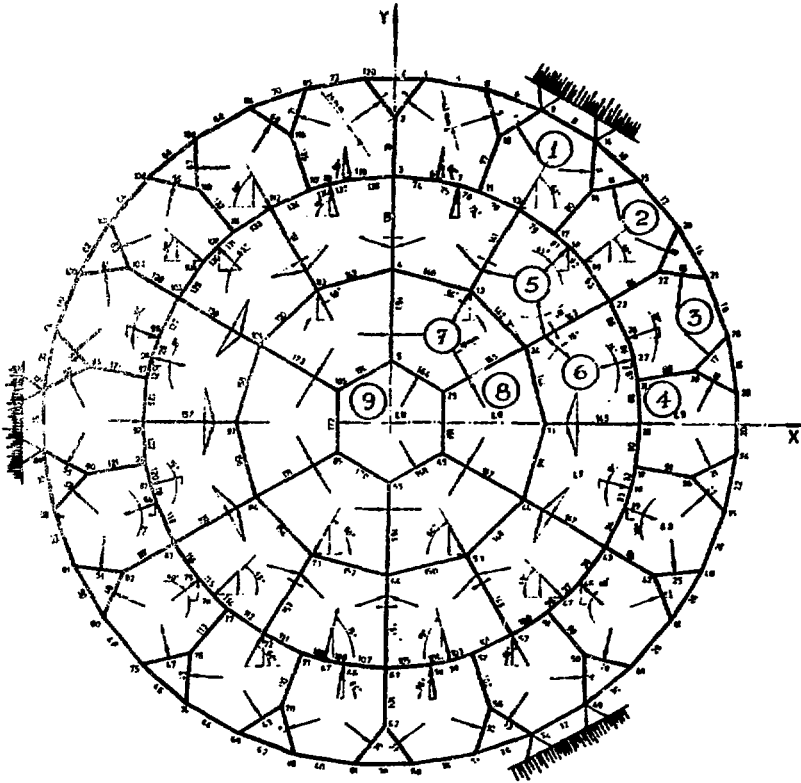


FIGURA 4  
SECCION DE UN SEPARADOR (DIMENSIONES EN MM)

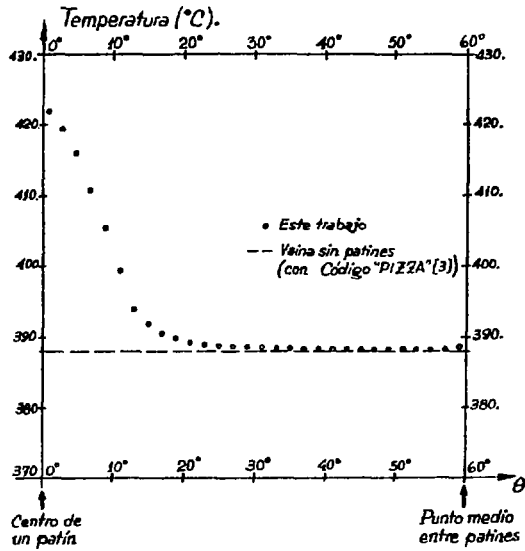
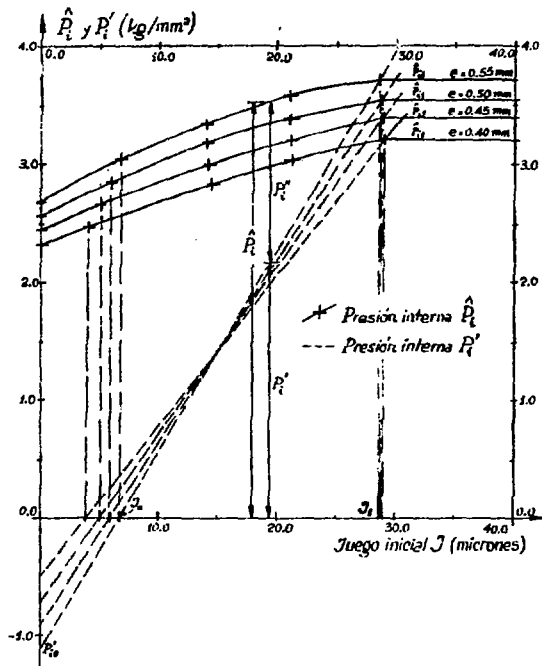


FIGURA 7  
EFECTO DE LA PRESENCIA DE LOS PATINES SOBRE LA  
DISTRIBUCION DE LA TEMPERATURA EN LA  
SUPERFICIE INTERIOR DE LA VAINA



**FIGURA 8**  
**PRESIONES INTERNAS QUE PARA UNA BARRA CENTRAL**  
**(K=3,49=10<sup>6</sup>KG/MM<sup>2</sup>) CON UN NIVEL DE POTENCIA**  
**DE 687 W/CM, TEMPERATURA EXTERIOR DE**  
**324°C Y PRESIÓN EXTERNA DE 1,2 KG/MM<sup>2</sup>**  
**HACEN LLEGAR AL Zn-4**  
**AL LIMITE DE FLUENCIA**



