

INIS-MX--028



MX9700074



UNIVERSIDAD NACIONAL AUTONOMA DE MEXICO

FACULTAD DE QUIMICA

Análisis Termo-mecánico de Elementos Combustibles Nucleares

T E S I S
QUE PARA OBTENER EL GRADO
DE MAESTRO EN CIENCIAS NUCLEARES
P R E S E N T A
FIS. HECTOR HERNANDEZ LOPEZ
MEXICO, D. F. 1997

29-06



UNIVERSIDAD NACIONAL
AUTÓNOMA DE
MÉXICO

FACULTAD DE QUÍMICA
DIRECCIÓN

ING. LEPOLDO SILVA GUTIÉRREZ
Director General de la Administración Escolar
P r e s e n t e .

AT'N: Lic. Antonio Díaz García
Jefe de la Unidad de Registro e Información

Me es grato informarle que el alumno **FIS. HÉCTOR HERNÁNDEZ LÓPEZ** presentará próximamente su examen para obtener el grado de Maestría en Ciencias Nucleares ante el siguiente jurado:

Presidente:	Dr. Manuel Navarrete Tejero (FQ)
Primer Vocal	Dr. Miguel Balcázar García (ININ)
Secretario:	M. en C. Juan Lartigue Gordillo (FQ)
Primer Suplente:	Dr. Enrique Martínez Martínez (FQ)
Segundo Suplente:	Dr. Luis Carlos Longoria Gándara (ININ)

Sin otro particular de momento, aprovecho la ocasión para enviarle un cordial saludo.

Atentamente
"POR MI RAZA HABLARÁ EL ESPÍRITU"
Ciudad Universitaria, D. F., 30 de junio de 1997.

El Director

Dr. Enrique R. Bazúa Rueda

C.c.p. Integrantes del Jurado
C.c.p. Coordinador de Área
C.c.p. Departamento de Control Escolar
C.c.p. Interesado
*ggm.

***Lo dulce de la vida
consiste en saborear
cada trago amargo
que nos brinda.***

**Para papá y mamá
con cariño y respeto**

**A mis hermanos
Angélica, Mary y Alejandro.**

**A mis sobrinos
Ana Lidia y Rafael.**

A Rafael Sr. y Jacob.

A Paty mi novia.

Agradecimientos

**Al M. en C. Jesús Soberon M.
por la dirección de este trabajo.**

**A los profesores del departamento de
ciencias nucleares.**

A la maestra Triny por su gran apoyo.

**Al Instituto Nacional de
Investigaciones Nucleares
por las facilidades brindadas.**

**A los compañeros y amigos del
departamento de sistemas nucleares
su apoyo.**

**A Marco Antonio Lucatero,
Ramón Ramírez Sánchez y
al Dr. Luis Carlos Longoria
por sus comentarios.**

Contenido.

CONTENIDO	i
LISTA DE FIGURAS	ii
RESUMEN	1
CAPÍTULO 1 INTRODUCCIÓN	2
ANTECEDENTES	2
CAPÍTULO 2 DISTRIBUCIÓN DE TEMPERATURAS	6
2.1 DISTRIBUCIÓN AXIAL DE TEMPERATURAS.....	6
2.1.1 <i>Temperatura en el refrigerante, una fase</i>	6
2.1.2 <i>Flujo en dos fases</i>	8
2.2 DISTRIBUCIÓN RADIAL DE TEMPERATURAS.....	11
2.2.1 <i>Temperatura en la Camisa</i>	11
2.2.2 <i>Temperatura en el Huelgo Combustible - Camisa (Gap)</i>	12
2.2.3 <i>Temperatura en el Combustible</i>	14
2.3 REFERENCIAS.....	17
CAPÍTULO 3 ASPECTOS MECÁNICOS	18
3.1 MATERIAL COMBUSTIBLE.....	18
3.1.1 <i>Densificación y Redistribución</i>	19
3.1.2 <i>Hinchamiento de la Pastilla</i>	20
3.1.3 <i>Fuga de gases de Fisión</i>	22
3.1.4 <i>Termofluencia</i>	23
3.1.5 <i>Esfuerzos termo-mecánicos</i>	24
3.2 PROPIEDADES MECÁNICAS DEL ENCAMISADO.....	27
3.2.1 <i>Esfuerzos térmicos</i>	27
3.2.2 <i>Esfuerzos por presión</i>	28
3.2.3 <i>Interacción pastilla - encamisado</i>	28
3.3 REFERENCIAS.....	29
CAPÍTULO 4 CÓDIGO TETO	30
4.1 DESCRIPCIÓN DEL CÓDIGO TETO.....	30
4.2 METODOLOGÍA.....	32
4.3 ARCHIVO DE ENTRADA.....	33
4.4 RESULTADOS.....	34
4.5 COMPARACIÓN CON OTROS CÓDIGOS.....	53
4.6 REFERENCIAS.....	56
CAPÍTULO 5 DISCUSIÓN Y CONCLUSIONES	57
DISCUSIÓN	58
CONCLUSIONES	59
ANEXO I LISTADO DEL CÓDIGO TETO	60

I.1 ARCHIVO FUENTE.....	60
I. 2 ARCHIVO COMMON_A.INC.....	85
ANEXO II ARCHIVOS DE ENTRADA Y SALIDA AL CÓDIGO TETO.....	86
II.1 ARCHIVO DE ENTRADA.....	86
II.2 ARCHIVO DE SALIDA.....	87

Lista de figuras

FIGURA 1.1 ESQUEMA DE UN REACTOR NUCLEAR. CORTESIA DE LA COMISIÓN FEDERAL DE ELECTRICIDAD.....	3
FIGURA 1.2 DIAGRAMA DE UN ENSAMBLE COMBUSTIBLE. CORTESIA DE LA COMISIÓN FEDERAL DE ELECTRICIDAD.	4
FIGURA 2.1 DISCRETIZACIÓN DE UN CANAL DE ENFRIAMIENTO EN UN REACTOR BWR.....	7
FIGURA 2.2 PERFIL DE TEMPERATURAS EN UN REACTOR BWR.....	9
FIGURA 2.3 DISTRIBUCIÓN RADIAL DE TEMPERATURAS.....	11
FIGURA 2.4 RESULTADOS DE $\int k(T) dT$ A DIFERENTES DENSIDADES.....	16
FIGURA 2.5 DISTRIBUCIÓN RADIAL DE TEMPERATURAS EN UNA PASTILLA COMBUSTIBLE CON UNA TEMPERATURA DE 900°C EN LA SUPERFICIE.....	16
FIGURA 3.1 REESTRUCTURACIÓN DE UNA PASTILLA DE COMBUSTIBLE OXIDO DURANTE IRRADIACIÓN DONDE SE PUEDEN APRECIAR TRES DIFERENTES REGIONES EN EL MATERIAL. [D. R. O'BOYLE ET AL., J. NUCL. MATER., 29:27 (1969).]....	20
FIGURA 3.2 VISTA DE UN COMBUSTIBLE Y LA CAMISA DONDE SE OBSERVA EL FENÓMENO DE HINCHAMIENTO.	21
FIGURA 3.3 BURBUJAS DE GAS ENTRE LOS GRANOS DE UO_2 Y SUS FRONTERAS.....	23
FIGURA 3.4 COMPORTAMIENTO DE LA TENSIÓN EN FUNCIÓN DE LA DEFORMACIÓN.....	26
FIGURA 4.1 ESTRUCTURA SECUENCIAL DEL CÓDIGO TETO.....	31
FIGURA 4.2 SECUENCIA DE ANÁLISIS TERMO-MECÁNICO DE UN ELEMENTO COMBUSTIBLE.....	32
FIGURA 4.3 DIAGRAMA ESQUEMÁTICO DE UN ENSAMBLE COMBUSTIBLE PARA UN REACTOR BWR.....	34
FIGURA 4.4 DIAGRAMA ESQUEMÁTICO DE LA BARRA COMBUSTIBLE CON ENRIQUECIMIENTO PROMEDIO DE 3.6 % DE ^{235}U	35
FIGURA 4.5 TEMPERATURAS OBTENIDAS CON TETO PARA EL REFRIGERANTE Y ENCAMISADO EN EL INICIO DEL CICLO.....	38
FIGURA 4.6 TEMPERATURAS OBTENIDAS CON TETO EN EL MATERIAL COMBUSTIBLE.....	38
FIGURA 4.7 REDISTRIBUCIÓN DEL MATERIAL COMBUSTIBLE OBTENIDA CON TETO AL INICIO DEL CICLO.....	39
FIGURA 4.8 DISTRIBUCIÓN DE DEFORMACIONES EN EL MATERIAL COMBUSTIBLE OBTENIDAS CON TETO A LO LARGO DE LA BARRA.....	39
FIGURA 4.9 DEFORMACIONES EN EL INTERIOR DE LA CAMISA OBTENIDAS CON TETO PARA EL CASO DE INICIO DE CICLO.....	40
FIGURA 4.10 DEFORMACIONES EN EL EXTERIOR DE LA CAMISA OBTENIDAS CON TETO PARA EL CASO DE INICIO DE CICLO.....	40
FIGURA 4.11 TEMPERATURAS OBTENIDAS CON TETO PARA EL REFRIGERANTE Y ENCAMISADO CON 119 DÍAS DE OPERACION.....	42
FIGURA 4.12 TEMPERATURAS OBTENIDAS CON TETO EN EL MATERIAL COMBUSTIBLE, CON 119 DÍAS DE PERACIÓN.....	42
FIGURA 4.13 REDISTRIBUCIÓN DEL MATERIAL COMBUSTIBLE OBTENIDA CON TETO, 119 DÍAS DESPUÉS DEL INICIO DE CICLO.....	43
FIGURA 4.14 DISTRIBUCIÓN DE DEFORMACIONES EN EL MATERIAL COMBUSTIBLE OBTENIDAS CON TETO A LO LARGO DE LA BARRA.....	43
FIGURA 4.15 DEFORMACIONES EN EL INTERIOR DE LA CAMISA OBTENIDAS CON TETO, 119 DÍAS DESPUÉS DEL INICIO DE CICLO.....	44
FIGURA 4.16 DEFORMACIONES EN EL EXTERIOR DE LA CAMISA OBTENIDAS CON TETO, 119 DÍAS DESPUÉS DEL INICIO DE CICLO.....	44
FIGURA 4.17 TEMPERATURAS OBTENIDAS CON TETO PARA EL REFRIGERANTE Y ENCAMISADO CON 120 DÍAS DE OPERACIÓN.....	46
FIGURA 4.18 TEMPERATURAS OBTENIDAS CON TETO EN EL MATERIAL COMBUSTIBLE, CON 120 DÍAS DE OPERACIÓN.....	46

FIGURA 4.19 REDISTRIBUCIÓN DEL MATERIAL COMBUSTIBLE OBTENIDA CON TETO, 120 DÍAS DESPUÉS DEL INICIO DE CICLO.	47
FIGURA 4.20 DISTRIBUCIÓN DE DEFORMACIONES EN EL MATERIAL COMBUSTIBLE OBTENIDAS CON TETO A LO LARGO DE LA BARRA.	47
FIGURA 4.21 DEFORMACIONES EN EL INTERIOR DE LA CAMISA OBTENIDAS CON TETO, 120 DÍAS DESPUÉS DEL INICIO DE CICLO.	48
FIGURA 4.22 DEFORMACIONES EN EL EXTERIOR DE LA CAMISA OBTENIDAS CON TETO, 120 DÍAS DESPUÉS DEL INICIO DE CICLO.	48
FIGURA 4.23 TEMPERATURAS OBTENIDAS CON TETO PARA EL REFRIGERANTE Y ENCAMISADO CON 180 DÍAS DE OPERACIÓN.	50
FIGURA 4.24 TEMPERATURAS OBTENIDAS CON TETO EN EL MATERIAL COMBUSTIBLE, CON 180 DÍAS DE OPERACIÓN.	51
FIGURA 4.25 REDISTRIBUCIÓN DEL MATERIAL COMBUSTIBLE OBTENIDA CON TETO, 180 DÍAS DESPUÉS DEL INICIO DE CICLO.	51
FIGURA 4.26 DISTRIBUCIÓN DE DEFORMACIONES EN EL MATERIAL COMBUSTIBLE OBTENIDAS CON TETO A LO LARGO DE LA BARRA.	52
FIGURA 4.27 DEFORMACIONES EN EL INTERIOR DE LA CAMISA OBTENIDAS CON TETO, 180 DÍAS DESPUÉS DEL INICIO DE CICLO.	52
FIGURA 4.28 DEFORMACIONES EN EL EXTERIOR DE LA CAMISA OBTENIDAS CON TETO, 180 DÍAS DESPUÉS DEL INICIO DE CICLO.	53
FIGURA 4.29 DIFERENCIAS ENTRE LAS TEMPERATURAS DEL CENTRO DE LA BARRA CON TRES CÓDIGOS DIFERENTES.	54
FIGURA 4.30 COMPARACIÓN DE DEFORMACIONES EN EL INTERIOR DE LA CAMISA, ENTRE LOS CÓDIGOS TETO Y FEMAXI.	55

Resumen.

Los fenómenos que le ocurren a un elemento combustible, cuando es introducido a un reactor de potencia son numerosos y complejos. Entender completamente como trabaja un elemento combustible involucra un conocimiento de los procesos de fisión, los procesos químicos y los procesos físicos, esto es, los efectos físicos y químicos sobre el combustible y su encamisado, los procesos de transporte de calor y masa que ocurren como consecuencia del calor generado por la fisión, y las reacciones químicas que ocurren entre los materiales que constituyen el combustible, el encamisado y refrigerante. El ambiente que se encuentra dentro del núcleo de un reactor nuclear, varía de punto en punto. Generalmente el flujo de refrigerante es en forma ascendente del núcleo y presenta una distribución de temperaturas de abajo hacia arriba. Como los fenómenos en los materiales del combustible y la camisa son sensibles a los cambios de temperatura y a la razón de fisión o flujo neutrónico, cada punto en el núcleo presentará un comportamiento diferente de otros.

En este trabajo se diseñó, desarrolló, comparó y probó un código, basado en correlaciones experimentales, para cada uno de los fenómenos modelados para el comportamiento termo-mecánico, que junto con los códigos del sistema Fuel Management System (FMS) realiza una evaluación física de un elemento combustible y predice con cierto grado de certeza si dicho elemento sufrirá una falla en operación. Partiendo de los resultados obtenidos con el FMS se calcula la distribución de temperaturas; considerando que en el refrigerante se presentan dos fenómenos, esto es, la fase líquida y la fase donde se mezclan vapor y agua. Por otra parte, en el cálculo de la distribución radial de temperaturas se considera la caída de temperaturas dentro del huelgo, así como los efectos ocasionados por la porosidad y la densidad en el coeficiente de conductividad térmica del óxido de uranio. Una vez que se tiene la distribución de temperaturas se modelan los fenómenos que afectan el diseño, tanto de la camisa como del combustible. Dentro del material combustible se consideran la densificación y redistribución del material, hinchamiento de la pastilla, fuga de gases de fisión, termofluencia de arrastre del material y por último los esfuerzos termo-mecánicos y sus deformaciones asociadas. Así mismo, en la camisa se consideran las deformaciones producidas por los esfuerzos termo-mecánicos y los esfuerzos ocasionados por la presión ejercida por los gases de fisión liberados, así como por la pastilla misma, además de la interacción entre la pastilla y el encamisado.

Capítulo

1

Introducción

En este capítulo se da una breve reseña de los antecedentes que motivaron la realización de este trabajo, así como la descripción de como se estructuró y formó el trabajo, es decir, se hace una breve descripción del material que forma cada uno de los capítulos siguientes, destacando que el trabajo se divide en tres partes adicionales y que son: a) análisis térmico, b) análisis mecánico y c) descripción del código TETO y sus resultados.

Antecedentes.

A pesar de la oposición generalizada hacia la generación de energía eléctrica a través de plantas núcleo-eléctricas, existen en la actualidad 537 reactores nucleares en operación con una producción de aproximadamente 400 000 megawatts de capacidad instalada, lo que significa aproximadamente un 20% de la energía eléctrica que se consume en el mundo. Así mismo, algunos países en los que los reactores nucleares son su principal fuente de energía, como Japón y Francia, planean la construcción de más centrales nucleoelectricas, bajo el concepto de ser intrínsecamente seguras. En ese sentido, el costo de construcción de una central nucleoelectrica se ve incrementado enormemente por todo lo referente a la seguridad. Por ello los grandes fabricantes de reactores nucleares destinan una gran cantidad de recursos tanto económicos como humanos para evaluar sus diseños así como de los elementos que los constituyen, evitando así el quebranto económico que significa que un elemento sufra una falla al estar en operación, teniendo primordial importancia el núcleo del reactor.

El núcleo del reactor está constituido de elementos combustibles (Figura 1.1) estos a su vez están diseñados para soportar un grupo de barras individuales de combustible, lo que en conjunto se conoce como ensambles combustibles (Figura 1.2) contenido generalmente en una caja metálica que actúa como separador de flujo y estructura de soporte. Cada uno de estos ensambles combustibles puede generar varios megawatts de calor, por lo que es necesario realizar un análisis termo-mecánico en los materiales que constituyen un elemento combustible con el propósito de evaluar su vida útil desde un principio, sin exponer la planta a sufrir un accidente, una vez que se supone que el elemento es sometido a las condiciones de operación del reactor.

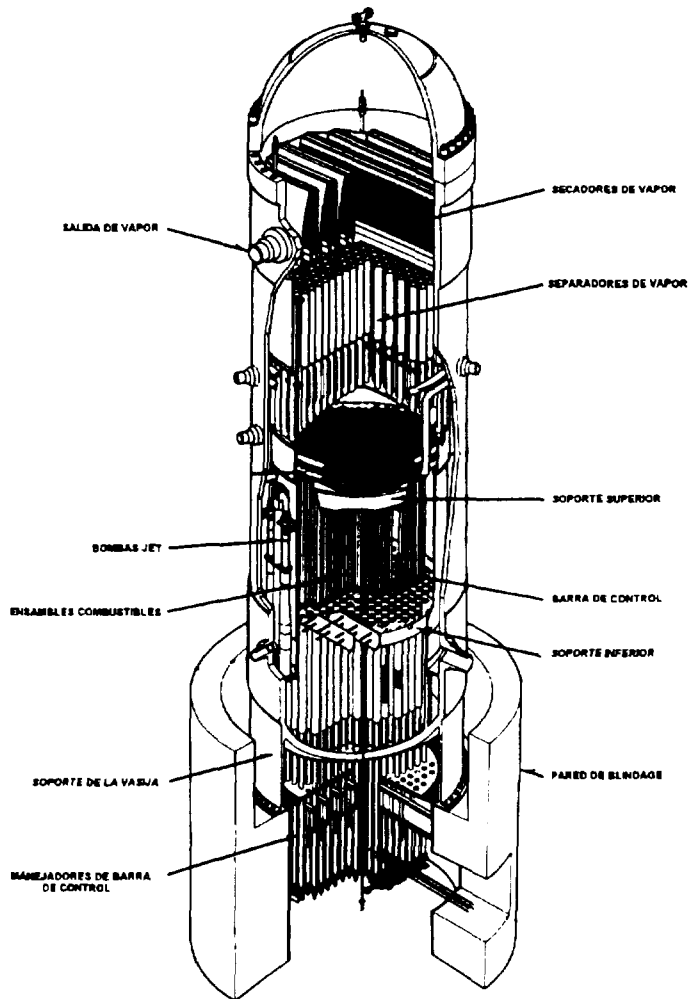


Figura 1.1 Esquema de un reactor nuclear. Cortesía de la Comisión Federal de Electricidad.

El punto de partida del diseño y desarrollo de un elemento combustible nuclear es la especificación del propósito y desempeño requeridos por el reactor. El diseño del núcleo del reactor involucra las áreas de física de reactores, ingeniería (transferencia de calor, dinámica de fluidos, análisis de esfuerzos), ciencia de materiales, seguridad y economía. El producto final representa un compromiso u optimización entre estos muy diversos factores. Los elementos combustibles son diseñados, construidos y refinados en un proceso iterativo.

Los fenómenos que le ocurren a un elemento combustible, cuando es introducido a un reactor de potencia son numerosos y complejos. Entender completamente como trabaja un elemento combustible involucra un conocimiento de los procesos de fisión, los procesos químicos y los procesos físicos, esto es, los efectos físicos y químicos sobre el combustible y su encapsulado, los procesos de transporte de calor y masa que ocurren como consecuencia del calor generado por la fisión, y las reacciones químicas que ocurren entre los materiales que constituyen el combustible, el encapsulado y refrigerante.

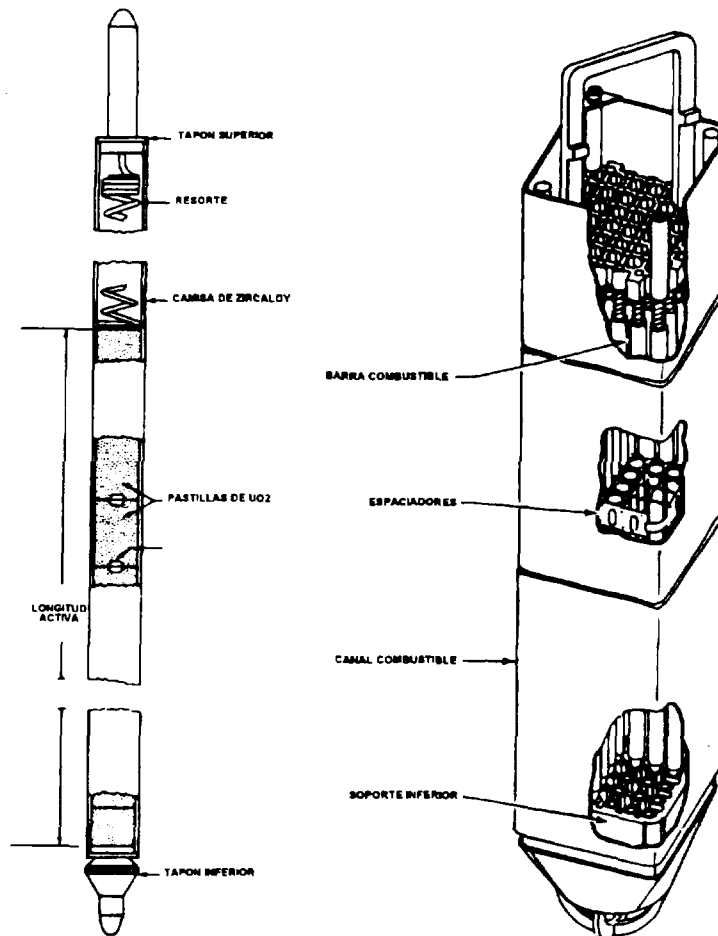


Figura 1.2 Diagrama de un ensamble combustible. Cortesía de la Comisión Federal de Electricidad.

El ambiente que se encuentra dentro del núcleo de un reactor nuclear, varía de punto en punto. Generalmente el flujo de refrigerante es en forma ascendente del núcleo y presenta una distribución de temperaturas de abajo hacia arriba. Como los fenómenos en los materiales del combustible y la camisa son sensibles a los cambios de temperatura y a la razón de fisión o flujo neutrónico, cada punto en el núcleo presentará un comportamiento diferente de otros.

En el Instituto Nacional de Investigaciones Nucleares (ININ), se plantea la necesidad de evaluar mecánicamente los elementos combustibles que son insertados en los reactores de la Central Nucleoeléctrica de Laguna Verde (CNLV) con la finalidad de garantizar la mayor confiabilidad en la operación de dichos reactores. Sin embargo, el grupo de administración de combustible del ININ sólo cuenta con las herramientas que provee el sistema Fuel Management System (FMS) de la compañía SCANDPOWER, en los que únicamente se puede simular las condiciones de operación de la planta, sin analizar el comportamiento termo-mecánico de los elementos combustibles, por lo que es de gran importancia el desarrollo de una herramienta de cálculo la cual satisfaga estas necesidades.

En este trabajo se diseñó, desarrolló, comparó y probó un código, basado en correlaciones experimentales, para cada uno de los fenómenos modelados para el comportamiento termo-mecánico, que junto con los códigos del FMS realiza una evaluación física de un elemento combustible y predice con cierto grado de certeza si dicho elemento sufrirá una falla en operación.

Partiendo de los resultados obtenidos con el FMS se calcula la distribución de temperaturas; considerando que en el refrigerante se presentan dos fenómenos, esto es, la fase líquida (sección 2.1.1) y la fase donde se mezclan vapor y agua (sección 2.1.2). Por otra parte, en el cálculo de la distribución radial de temperaturas se considera la caída de temperaturas dentro del huelgo (sección 2.2.2), así como los efectos ocasionados por la porosidad y la densidad en el coeficiente de conductividad térmica del óxido de uranio (sección 2.2.3).

Una vez que se tiene la distribución de temperaturas se modelan los fenómenos que afectan el diseño, tanto de la camisa como del combustible. Dentro del material combustible se consideran la densificación y redistribución del material (sección 3.1.1), hinchamiento de la pastilla (sección 3.1.2), fuga de gases de fisión (sección 3.1.3), termofluencia de arrastre del material (sección 3.1.4) y por último los esfuerzos termo-mecánicos (sección 3.1.5) y sus deformaciones asociadas.

Así mismo, en la camisa se consideran las deformaciones producidas por los esfuerzos termo-mecánicos (sección 3.2.1) y los esfuerzos ocasionados por la presión ejercida por los gases de fisión liberados, así como por la pastilla misma (sección 3.2.2), además de la interacción entre la pastilla y el encamisado (sección 3.2.3).

Dado que la Central Nucleoeléctrica de Laguna Verde opera con reactores tipo BWR, el desarrollo y ejemplos de aplicación del presente trabajo giran en torno a este tipo de reactores; sin embargo, el código desarrollado puede aplicarse a todo tipo de reactores de fisión con una simple sustitución y ajuste de los parámetros correspondientes.

Capítulo

2

Distribución de Temperaturas

En este capítulo se hace una breve descripción de la distribución de temperaturas en la barra combustible tanto en dirección axial como radial comenzando en el refrigerante, en donde se presenta la transferencia de calor con circulación forzada en una fase, fase líquida, y dos fases, mezcla de líquido y vapor de agua. Asimismo, se realiza el cálculo de la transferencia de calor a través del encamisado, el huelgo que se forma entre el combustible y el encamisado considerando que se puede presentar el caso en el cual tal huelgo deja de existir. Por su parte en la pastilla combustible el cálculo de transferencia de calor se realiza considerando el hecho de que es sinterizada con diferentes niveles de densificación y por ende con diferentes cantidades de porosidad.