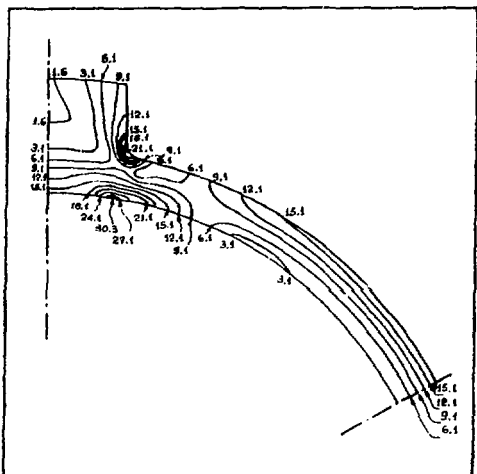


FIGURA 9  
 CURVAS DE NIVEL DE LA TENSION EQUIVALENTE EN UN SECTOR DE LA VAINA CENTRAL PARA EL CASO  $J=0$  Y ESPESOR  $=0,55$ , CONSIGNADO EN EL CUADRO III, CUANDO ACTUA UNA PRESION INTERNA  $P_1$

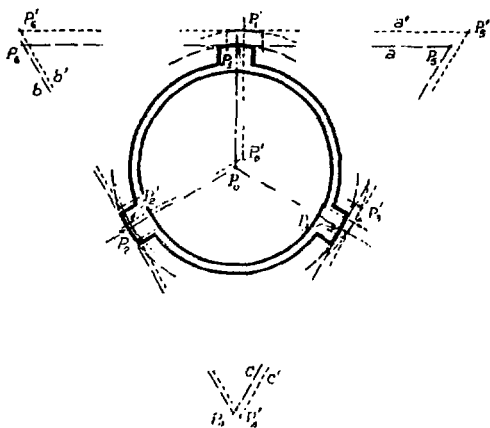


FIGURA 1.1  
 ESQUEMA DE LA DILATACION DE UNA VAINA PARA LA OBTENCION DE LOS COEFICIENTES DE RIGIDEZ DE LA REACCION DE LOS APOYOS DEL SEPARADOR

BIBLIOGRAFIA

- 1) CIRIMELLO, R.O.; "Elementos combustibles de la Central Nuclear Atucha"- CNA/21. Central Nuclear en Atucha (1974).
- 2) SANCHEZ, G.; BASOMBRIIO, F.G.; "Cálculos elásticos en vainas Para elementos combustibles tipo C.N.A. en la zona de los patines, a temperatura uniforme". Informe Interno N°21-6/76-CC(CAB). Departamento de Combustibles Nucleares.-C.N.E.A. (1976).
- 3) MONTENERO, C.; ROCCA, U.V.; "PIZZA- Código para el análisis termomecánico de barras combustibles tipo C.N.A." CNEA-NT 18/76 (1976).
- 4) LOTANO, H.A.; MARGUEIRAT, C.E.; "Análisis elástico de tensiones-deformaciones en un separador de un elemento combustible de la C.N.A.". CNEA-NT 11/76 (1976).
- 5) SANCHEZ, G.; "ELASTEF- Un sistema de códigos en FORTRAN IV para la resolución de problemas termoelásticos por el método de elementos finitos".- En preparación.
- 6) ZIENKIEWICZ, O.C.; "The finite element method in engineering science". Mc Graw Hill, London (1971).
- 7) BASOMBRIIO, F.G.; CRUZ, B.; "Resolución por elementos finitos de la ecuación cuasiarmónica bidimensional. (Programas CUARM, NOLICUARM Y AXICUARM)". CAB/1976/2. Octubre de 1976. A ser publicado como informe de la C.N.E.A.
- 8) BASOMBRIIO, F.G.; "Estudio elástico de tensiones y deformaciones en la zona de los patines de la vaina Atucha a temperatura constante". Informe. 14 de Nov. de 1975. Centro de Cómputos. Centro Atómico Bariloche C.N.E.A.
- 9) BASOMBRIIO, F.G.; SANCHEZ, G.; "Cálculos termoelásticos en vainas para elementos combustibles tipo C.N.A. en la zona de los patines, para diferentes espesores". Informe Interno N°23-8/76-C.C. (CAB).- Departamento de Combustibles Nucleares. C.N.E.A. (1976).
- 10) BASOMBRIIO, F.G.; SANCHEZ, G.; "Análisis bidimensional de la distribución de temperaturas en una barra combustible C.N.A. en la zona de los patines". CAB/1976/1. Centro Atómico Bariloche, C.N.E.A. (1976).
- 11) CASARIO, J.A.; Comunicación privada.
- 12) CASARIO, J.A.; SANTINELLI, D.; "Modelos de comportamiento mecánico de las vainas para elementos combustibles de la C.N.A. Criterio de falla". Informe Interno N°13/75/D-CM. Departamento de combustibles Nucleares. C.N.E.A. (Oct. de 1975).
- 13) ROSS, A.M.; STOUTE, R.L.; "Heat Transfer coefficient between  $UO_2$  and Zircaloy 1", AECL 1552, June 1962.
- 14) CETINKALE, T.N.; FISHENDEN, M.; "Thermal conductance of metal surfaces in contact", Proc. Int. Conf. on Heat Transfer, London, Institution of Mechanical Engineer (1951).