2.1 Distribución Axial de Temperaturas.

2.1.1 Temperatura en el refrigerante, una fase.

Dentro de un reactor de agua en ebullición (Boiling Water Reactor, BWR) la temperatura del refrigerante a lo largo de la barra combustible debe ser estudiada en dos regiones físicas. La primera ocurre cuando el agua se mantiene en su fase líquida, es decir, $h_z < h_{sat}$, no se presenta el fenómeno de ebullición (Figura 2.1). Los cambios de temperatura del agua a lo largo del canal de refrigeración están dados por la ecuación:

$$\omega c_p(T) dT = q'(z) dz \quad \text{Ec. 2.1}$$

donde:

- q' razón de generación lineal de calor [W/m]
- ω flujo másico del refrigerante [kg/seg]
- $c_p(T)$ capacidad calorífica del refrigerante [J/°C]

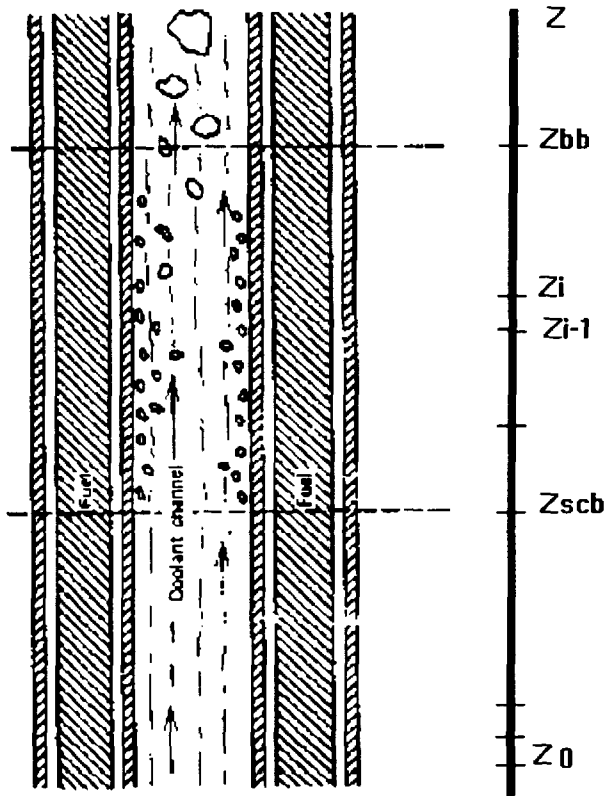


Figura 2.1 Discretización de un canal de enfriamiento en un reactor BWR.

Dado que

$$C_p = \frac{dh}{dT}$$

reescribiendo

$$dh = \frac{1}{w} q'(z) dz$$

Integrando y discretizando la ecuación anterior, tenemos:

$$h_{i+1} = h_i + \frac{\Delta z}{2w} (q_i + q_{i+1}) \quad \text{Ec. 2.2}$$

en donde la entalpia h es función de la presión del sistema en el punto z por lo cual se deben de considerar las variaciones en la presión del sistema debidas a la fricción del canal Δp^f , a la hidrostática Δp^h y a la forma del canal Δp^{forma} . La presión del sistema en el punto z se define como^[1]:

$$p_{i+1} = p_i - (\Delta p_i^f + \Delta p_i^h + \Delta p_i^{\text{forma}}) \quad \text{Ec. 2.3}$$

donde:

$$\Delta p_i^f = \frac{2\Delta z_i}{D_h} \rho_i \bar{u}_{z_i}^2 f(Re_i)$$

$$\Delta p_i^h = \rho_i g \Delta z_i$$

$$\Delta p_i^{forma} = \sum_i \frac{K_i \rho_i u_{z_i}^2}{2}$$

p_i es la presión en el canal de refrigerante en el punto i [Bar]

D_h es el diámetro equivalente de la barra combustible analizada [Adimensional].

$f(Re)$ es factor de fricción como función del número de Reynolds [Adimensional].

Re es el número de Reynolds, calculado para un fluido con circulación forzada [Adimensional].

ρ_i es la densidad del refrigerante en el punto i [Kg/m^3].

K_i es un factor de fricción de forma, determinado para cada tipo de rejilla de espaciador [Adimensional].

g es la constante de gravedad [9.8 m/s^2].

$u_{z_i}^2$ es el cuadrado de la velocidad promedio del refrigerante en el punto i [m/s].

Una vez que se ha determinado la entalpía, se determinan la densidad y temperatura del refrigerante como función de h y p .

$$\rho_{i+1} = \rho(h_{i+1}, p_{i+1}) ; T_{i+1} = T(h_{i+1}, p_{i+1}) \quad \text{Ec. 2.4}$$

2.1.2 Flujo en dos fases

Esta es una región característica de los reactores enfriados por agua ligera, en la cual se presenta la ebullición del refrigerante, $h_i \geq h_{SAT}$ (Figura 2.1), en donde para encontrar la temperatura del sistema se parte de la ecuación de balance de energía, la cual nos proporciona la entalpía en cada punto de canal. La caída de presión es modificada de acuerdo con los efectos del flujo en dos fases, estas modificaciones consisten en aplicar la correlación de Martinelli-Nelson para la caída de presión debida a la fricción^[2], esto es:

$$\Delta p_i^f = [\Delta p_i^f]_{of} R_{MN} \quad \text{Ec. 2.5}$$

donde:

$[\Delta p_i^f]_{of}$ es la caída de presión en una fase, en el punto z_i

R_{MN} es el multiplicador de Martinelli-Nelson, en función de la presión y la calidad del refrigerante en el punto z_i dado por :

$$R_{MN} = \Omega \Phi \quad \text{Ec. 2.6}$$

donde:

$$\Omega = \begin{cases} 1.36 + 0.5P + 0.1G - 0.714PG & G \leq 0.7 \\ 1.26 - 0.4P + 0.119G + 0.28PG & 0.7 \leq G \end{cases}$$

Ec. 2.6'

$$\Phi = A_0 + A_1\chi - A_2\chi^2 + A_3\chi^2 P - A_4\chi^2 P^2 - A_5\chi \ln(P) + A_6\chi \ln(P)^2$$

P es la presión del sistema [Bars].

G es el gasto másico [Kg/s].

χ es la calidad del vapor del refrigerante [Adimensional].

$A_0 = 1.0$

$A_1 = 5.62 \times 10^3$

$A_2 = 4.92 \times 10^1$

$A_3 = 6.85 \times 10^{-6}$

$A_4 = 2.71 \times 10^{-13}$

$A_5 = 6.58 \times 10^2$

$A_6 = 19.2$

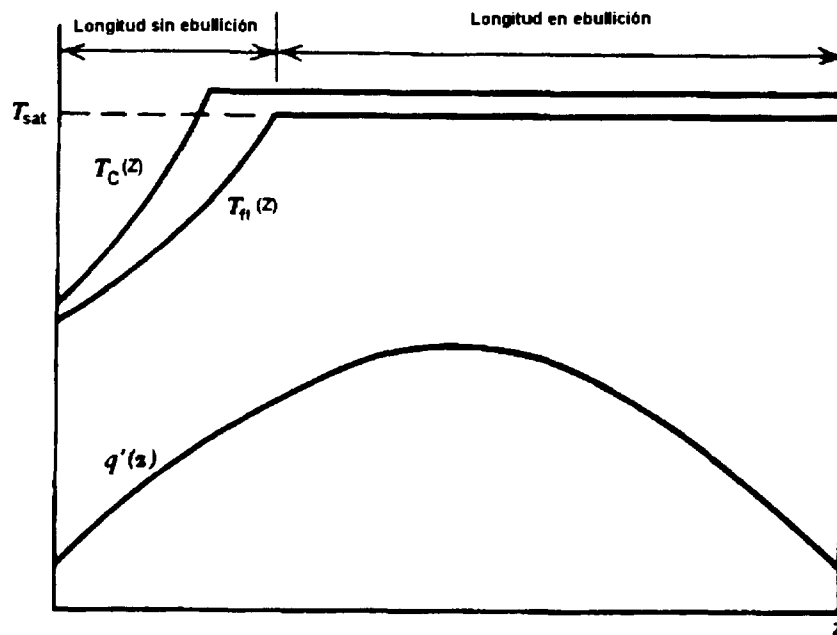


Figura 2.2 Perfil de temperaturas en un reactor BWR

Además, se toma en consideración la caída de presión ocasionada por la aceleración Δp^a que tiene la forma

$$\Delta p_i^a \approx \rho_i (\bar{u}_{z_i})^2 \left[\frac{r_i - r_{i-1}}{\Delta z_{i-1}} \right] \Delta z_i \quad \text{Ec. 2.7}$$

donde:

$$r \equiv \frac{(1 - \chi)^2}{(1 - \alpha)} + \frac{\chi^2}{\alpha^2} \frac{\rho_l}{\rho_g}$$

- α es la fracción de vacíos en el refrigerante [Adimensional].
- ρ_l es la densidad del refrigerante en su fase líquida [Kg/m^3].
- ρ_g es la densidad del refrigerante en su fase gaseosa [Kg/m^3].
- χ es la calidad del refrigerante.

por lo que la presión del sistema esta dada por:

$$p_{i+1} = p_i - (\Delta p_i^f + \Delta p_i^h + \Delta p_i^{forma} + \Delta p_i^a) \quad \text{Ec. 2.8}$$

con estas relaciones se puede encontrar h_g , h_l , χ , ρ , ρ_g , además de que

$$T_i = T_{sat}(p_i) \quad \text{Ec. 2.9}$$

2.2 Distribución Radial de Temperaturas

2.2.1 Temperatura en la Camisa.

Una vez que se tienen las temperaturas del refrigerante en ambos casos, una y dos fases, se calcula la temperatura en la pared exterior de la camisa con relación al comportamiento que presente el refrigerante en ese punto, es decir, al igual que la temperatura del refrigerante la temperatura de la camisa se calculará para una y dos fases por separado.

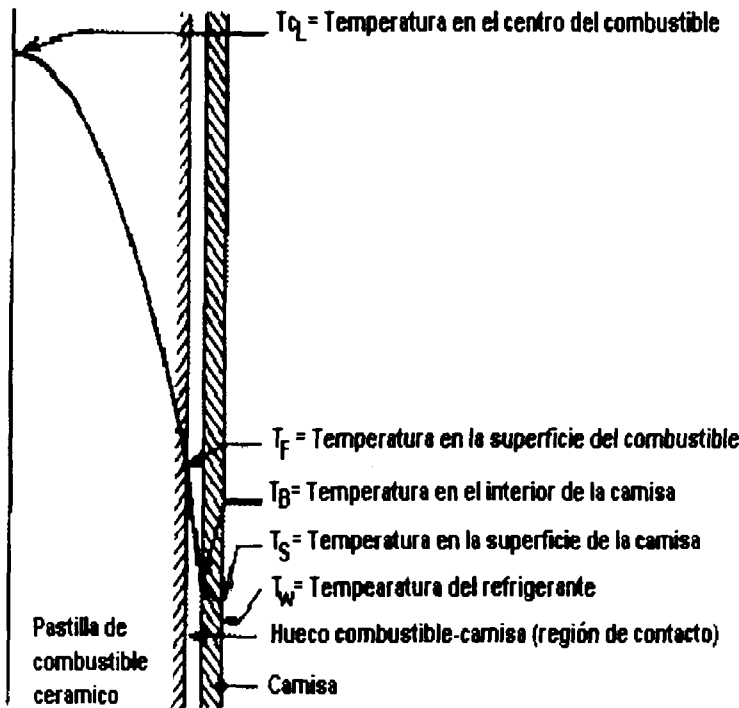


Figura 2.3 Distribución radial de temperaturas.

La temperatura en la pared exterior de la camisa para una fase, se calcula por medio de la relación de Newton para la transferencia de calor por convección con circulación forzada

$$q'' = h_s (T_s - T_w)$$

Ec. 2.10

donde

- q'' flujo de calor [W/m^2].
- T_s temperatura en la superficie del encamisado [$^{\circ}C$].
- T_w temperatura en el refrigerante [$^{\circ}C$].
- h_s coeficiente de transferencia de calor hacia la superficie dado por

$$h_s = \frac{k}{D_h} Nu$$

k es el coeficiente de conductividad térmica del refrigerante [$W/^\circ C$].

Nu es el número de Nusselt, dado por la correlación de Dittus_Boelter [Adimensional].

$$Nu = 0.023 Pr^{0.4} Re^{0.8}$$

Pr es el número de Prandtl [Adimensional].

Por otro lado, cuando el fluido está en dos fases la temperatura en la pared exterior del encamisado se calcula empleando la correlación de Jens-Lottes^[3]

$$T_s = T_{i-1} + 25 e^{-\frac{P_i}{62}} (q''_i)^{0.25} \quad \text{Ec. 2.11}$$

donde:

T_i es la temperatura en el punto i [$^\circ C$].

P_i es la presión en el punto i [Bars]

Así mismo, para el cálculo de la temperatura interior del encamisado se utiliza la relación de transferencia de calor por conducción

$$q'' = k (T_B - T_s) \quad \text{Ec. 2.12}$$

donde

T_B es la temperatura en la pared interior del encamisado.
 k es el coeficiente de transferencia de calor de la forma^[4]

$$k(T) = 7.151 + 2.472 \times 10^{-3} T + 1.674 \times 10^{-6} T^2 - 3.334 \times 10^{-10} T^3 \quad \text{Ec. 2.13}$$

tomando T como la temperatura de la superficie de la camisa.

2.2.2 Temperatura en el Huelgo Combustible - Camisa (Gap)

La caída de temperatura entre la superficie del combustible y la pared interior del encamisado se define como:

$$\frac{l}{h_{gap}} = \frac{T_B - T_F}{q''_w} \quad \text{Ec. 2.14}$$

Dado que algunos elementos combustibles usan He u otro gas para llenar el huelgo entre el material combustible y la camisa, el modelo de transferencia de calor a través de éste debe considerar la conducción a través del gas y la radiación térmica entre las superficies, material combustible y camisa.

Además con el calentamiento y la irradiación ocurre un hinchamiento en el material combustible, lo cual produce contactos entre el combustible y la camisa. Por su parte existe un coeficiente

experimental de transferencia de calor de contacto, finito, que muestra que la rugosidad presente en el combustible es proporcional a la presión aplicada.

Como el problema de determinar el coeficiente de transferencia de calor en el huelgo (h_{gap}) es muy difícil de resolver por el número de variables que están implicadas, en cuestiones de diseño se supone que h_{gap} es igual a 1 W/cm. Sin embargo, existen relaciones con las cuales se puede dar una aproximación más real del valor de h_{gap} , una de ellas es la siguiente^[5]:

$$h_{gap} = (1 - F)h_o + Fh_c \quad \text{Ec. 2.15}$$

donde:

- h_o conductancia en el gap nominal [W/°C]
- h_c conductancia a contacto en el gap [W/°C]
- F fracción de la circunferencia de la pastilla en contacto con la camisa

en donde h y F están dadas por:

$$h_o = \frac{k_{mix}}{\Delta r + \delta}$$

donde:

- k_{mix} es el coeficiente de conductividad térmica de la mezcla de gases en el huelgo.
- Δr es la variación en el radio de la pastilla.
- δ es el espesor original del huelgo.

$$F = \frac{1}{a_1 \left(\frac{\Delta r * 100}{R_F} \right)^{a_2} + 1.429} + 0.3$$

donde:

- R_F es el radio original de la pastilla.
- a_1 y a_2 son valores determinados en función del quemado (x).

$$a_1 = 100 - 98F'(x)$$

$$a_2 = 4 - 0.5F'(x)$$

donde F' es de la forma:

$$F'(x) = \begin{cases} 1 - \frac{1}{\left(\frac{x - 600}{1000} \right)^4 + 1} & x \geq 600 \\ 0 & x < 600 \end{cases}$$

Por otra parte h_c esta dado por:

$$h_c = C_1 P^n + \frac{k_{mix}}{\delta}$$

donde:

- P toma el valor de cero, si $F' < 1$
 C_1 es una constante experimental para zircaloy - dióxido de uranio igual a 5×10^{-4}
 n toma los valores de 1, si $P \in [0, 1000 \text{ psia}]$ y $1/2$ si $P > 1000 \text{ psia}$

Por su parte k_{mix} esta dada por^[6]:

$$k_{mix} = (k_{He})^{\eta_{He}} (k_{Xe})^{(1 - \eta_{He})} \quad \text{Ec. 2.16}$$

donde:

η es la fracción molar del gas, He o Xe

Así mismo, la conductividad térmica para los gases He o Xe puros se expresan como^[7]:

$$k_{He} = 3.366 \times 10^{-3} T^{0.668}$$

$$k_{Xe} = 4.029 \times 10^{-5} T^{0.872}$$

2.2.3 Temperatura en el Combustible.

Como sabemos, los elementos combustibles de un reactor nuclear, están formados por un gran número de pastillas de UO_2 en forma cilíndrica, lo cual favorece grandemente el análisis de la transferencia de calor que se efectúa dentro de la pastilla. Esta transferencia de calor esta dada por:

$$-\Delta k(T) \Delta T = q''' \quad \text{Ec. 2.17}$$

donde:

- $k(T)$ es el coeficiente de transferencia de calor
 q''' es la razón volumétrica de generación de calor

Por otro lado, si se supone que únicamente la transferencia de calor es en la dirección radial, tenemos que:

$$\int_{r_p}^r k(T) dT = \frac{q'}{4\pi} \left[1 - \left(\frac{r}{R} \right)^2 \right] \quad \text{Ec. 2.18}$$

donde:

- T temperatura en el radio r dentro de la pastilla combustible.
 T_F temperatura en la superficie de la pastilla combustible.
 R radio inicial de la pastilla combustible.

Desafortunadamente el UO_2 sinterizado es un material cerámico, con un punto de fusión cercano a los $2800\text{ }^\circ\text{C}$, lo cual lo ha clasificado como un cerámico refractario que cabe dentro de los aisladores térmicos, ya que en efecto, es uno de los de menor conductividad térmica y esta decrece con la temperatura, esta relación es un factor muy importante en el desempeño de una barra combustible.

El UO_2 tiene una densidad teórica de 10.98 g/cm^3 , sin embargo, limitaciones en el proceso de fabricación y en ocasiones por objetivos específicos de diseño, se emplean densidades menores a la teórica. En el uso de polvos compactados se alcanzan densidades del orden del 82 al 91% de la teórica, mientras que en pastillas sinterizadas se alcanzan densidades entre el 88 y 98% de la teórica. Los efectos de la densidad sobre las propiedades mecánicas y térmicas son profundos y bastante complejos.

Por lo tanto, la conductividad térmica puede presentar variaciones con relación a los parámetros de temperatura, porosidad, agrietamiento e irradiación. Diversos autores han considerado los parámetros anteriores, y se han encontrado expresiones que relacionan la conductividad térmica con el parámetro en cuestión. En este caso se propone la siguiente ecuación para la conductividad térmica^[8,9]:

$$k(T) = \begin{cases} \eta \left[\frac{B_1}{B_2 + T} + B_3 e^{B_4 T} \right] & T \leq 1650^\circ\text{C} \\ \eta [B_5 + B_3 e^{B_4 T}] & 1650^\circ\text{C} > T \end{cases} \quad \text{Ec. 2.19}$$

donde:

$$\begin{aligned} B_1 &= 40.4 \text{ [W/cm]} \\ B_2 &= 464 \text{ [}^\circ\text{C]} \\ B_3 &= 1.216 \times 10^{-4} \text{ [W cm}^{-1} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}] \\ B_4 &= 1.867 \times 10^{-3} \text{ [}^\circ\text{C}^{-1}] \\ B_5 &= 0.0191 \text{ [W cm}^{-1} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}] \\ \eta &\text{ es una corrección por porosidad, dada por} \end{aligned}$$

$$\eta = \frac{1 - \beta \left(1 - \frac{\rho}{\rho_{TD}} \right)}{1 - 0.05 \beta}$$

en donde:

$$\beta = 2.58 - 0.58 \times 10^{-3} T$$

La expresión para $k(T)$ es integrada de 0° a $2840\text{ }^\circ\text{C}$, La figura 2.4 muestra los resultados de la integración para tres diferentes valores de densidad, además la figura 2.5 muestra la distribución radial de temperaturas que se obtiene al resolver la ecuación 2.18.

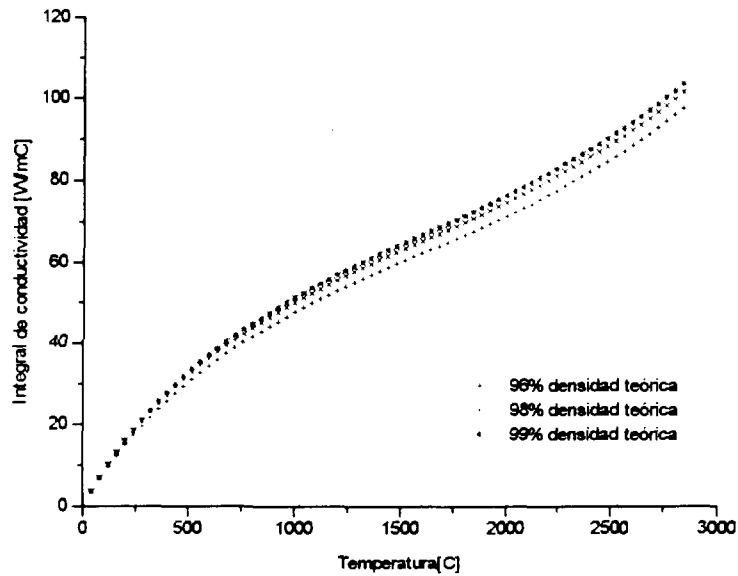


Figura 2.4 Resultados de $\int k(T) dT$ a diferentes densidades

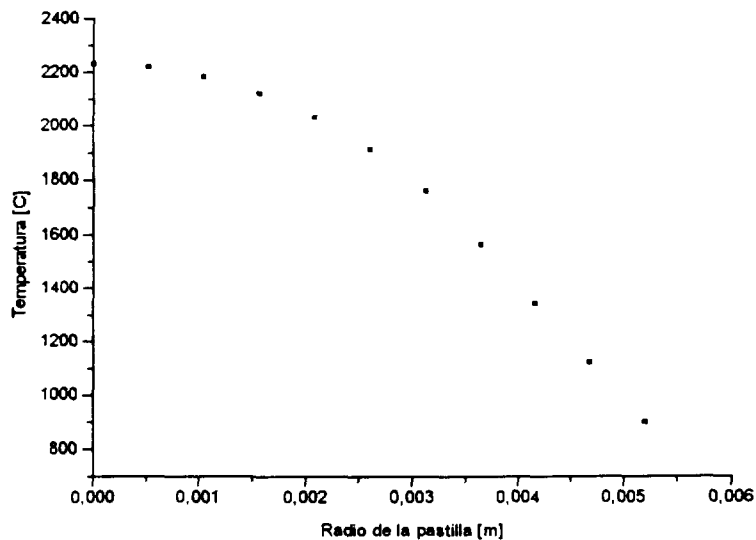


Figura 2.5 Distribución radial de temperaturas en una pastilla combustible con una temperatura de 900°C en la superficie.

2.3 Referencias.

1. J. Duderstadt and L. Hamilton, Nuclear Reactor Analysis, John Wiley and Sons, Inc., 1976.
2. J. Rust, Nuclear Power Plant Engineering, Haralson Publishing Co., 1979.
3. J. Ginoux, Two-Phase Flows and Heat Transfer with Application to Nuclear reactor Design Problems, Hemisphere Publishing Co., 1978.
4. E. Barrera, Comunicación Privada.
5. P.E. MacDonald et al, MATPRO Version-09, A Handbook of Materials Properties for Use in the Analysis of Light Water Reactor Fuel Rod Behavior, TREE-NUREG-1005, National Technical Information Service, 1976.
6. D. Olander, Fundamental Aspects of Nuclear Reactor Fuel Elements, Technical Information Center, ERDA, 1976.
7. Idem referencia 5.
8. M. F. Lyons et al, UO₂ Properties Affecting Performance, Nuclear Engineering and Desing 21, 167 - 199, 1972.
9. P.E. MacDonald et al, MATPRO, A Handbook of Materials Properties for Use in the Analysis of Light Water Reactor Fuel Rod Behavior, NUREG/CR-6150 volumen 4, National Technical Information Service, 1986.

Capítulo

3

Aspectos Mecánicos.

En este capítulo se hace la descripción teórica de los fenómenos mecánicos que afectan el desempeño de un elemento combustible nuclear, es decir, fenómenos que producen alteraciones en la estructura del material que constituye la pastilla combustible como el encamisado. Estos fenómenos deben ser considerados los que son producto de los gradientes de temperaturas, la distribución de quemado en el combustible, la irradiación con flujos de neutrones con energías mayores a 1 MeV, así como a las presiones a las que se ven sometidos tanto internas (por el almacenamiento de los productos gaseosos de fisión), como externa (por la misma presión a la que opera el reactor)

3.1 Material Combustible.

Una vez que el ensamble combustible es insertado en el núcleo del reactor, en las barras que lo componen se suceden una gran cantidad de fenómenos, algunos bastante complejos de analizar. Sin embargo estos fenómenos afectan en gran medida el desempeño de las mismas, tanto térmico como mecánico. Algunos de estos fenómenos son activados por el gradiente de temperaturas que se presenta tanto en la pastilla como en el encamisado del elemento combustible, y algunos otros son activados por los procesos relacionados con la fisión del material combustible.

De estos fenómenos podemos mencionar que los más importantes y que más afectan los factores de diseño de un elemento combustible son:

- Densificación del material combustible.
- Redistribución del material combustible.
- Hinchamiento de la pastilla.
- Termofluencia.
- Esfuerzos termo-mecánicos.

- Comportamiento mecánico del encamisado

3.1.1 Densificación y Redistribución.

Durante la operación de un elemento combustible de UO_2 las altas temperaturas a la que es sometido provoca alteraciones en su morfología. Uno de estos fenómenos es el que ocasiona que el material sea distribuido en regiones en las cuales la temperatura excede una cierta temperatura de sinterizado, experimentando una pérdida de porosidad. Una pastilla cilíndrica es reestructurada de tal forma, que forma un vacío en el centro de la misma rodeado por regiones más densas que la del sinterizado de fabricación.

En los reactores rápidos enfriados con metales líquidos, LMCR, donde el combustible presentan temperaturas altas cerca del centro de las pastillas, la redistribución se presenta en tres regiones (Figura 3.1) en la cual la región exterior presenta las mismas características con las que fue fabricada la pastilla. Las regiones intermedias presentan densidades del orden del 95 al 97% para la región de granos equiaxiales y entre el 98 y 99% de la densidad teórica para la región de granos columnares. Diversos experimentos han presentado que esta redistribución ocurre durante los primeros días de operación a potencia, con pequeños cambios posteriores. En los reactores refrigerados con agua ligera, LWR, donde las temperaturas del combustible no son tan altas como en los reactores LMCR, la pastilla es reestructurada en dos regiones de las cuales se puede determinar el tamaño de las mismas de acuerdo con las expresiones siguientes⁽¹⁾:

$$R_v^2 = \frac{\rho_s - \rho_0}{\rho_s} R_s^2$$

$$\int_{T_f}^{T_r} k_0 dT = \frac{q'_{res}}{4\pi} \left[1 - \left(\frac{R_s}{R_f} \right)^2 \right] \quad \text{Ec. 3.1}$$

$$\int_{T_s}^{T_r} k_s dT = \frac{q'_{res}}{4\pi} \left(\frac{\rho_s}{\rho_0} \right) \left(\frac{R_s}{R_f} \right)^2 \left[1 - \left(\frac{R_v}{R_s} \right)^2 \left[1 + \ln \left(\frac{R_s}{R_v} \right)^2 \right] \right]$$

donde:

R_v	radio del vacío central.
R_s	radio de la región de sinterizado.
R_f	radio original de la pastilla combustible.
ρ_0	densidad inicial del combustible.
ρ_s	densidad después del proceso de sinterizado.
q'_{res}	densidad lineal de potencia una vez que se ha reestructurado el material.
k_0	coeficiente de conductividad térmica del UO_2 a la densidad inicial.
k_s	coeficiente de conductividad térmica del UO_2 a la densidad sintetizada (0.98%).
T_s	temperatura a la que ocurre el proceso de sinterizado ($T_s = 1800 \text{ }^\circ\text{C}$).
T_v	temperatura en el borde del vacío central, generalmente se toma $T_v = T_{max}$.

Los granos columnares son asociados a poros lenticulares orientados en la dirección $\langle 111 \rangle$, mientras que los granos equiaxiales son granos de tamaño menor a 25μ .

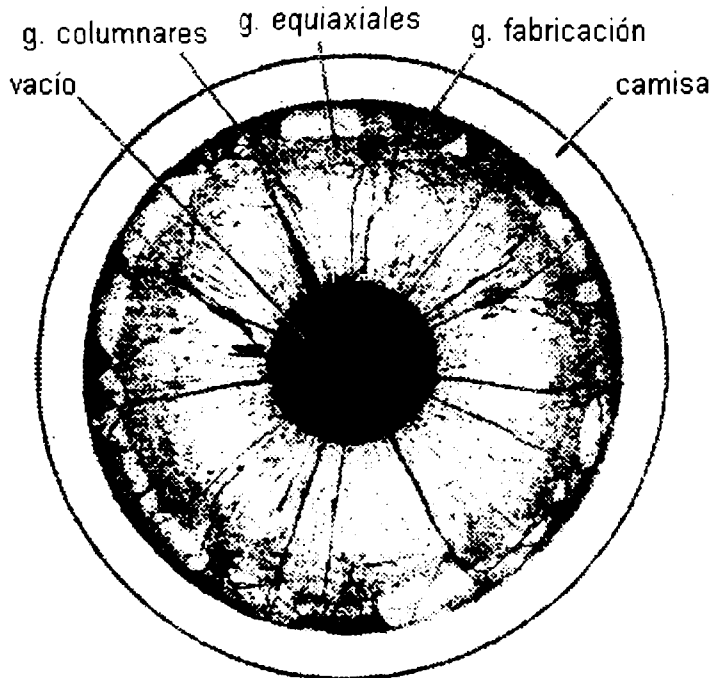


Figura 3.1 Reestructuración de una pastilla de combustible oxidado durante irradiación donde se pueden apreciar tres diferentes regiones en el material. [D. R. O'boyle et al., J. Nucl. Mater., 29:27 (1969).]

3.1.2 Hinchamiento de la Pastilla.

Durante el mismo proceso de quemado de un elemento combustible, cada átomo fisionado es reemplazado por dos átomos productos de la fisión, con aproximadamente la mitad del peso atómico del átomo fisionado cada uno. De estos átomos cerca del 15% son gases inertes como el Xe y el Kr, el resto son productos de fisión sólidos y gaseosos solubles en oxígeno^[2].

Una vez que es completada la densificación inicial, el combustible tiende a hincharse (Figura 3.2) conforme se incrementa el quemado. Esta fase de hinchamiento es algunas veces menos pronunciada a menores densidades, es decir, a mayor número de poros, que en un combustible que presenta un menor número de poros (mayor densidad). A las temperaturas y niveles de quemado específicos de la operación de un reactor de agua ligera (LWR), la razón de hinchamiento del combustible presenta un valor aproximado del 0.5% del volumen por cada 10^{20} fisiones/cm³ (~ 4150 MWD/TMU)¹.

¹ 10^4 MWD/TMU = 2.41×10^{20} fisiones/cm³

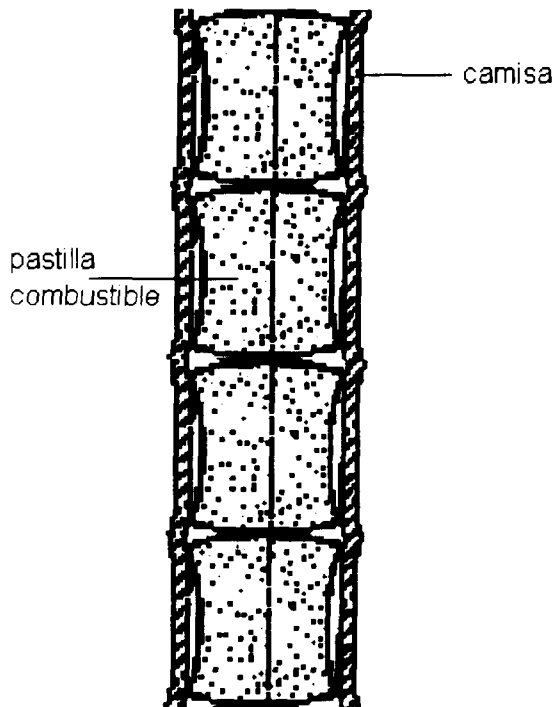


Figura 3.2 Vista de un combustible y la camisa donde se observa el fenómeno de hinchamiento.

El cambio de volumen causado por los productos de fisión no gaseosos es muy difícil de medir, sin embargo, se han realizado un gran número de estudios para establecer cantidades relativas tomando en cuenta los elementos producidos y sus compuestos, es decir, considerando sus estados químicos y localización dentro del combustible. En este sentido se ha desarrollado un modelo que correlaciona la mayor parte de los resultados experimentales reportados^[3], el cual queda expresado como:

$$\left(\frac{\Delta V}{V} \right)_{sol} = 7.435 \times 10^{-3} \rho (B_1 - B_0) \quad \text{Ec. 3.2}$$

donde:

$(\Delta V / V)_{sol}$ es la fracción de cambio de volumen por los productos de fisión sólidos
 ρ densidad inicial del combustible [kg/m^3]
 B_i quemado durante un paso de tiempo [MWs / kgU]

Por otro lado, el hinchamiento debido a los gases de fisión, es ocasionado por el incremento en número y volumen de las burbujas gaseosas producidas por la fisión, sin embargo, los mecanismos físicos que lo ocasionan, son demasiado complejos e irrelevantes para los fines del presente trabajo; por lo que el hinchamiento producido por los gases de fisión será modelado usando una correlación experimental, como función de la temperatura y el quemado, desarrollada con los datos reportados por Battelle Columbus Laboratory^[4]. Esta correlación es expresada como:

$$\left(\frac{\Delta V}{V}\right)_{gas} = 2.617 \times 10^{-39} \rho B (2800 - T) \exp[-0.0162(2800 - T)] \exp[-2.4 \times 10^{-10} B \rho] \quad \text{Ec. 3.3}$$

donde:

B	quemado en un paso de tiempo [MWs/KgU].
ρ	densidad inicial del material combustible [Kg/m ³].
T	temperatura promedio del material [°C].

Por lo tanto, el hinchamiento que sufre la pastilla combustible ocasionada por los productos de fisión es la suma de ambos casos.

$$\left(\frac{\Delta V}{V}\right) = \left(\frac{\Delta V}{V}\right)_{sol} + \left(\frac{\Delta V}{V}\right)_{gas} \quad \text{Ec. 3.4}$$

3.1.3 Fuga de gases de Fisión

Como se mencionó anteriormente, como resultado de la fisión del U²³⁵ se produce Xe, un gas inerte insoluble en la matriz del combustible, el cual puede ser contenido dentro de la matriz del combustible, produciendo el hinchamiento de la misma; o bien, escapando a las cavidades que forman el huelgo entre combustible y encamisado, así como el vacío central de la pastilla, si existiesen a través de las fisuras que se forman dentro del elemento combustible y que unen poros demasiado grandes con las regiones antes mencionadas (Figura 3.3). Sin embargo, solo una fracción de estos átomos de Xe que se forman logran escapar a dichas zonas, produciendo con ello un incremento en la presión de llenado que se tiene dentro del huelgo, la cual repercute directamente sobre las tensiones que sufre el encamisado del combustible.

Las fracciones de gases que se fugan son muy difíciles de medir, sin embargo, diversas mediciones experimentales sostienen que estas cantidades pueden ser evaluadas por las expresiones^[5]:

$$F = 1 - (1 - k') \frac{1 - \exp(-kt)}{kt}$$

$$k = \exp\left(-\frac{14800}{T} - 9.575\right) \quad \text{Ec. 3.5}$$

$$k' = \exp\left(-\frac{6920}{T} + 33.95 - 0.338\rho\right)$$

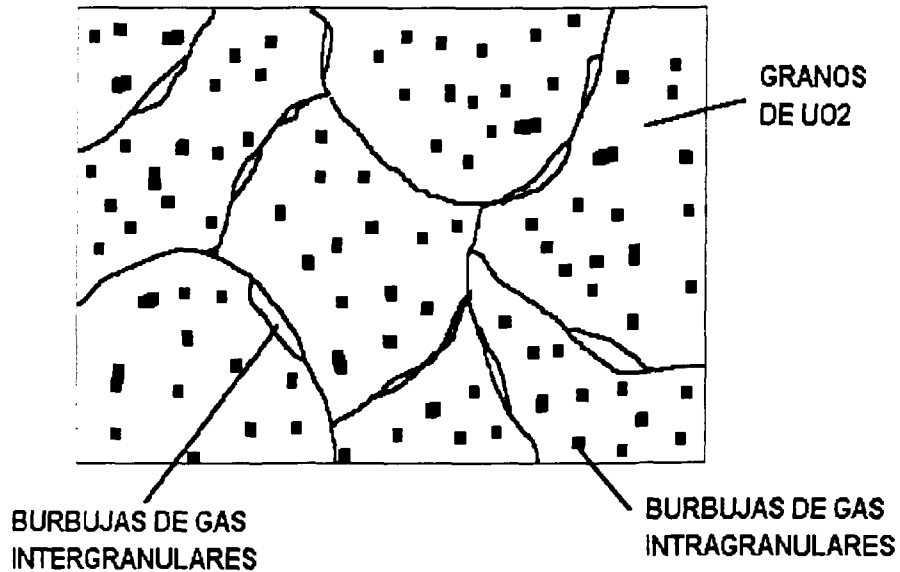


Figura 3.3 Burbujas de gas entre los granos de UO_2 y sus fronteras

Una vez que se tiene la fracción de gas que se fuga del combustible se puede calcular el número de átomos que se tiene en tanto en la pastilla como en el hueco entre la pastilla y la camisa, y por consiguiente la presión que ejerce el gas a la pastilla y al encamisado del combustible por medio de la ecuación de los gases ideales.

$$P = \frac{\eta_g R T_p}{V_p} \quad \text{Ec. 3.6}$$

donde:

η_g	número de moléculas de gas [moles].
R	constante de los gases ideales [J/°C mol].
T_p	temperatura a la que se encuentra el gas [°C].
V_p	volumen que ocupa el gas [m ³].

3.1.4 Termofluencia

La termofluencia es un tipo de deformación permanente que ocurre con la aplicación de una tensión por largos periodos de tiempo. Las deformaciones elásticas y plásticas ocurren en función del tiempo una vez que la tensión es aplicada. Cuando se aplica la tensión, instantáneamente ocurre una deformación atribuida a las deformaciones elásticas y plásticas.

Si la muestra es mantenida en condiciones de tensión y con temperaturas relativamente altas (entre un tercio y la mitad de la temperatura de fusión) la deformación irreversible continua por largos periodos de tiempo hasta que ocurra una falla.

En algunos materiales, especialmente policristalinos, la termofluencia se aproxima a una distribución continua de modos de deslizamiento de los puntos de dislocación de la red cristalina. En donde para todos los mecanismos, la dependencia de la termofluencia ($\dot{\epsilon}$) es de la forma^[6]:

$$\dot{\epsilon} = Cte \sigma^m e^{\left(\frac{-Q}{kT}\right)}$$

donde:

- σ tensión aplicada [Bars].
- Q energía de activación de la termofluencia [J/mol].
- k constante de Boltzmann [1.3807×10^{-27} J/°K]

En este caso, incorporaremos el modelo propuesto por Bohaboy^[7] con las modificaciones sugeridas por Solomon^[8], por lo que la termofluencia $\dot{\epsilon}$ esta dada por:

$$\dot{\epsilon}(T) = \frac{(A_1 + A_2 \dot{F}) \sigma_{trans} e^{\left(\frac{-Q_1}{RT}\right)}}{(A_3 + D) G^2} + \frac{A_4 \sigma_{trans}^{1.5} e^{\left(\frac{-Q_2}{RT}\right)}}{A_6 + D} + A_7 \sigma_{trans} \dot{F} e^{\left(\frac{-Q_3}{RT}\right)} \quad \text{Ec. 3.7}$$

donde:

A_1	3.919×10^5	Q_2	$552,552$ (J/mol)
A_2	1.305×10^{-13}	Q_3	$21,767$ (J/mol)
A_3	-87.7	σ_{trans}	$165.5 G^{-0.5714}$
A_4	203.7	R	8.314 (J/mol°K)
A_6	-90.5	T	temperatura (°K)
A_7	3.723×10^{-29}	D	fracción de densidad [0.92,0.98]
Q_1	$376,740$ (J/mol)	G	Tamaño de grano $\sim 30 \mu\text{m}$

3.1.5 Esfuerzos termo-mecánicos

La mayoría de los materiales tienden a expandirse en la dirección en la que se incrementa la temperatura, esto puede ser fácilmente apreciado ya que el centro del combustible es relativamente más caliente, y se expande más del lado exterior del combustible, el cual se encuentra a una temperatura relativamente menor. Esta diferencia en las expansiones, entre el centro y la pared exterior, establece una tensión dentro del combustible, la cual si es lo suficientemente grande puede causar que el elemento se deforme o bien se fracture. Otra razón por la que el elemento combustible frecuentemente sufra tensiones térmicas internas, se debe a los cambios de fase cristalina del material.

En el caso de los elementos cerámicos, los problemas de tensiones térmicas, son de primordial importancia. En general, los cerámicos, poseen una ductilidad pequeña comparado con las materiales metálicos, razón por la cual son mas frágiles.

Asimismo, los elementos combustibles están sujetos a otro tipo de tensiones, las producidas por el hinchamiento de la pastilla y por el fenómeno de termofluencia del material, por tal motivo deben de ser considerados al realizar el análisis mecánico del elemento combustible.

Las ecuaciones, representativas de la deformación ε en función de la tensión σ , en coordenadas cilíndricas son^[9]:

$$\varepsilon_r = \frac{1}{E} [\sigma_r - \nu(\sigma_\theta + \sigma_z)] + \varepsilon^{cr} + \varepsilon^{sw} + \varepsilon^{th}$$

$$\varepsilon_\theta = \frac{1}{E} [\sigma_\theta - \nu(\sigma_r + \sigma_z)] + \varepsilon^{cr} + \varepsilon^{sw} + \varepsilon^{th}$$

Ec. 3.8

$$\varepsilon_z = \frac{1}{E} [\sigma_z - \nu(\sigma_r + \sigma_\theta)] + \varepsilon^{cr} + \varepsilon^{sw} + \varepsilon^{th}$$

donde:

ε_i	deformación en la dirección $i \{r, \theta, z\}$ [m/m].
σ_i	tensión en la dirección $i \{r, \theta, z\}$ [MPa].
E	modulo de Young [MPa].
ν	modulo de Poisson [adimensional].
ε^{cr}	deformación ocasionada por termofluencia [m/m].
ε^{sw}	deformación ocasionada por el hinchamiento [m/m].
ε^{th}	deformación debida a la expansión térmica, dada por αT [m/m].
α	coeficiente de expansión térmica [m/(m°C)].

Cabe hacer resaltar que ε^{cr} , ε^{sw} no dependen de la posición y por lo tanto pueden salir de las ecuaciones.

Para resolver tenemos que suponer:

- i) $\varepsilon_z = 0$, es decir, la deformación axial del combustible es absorbida por los resortes que sujetan el combustible dentro de la barra.
- ii) la conducción de calor esta dada por

$$-\frac{k}{r} \frac{d}{dr} \left(r \frac{dT}{dr} \right) = q'''$$

con esto tenemos que:

$$\sigma_r = - \frac{E \alpha q'''}{16 (1 - \nu) k} [R^2 - r^2]$$

$$\sigma_\theta = - \frac{E \alpha q'''}{16 (1 - \nu) k} [R^2 - 3r^2]$$

Ec. 3.9

$$\sigma_z = - \frac{\nu E \alpha q'''}{8 (1 - \nu) k} [R^2 - 2r^2] - E \alpha [T_{\max} - \frac{q''' r^2}{4k} - T_0]$$

donde:

- σ_i tensión en la dirección i $\{r, \theta, z\}$ [MPa].
- E modulo de Young [MPa].
- ν modulo de Poisson [adimensional].
- k coeficiente de conductividad térmica [W/m °C].
- α coeficiente de expansión térmica [m/m °C].
- R radio de la pastilla [m].
- r radio interior [m].
- q''' densidad volumétrica de calor [W/m³].
- T_0 temperatura en la superficie de la pastilla [°C].
- T_{\max} temperatura máxima en la pastilla [°C].

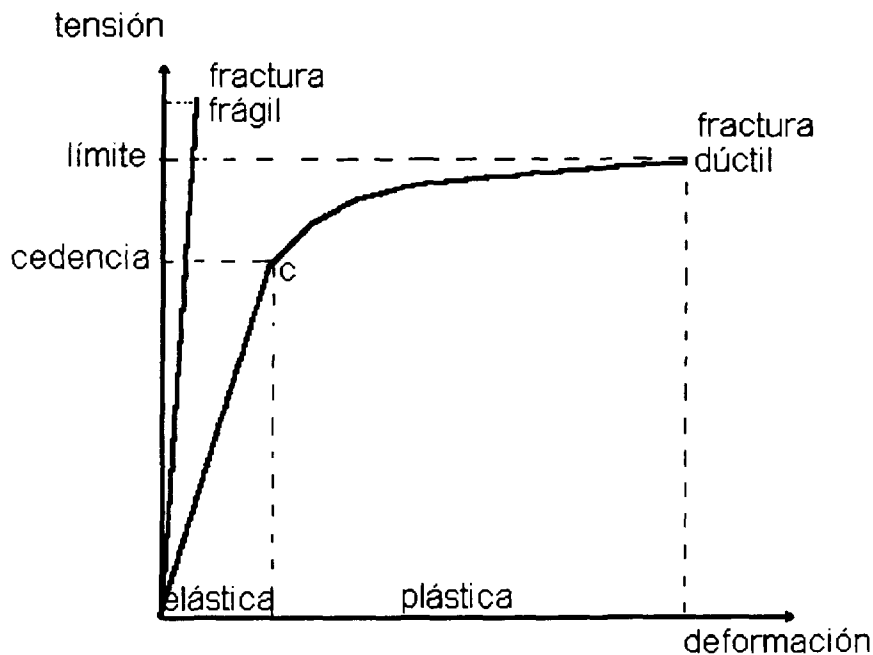


Figura 3.4 Comportamiento de la tensión en función de la deformación

3.2 Propiedades mecánicas del encamisado.

Las propiedades mecánicas de las aleaciones metálicas usadas en las camisas de los elementos combustibles son dependientes de la temperatura, la irradiación neutronica y los tratamientos de fabricación. Una variable de fabricación es de primordial interés para este trabajo, la cantidad de trabajo frío sufrida por la aleación.

A la temperatura del moderador, el material estructural principalmente se comporta elásticamente, las tensiones son proporcionales a las presiones inducidas o aplicadas a la temperatura, y las deformaciones son reversibles, estas, cuando el esfuerzo aplicado es removido el material regresa a su configuración original. El valor del esfuerzo correspondiente a 0.2% de la tensión es usualmente tomado como límite de esfuerzos para la deformación elástica. El zirconio tiene un punto de fusión superior al acero, sin embargo, pierde resistencia más rápidamente a elevadas temperaturas; por otro lado, la irradiación con neutrones rápidos incrementa la resistencia del material, pero disminuye su ductilidad, es decir, se fragiliza.

Los principales esfuerzos en el encamisado se dividen en tres categorías: esfuerzos térmicos, esfuerzos debidos a la presión y los ocasionados por la interacción combustible - camisa.

3.2.1 Esfuerzos térmicos

Los esfuerzos térmicos son debidos al diferencial de temperaturas entre las paredes internas y externas de la camisa, y la consecuente expansión diferencial del encamisado. En la región interior de la camisa, al igual que en el combustible, está tiende a expandirse más que la región externa, originando esfuerzos de compresión cerca de la cara interior y esfuerzos de tracción cerca de la cara exterior del encamisado.

Al igual que en la pastilla combustible, el encamisado sufre tensiones debidas al gradiente de temperaturas en sus paredes. Las tensiones en estos casos están dadas por las ecuaciones:

$$\sigma_r = - \frac{E \alpha \Delta T}{2 (1 - \nu) \ln\left(\frac{R}{r_0}\right)} \left[\ln\left(\frac{R}{r}\right) + \frac{r_0^2}{R^2 - r_0^2} \left(1 - \frac{R^2}{r^2}\right) \ln\left(\frac{R}{r_0}\right) \right]$$

$$\sigma_\theta = \frac{E \alpha \Delta T}{2 (1 - \nu) \ln\left(\frac{R}{r_0}\right)} \left[1 - \ln\left(\frac{R}{r}\right) - \frac{r_0^2}{R^2 - r_0^2} \left(1 + \frac{R^2}{r^2}\right) \ln\left(\frac{R}{r}\right) \right] \quad \text{Ec. 3.10}$$

$$\sigma_z = \frac{E \alpha \Delta T}{2 (1 - \nu) \ln\left(\frac{R}{r}\right)} \left[1 - 2 \ln\left(\frac{R}{r}\right) - \frac{2r_0^2}{R^2 - r_0^2} \ln\left(\frac{R}{r_0}\right) \right]$$

3.2.2 Esfuerzos por presión

Los esfuerzos debidos a la presión son el resultado de la diferencia de presiones entre el interior y el exterior de la barra combustible. La presión externa es ocasionada por la presión de operación del sistema, mientras que la presión interna es ocasionada por la expansión del gas de llenado de la barra y la liberación de los gases de fisión como resultado de la irradiación. En algunos casos la presión de llenado es disminuida entre un 10 y 20% con el propósito de reducir el diferencial de presión y consecuentemente la tensión a la que es sometido el encamisado. Las tensiones producidas por la diferencia de presiones están dadas por^[10]:

$$\sigma_r = - \frac{P_o}{1 - \left(\frac{r_o}{R}\right)^2} \left[\left(\frac{r_o}{r}\right)^2 - \left(\frac{r_o}{R}\right)^2 + \frac{p}{p_o} \left(1 - \left(\frac{r_o}{r}\right)^2\right) \right]$$

$$\sigma_\theta = \frac{P_o}{1 - \left(\frac{r_o}{R}\right)^2} \left[\left(\frac{r_o}{r}\right)^2 + \left(\frac{r_o}{R}\right)^2 - \frac{p}{p_o} \left(1 + \left(\frac{r_o}{r}\right)^2\right) \right] \quad \text{Ec. 3.11}$$

$$\sigma_z = \frac{P_o}{1 - \left(\frac{r_o}{R}\right)^2} \left[\left(\frac{r_o}{R}\right)^2 - \frac{p}{p_o} \right] = \text{const}$$

donde:

r_o	radio interior del encamisado [m].
R	radio exterior del encamisado [m].
p_o	presión interna de la barra [MPa].
p	presión externa de la barra [MPa].

3.2.3 Interacción pastilla - encamisado

Las tensiones debidas a la interacción pastilla - encamisado son ocasionadas por la expansión del combustible a través del huelgo combustible - camisa hacia el encamisado, y la fricción del encamisado con la pastilla, o alguna combinación de estos dos efectos, así como el hinchamiento del mismo encamisado. Como se dijo anteriormente, la expansión del combustible ocurre como resultado de los efectos térmicos o de irradiación y generalmente son asociados con la ruptura y fragmentación de la pastilla.

En este sentido tenemos que la termofluencia esta dada por^[11]:

$$\varepsilon^{cr} = \sqrt{t} \left[5.7 \times 10^{-12} (1 + 1.0 \times 10^8 T^{-7} \phi^{0.65}) (\sigma + 710 e^{4.97 \times 10^{-8} \sigma}) e^{\left(\frac{42000}{RT}\right)} \right] \quad \text{Ec. 3.12}$$

Asimismo, el fenómeno de hinchamiento del encamisado es representado por^[12]:

$$\left(\frac{\Delta V}{V}\right) = 9 \times 10^{-35} (\phi t)^{1.5} (4.028 - 3.712 \times 10^{-2} T + 1.0145 \times 10^{-4} T^2 - 7.879 \times 10^{-8} T^3) \quad \text{Ec. 3.13}$$

Todas las ecuaciones, correlaciones y modelos expuestos son considerados para el diseño y desarrollo del método analítico y de cálculo objeto de este trabajo. La enorme cantidad de interrelaciones e interdependencias entre parámetros de operación y parámetros de respuesta de los materiales obliga a una aproximación iterativa como se muestra en el siguiente capítulo.

3.3 Referencias

1. Todreas, N. E., Nuclear Systems vol 1., Oxford; Pergamon Press, 1991.
2. Olander, D. R., Fundamental Aspects of Nuclear Reactor Fuel Elements, Technical Information Center, ERDA, 1976.
3. Reymann, G. A., MATPRO, A Handbook of Materials Properties for Use in the Analysis of Light Water Reactor Fuel Rod Behavior, TREE-NUREG-1180, 1978.
4. Chubb, W., Keller, D. L., Factors Affecting the Swelling of Nuclear Fuel at High Temperatures, Nuclear Technology, 18 (June 1973), pp 231-255.
5. Weisman, J., et al, Fission Gas Release from UO₂ Fuel Rods with Time Varying Power Histories, Transactions of the American Nuclear Society, 12 (1969), pp 900-901.
6. Zudans, Z., Yen, T. C., Thermal Stress Techniques, The Franklin Institute Research Laboratories, Philadelphia, 1965.
7. Bohaboy, P., et al, Compressive Creep Characteristics of Ceramic Oxide Nuclear Fuels: Part I: Uranium Dioxide, Presented at American Ceramic Society Nuclear Division, Pittsburgh, Pennsylvania, October 6-8, 1968.
8. Solomon, A., et al, Fission Induced Creep of UO₂ and its Significance to Fuel Element Performance, LANL-7857, September 1971.
9. Benjamin, M. MA., Irradiation Swelling, Creep, and Thermal-Stress Analysis of LWR Fuel Elements, Computer Code ISUNE-2, Nuclear Engineering and Design 34 (1975), pp 361-378.
10. J. Rust, Nuclear Power Plant Engineering, Haralson Publishing Co., 1979.
11. Ibrahim, E., In-Reactor Creep of Zirconium-Alloy Tubes and its Correlation with Uniaxial Data, Applications-Related Phenomena for Zircaloy and its Alloys, ASTM-STP-458, Philadelphia, American Society for Testing and materials, 1969, pp 18-36.
12. P. Murray, Reactor Technology., 15:16 (1972)

Capítulo

4

Código TETO

En este capítulo se hace una descripción del código TETO, así como los datos de entrada necesarios para el análisis termo-mecánico de los elementos combustibles: Además de el análisis del caso de una barra combustible que al estar en operación se presentó una falla en el encamisado.

4.1 Descripción del Código TETO

El código TETO (Temperaturas, Elongaciones y Tensiones en Operación) es un programa diseñado para analizar el comportamiento termo-mecánico de las barras que componen un elemento combustible en estado estacionario como función de la historia de operación del reactor. El código se divide en las tres secciones siguientes:

- 1) Análisis de temperaturas
- 2) Análisis termo-mecánico del material combustible
- 3) Análisis termo-mecánico del encamisado

La estructura del código TETO es mostrada en la Figura 4.1

En el análisis térmico se determina el comportamiento de la temperatura a lo largo de la barra, es decir, se calcula la temperatura del refrigerante tanto para una como para dos fases, las temperaturas de la parte interior y exterior de la camisa, así como las temperaturas que se presentan en la pastilla combustible, con las cuales se da una aproximación de la reestructuración del material en el caso que se dieran las condiciones para que esta se presente.

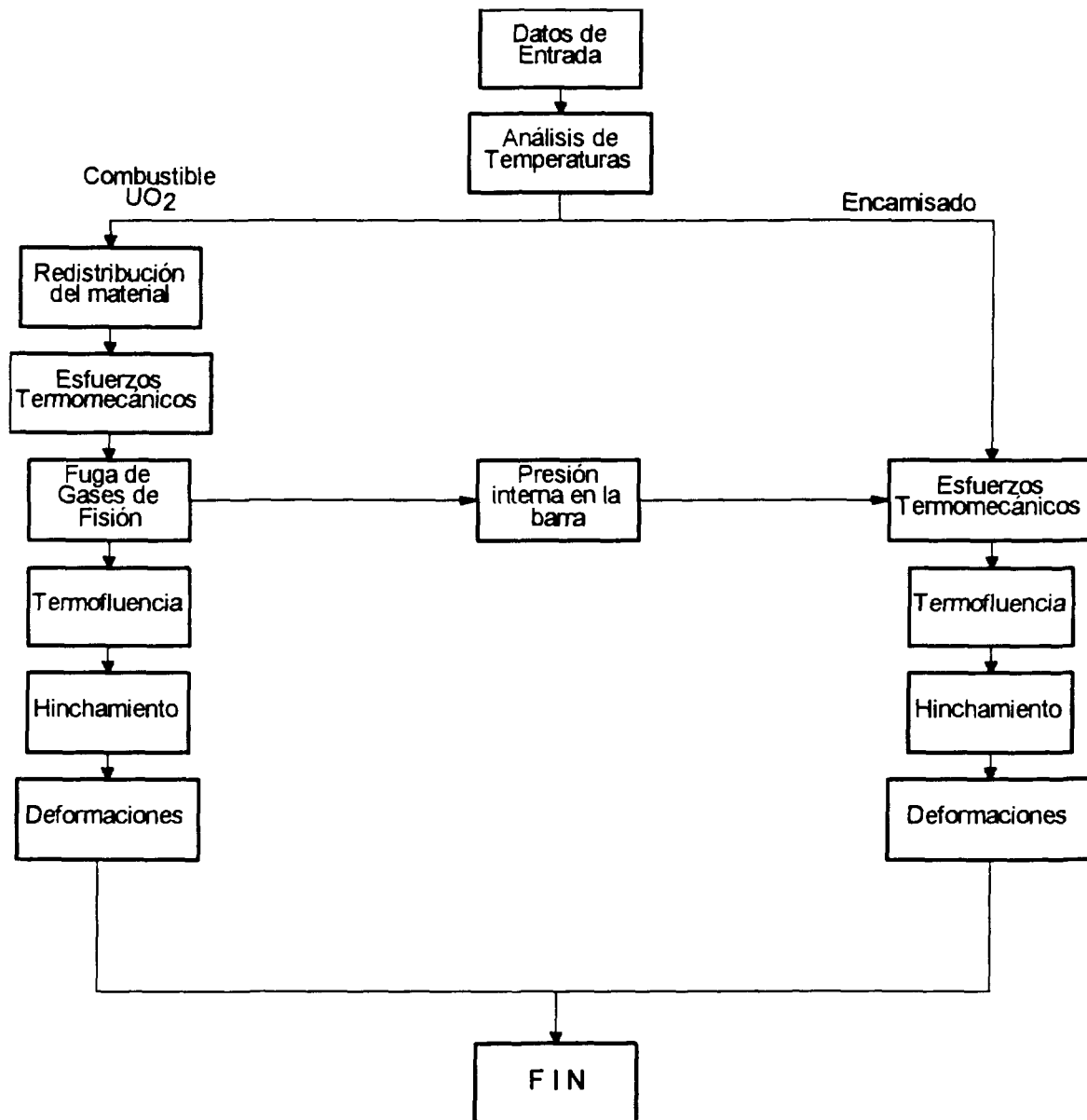


Figura 4.1 Estructura secuencial del código TETO

Los resultados son transferidos a la sección que realiza el análisis termo-mecánico del material combustible, donde se evalúan los fenómenos de hinchamiento y termofluencia, así como el cálculo de las tensiones térmicas a la que es sometida la pastilla combustible; y determinar así sus deformaciones asociadas. Además se calcula la razón de fuga de gases de fisión y la presión ejercida por ésta dentro de la barra.

Por su parte, también se hace la estimación de las deformaciones en la camisa ocasionadas por la termofluencia del material, el hinchamiento de la misma y las tensiones a las que se ve sometida por la presión interna de la barra como de la distribución de temperaturas en la propia camisa. Todos los modelos y suposiciones empleados en el desarrollo del código TETO han sido discutidos y detallados en los capítulos 2 y 3. En el Anexo I se da el listado del código TETO.

4.2 Metodología

El análisis termo-mecánico de elementos combustibles nucleares, consiste en observar si en alguna de las barras que lo componen se llegase a presentar una falla una vez que el reactor se encuentra en operación. La metodología aplicada se desarrolla en tres pasos:

- Simulación, en tres dimensiones, de la operación de un reactor. En nuestro caso, la simulación de la operación del reactor se realiza con el código PRESTO^[1] que forma parte del sistema FMS de Scandpower Co.. De donde se toma el elemento (ensamble) que presenta la mayor generación lineal de calor (en inglés, Lineal Heat Generation Rate LHGR). PRESTO reporta valores para el quemado, la densidad lineal de calor y el flujo de neutrones rápidos por elemento nodo a nodo en la dirección axial (1 nodo = 15.24 cm, No. total de nodos por elemento = 25).
- Análisis de una barra combustible. Del elemento combustible determinado en el paso a) se localiza la barra con el mayor factor pico de potencia, los datos de esta barra son los que se requieren para realizar el análisis termo-mecánico con el código TETO.
- Determinación si existe falla. Con los resultados reportados por TETO se determinará si existe una falla en la barra, en el caso de que no se determina tal, se repetirá el procedimiento hasta que se determine la falla, o bien, hasta que el elemento combustible sea extraído del reactor.

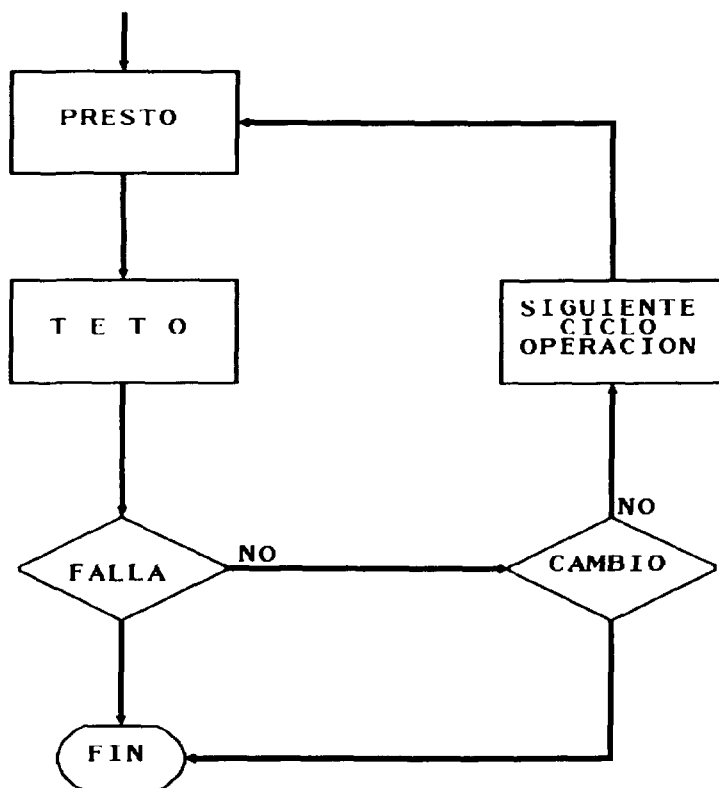


Figura 4.2 Secuencia de análisis termo-mecánico de un elemento combustible

4.3 Archivo de Entrada

Para la realización de la corrida del código TETO se requiere de los datos de entrada que a continuación se describe, los cuales la gran mayoría son obtenidos de la simulación del reactor con el código PRESTO, algunos más son datos de fabricación y algunos otros son datos de operación en condiciones normales. Los datos de entrada son colocados en una determinada tarjeta de identificación con la finalidad de hacer más accesible el uso del código TETO.

TARJETA	DESCRIPCIÓN	UNIDADES
TITLE	Descripción de la corrida a ejecutar, máximo 80 caracteres.	TEXTO
RADII	Ro, Ric, Roc, Pit, AP Datos geométricos de la barra. Ro Radio de la pastilla Ric Radio interior del encamisado Roc Radio exterior del encamisado Pit Tamaño de la separación entre pastillas (pitch). AP Altura de la pastilla.	m
FDENT	Fracción de densidad teórica de fabricación.	1
GRANO	Tamaño inicial de grano en micras.	μm
FLMAS	Flujo másico de refrigerante entrando al núcleo.	kg/seg
TLONG	Paso de tiempo entre eventos de operación.	años
DPLIN	Densidad de potencia lineal promedio en el paso de tiempo (n). (6F12.5) Para cada nodo que presenta el elemento combustible que se este analizando de acuerdo con la estructura que reporta PRESTO..	W/cm
BURN0	Quemado promedio del elemento, para el paso de tiempo (n - 1). (6F12.5) Igual que en la tarjeta DPLIN.	MWD/TMU
BURNP	Quemado promedio del elemento, para el paso de tiempo (n). (6F12.5) Igual que en la tarjeta DPLIN.	MWD/TMU
FLUJO	Flujo de neutrones rápidos, con energía mayor que 1 MeV. (6F12.5) Igual que en la tarjeta DPLIN.	$n / [\text{cm}^2 \text{ s}]$
TMODE	Tipo de salida gráfica. 1 Modo terminal XTERM 2 Modo terminal IRIS 3 Archivo formato GIF	
START	Inicio de cálculos.	

4.4 Resultados

Para observar los resultados que se producen con el código TETO, se analizará en caso de un elemento combustible de un reactor tipo BWR, con enriquecimiento promedio de 3.03 %⁺ de ^{235}U el cual se sabe que presentó una falla en una barra con 3.6 % enriquecimiento promedio de ^{235}U durante la operación de su tercer ciclo de permanencia en el núcleo.

El elemento mencionado esta fabricado de tal forma que se pueden observar seis regiones con diferentes enriquecimientos de ^{235}U (Figura 4.3), así como contenido de gadolinio (veneno quemable), lo cual repercute en el comportamiento nuclear del elemento combustible las cuales implican un comportamiento nuclear. Por otra parte la barra analizada presenta una distribución tal que únicamente se observan cuatro regiones (Figura 4.4).

15.24 cm	Uranio Natural con Vacíos
15.24 cm	Uranio Natural
45.72 cm	3.26% ^{235}U 4B de Gd 3% 3B de Gd 2%
152.4 cm	3.42% ^{235}U 4B de Gd 3% 3B de Gd 2%
137.16 cm	3.26% ^{235}U 7B de Gd 3%
15.24 cm	Uranio Natural

Figura 4.3 Diagrama esquemático de un ensamble combustible para un reactor BWR.

⁺ % del inglés weight percentage y se refiere al por ciento en peso del isótopo.

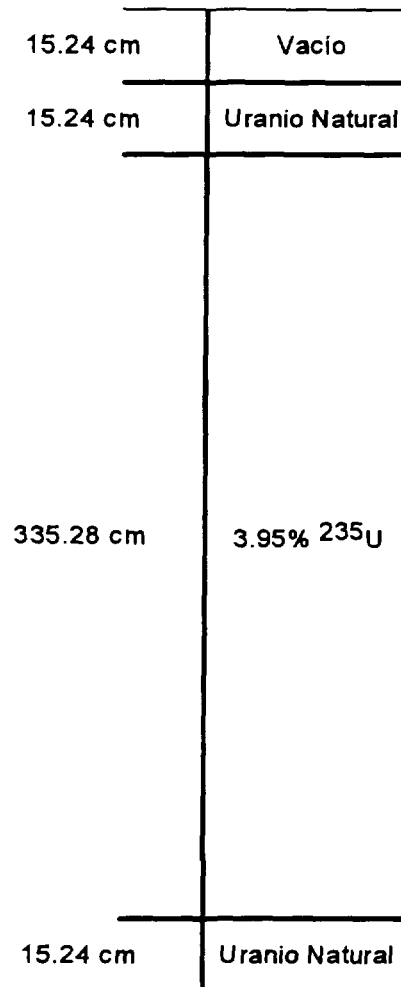


Figura 4.4 Diagrama esquemático de la barra combustible con enriquecimiento promedio de 3.6 % de ^{235}U

En la Tabla 4.1, se muestra la historia de irradiación, a la que fue sometido el ensamble combustible.

Tabla 4.1 Historia operacional del ensamble con enriquecimiento promedio de 3.03 % de U^{235}					
Ciclo	Canal	Quemado MWD/TM	Días de Operación	Factor de Capacidad	Condiciones de Operación
Falla-2	75	8949	278	72.46%	95%
Falla-1	38	16062	471	78.25%	92%
Falla	54	25360	385	82.36%	92%

Para este trabajo, únicamente se tomará la operación del último ciclo, dado que fue en donde se presentó la falla. Para ello se realizó la simulación del seguimiento operacional del ciclo con el código PRESTO en 67 pasos de tiempo, tomando en cuenta los eventos más relevantes, así como las diferentes condiciones de operación del reactor. De esta forma, se analizaron los resultados y se considera que 4 pasos son los más representativos. Estos cuatro pasos se detallan a continuación:

1) Se considera el caso correspondiente al inicio de operación del ciclo de falla, en donde se presentan las siguientes condiciones de operación:

- a) FLUJO MASICO DE REFRIGERANTE EN EL NÚCLEO : 5594.400 Kg/seg
- b) LONGITUD DEL PASO DE TIEMPO : INICIO DE OPERACIÓN
- c) TAMAÑO INICIAL DE GRANO : 5.000 micras
- d) DISTRIBUCIÓN LINEAL DE POTENCIA EN EL ELEMENTO, POR NODO [W/cm]:

0.0	57.85	211.7	296.7	345.0	361.6	356.6
341.0	320.7	302.2	290.1	302.7	290.7	275.0
257.3	238.6	219.5	199.9	179.8	158.8	136.5
106.2	83.22	61.11	22.51	11.88		

- e) DISTRIBUCIÓN DE QUEMADO EN EL ELEMENTO, POR NODO [MWD/TMU]:

0.0	437.1	1569.0	2181.0	2549.0	2742.0	2816.0
2817.0	2780.0	2735.0	2709.0	2800.0	2759.0	2692.0
2613.0	2527.0	2432.0	2323.0	2191.0	2027.0	1824.0
1537.0	1267.0	987.9	356.1	208.1		

El quemado es acumulado desde la inserción de este elemento combustible dentro del núcleo.

1.1) Análisis de temperaturas.

Como se puede observar en la gráfica, Figura 4.5, el refrigerante alcanza la temperatura de saturación 287 °C, dada la presión del sistema, a una altura de 80 cm al mismo tiempo que se alcanza la temperatura máxima en el interior del encamisado de 360 °C. Asimismo de la Figura 4.6 se observa que las temperaturas máximas en el combustible alcanzan 950 °C en la superficie y 2120 °C en el centro, lo que se implica que en ese momento la redistribución del material es tal que entre 0.5 y 1.3 m de altura (Figura 4.7) se forma un vacío del 10% en promedio del radio original, así como una región con granos columnares con un radio del 55% del radio inicial. El resto de las pastillas presentan el material tal y como se fabricó.

1.2) Deformaciones en el material combustible.

Se observa en la Figura 4.8 que las pastillas sufren una deformación máxima del 20% en la dirección radial y del 8% en la dirección angular, las cuales sobrepasan el límite elástico del material, 7%^[2], y por consiguiente estas deformaciones son permanentes.

1.3) Deformaciones en el encamisado.

El encamisado presenta deformaciones en la parte interior del 0.6% a una altura de 0.8 m en la dirección angular y 0.3% del en la dirección radial (Figura 4.9). Asimismo presenta deformaciones en la parte externa del 0.06% y 0.03% en las direcciones angular y radial respectivamente (Figura 4.10). Hasta este momento, las deformaciones no representan riesgo alguno, ya que no se ha sobrepasado el límite del 1% de deformación plástica el cual es especificado como límite de diseño por la Comisión Regulatoria de Estados Unidos^[3].

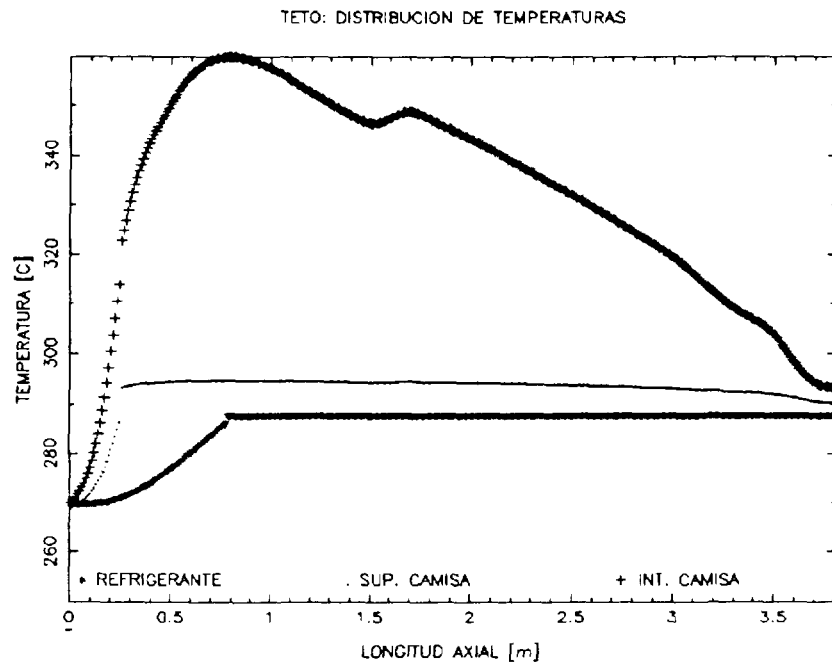


Figura 4.5 Temperaturas obtenidas con TETO para el refrigerante y encamisado en el inicio del ciclo.

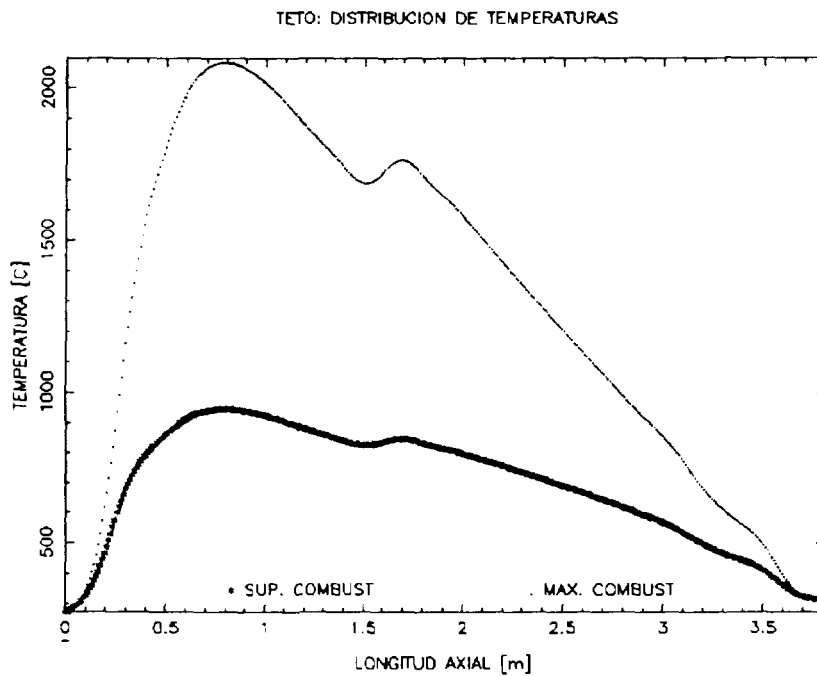


Figura 4.6 Temperaturas obtenidas con TETO en el material combustible.

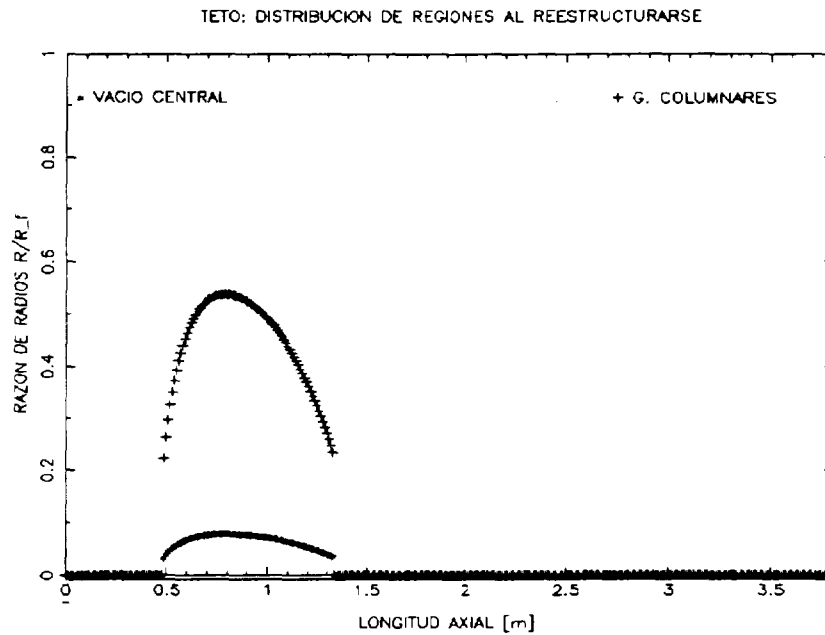


Figura 4.7 Redistribución del material combustible obtenida con TETO al inicio del ciclo.

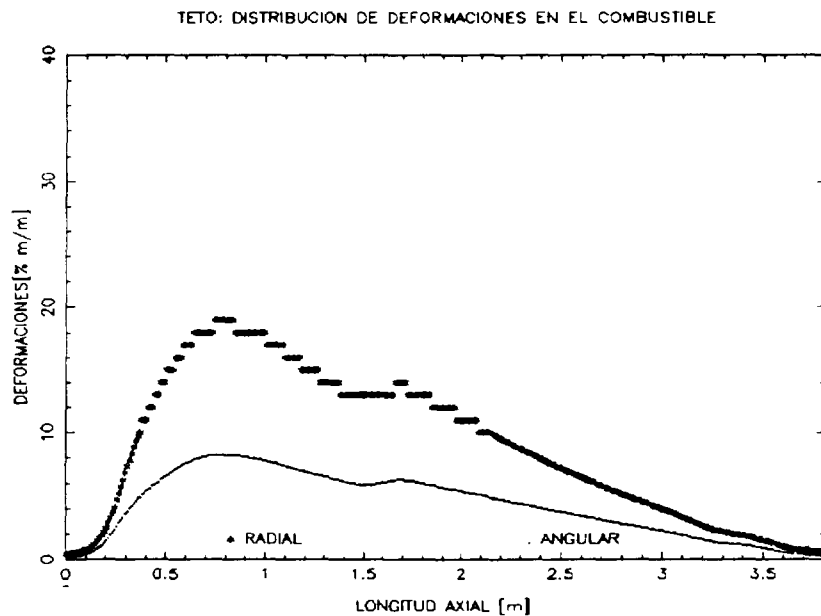


Figura 4.8 Distribución de deformaciones en el material combustible obtenidas con TETO a lo largo de la barra.

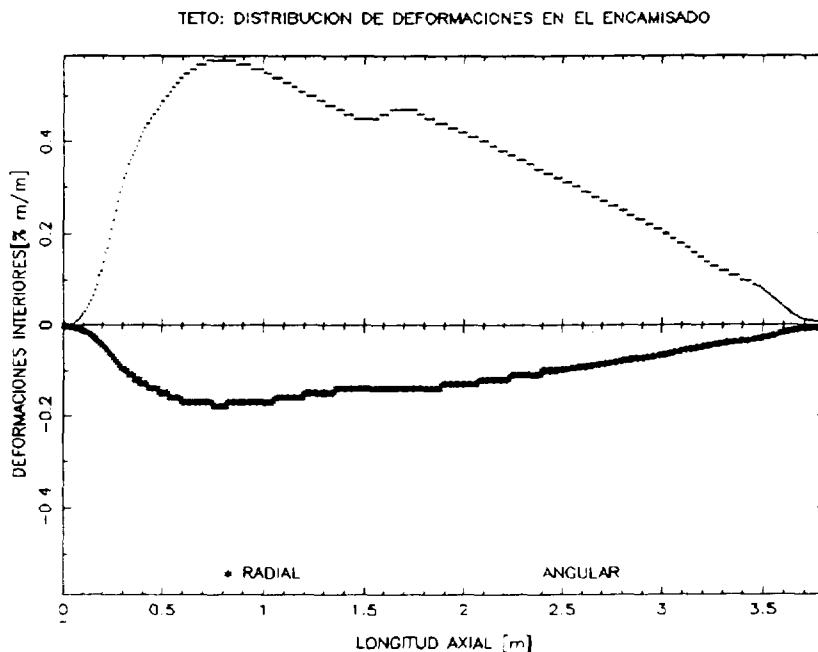


Figura 4. 9 Deformaciones en el interior de la camisa obtenidas con TETO para el caso de inicio de ciclo

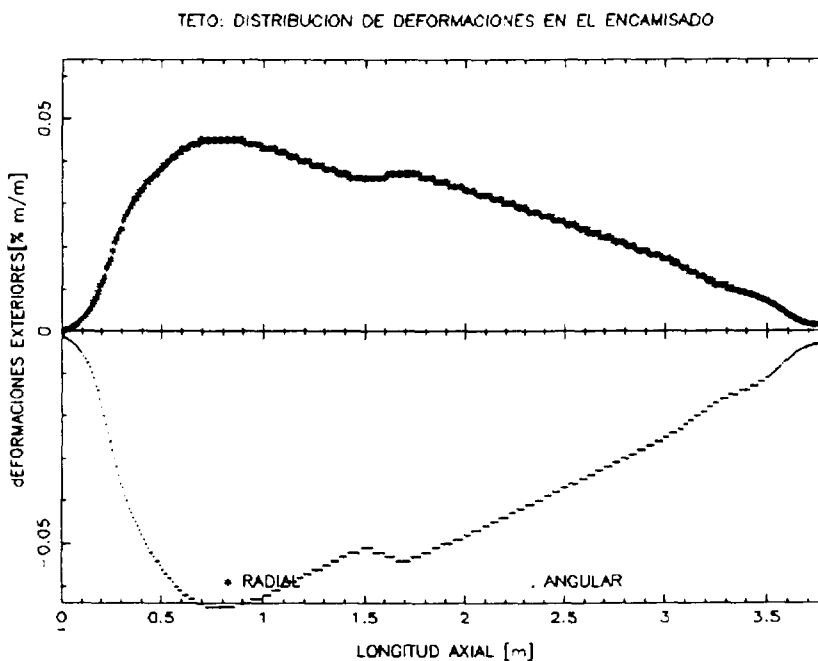


Figura 4. 10 Deformaciones en el exterior de la camisa obtenidas con TETO para el caso de inicio de ciclo.

2) Se consideran las condiciones de operación que se presentaron antes de realizar un parada no programada en la planta, 119 días después iniciar operaciones y un quemado del ciclo de 6770 MWD/TMU, en donde se presentan las siguientes condiciones de operación:

- a) FLUJO MASICO DE REFRIGERANTE EN EL NÚCLEO : 7986.10 Kg/seg
 b) LONGITUD DEL PASO DE TIEMPO : 119 días
 c) TAMAÑO INICIAL DE GRANO : 5.000 micras
 d) DISTRIBUCIÓN LINEAL DE POTENCIA EN EL ELEMENTO, POR NODO [W/cm]:

0.0	67.12	248.90	362.80	443.00	478.70	477.40
452.70	418.80	387.50	363.60	366.20	342.10	313.20
282.40	251.40	221.40	192.90	166.00	140.60	116.20
87.42	66.11	46.96	17.08	8.725		

- e) DISTRIBUCIÓN DE QUEMADO EN EL ELEMENTO, POR NODO [MWD/TMU]:

0.0	899.0	3236.0	4589.0	5433.0	5835.0	5916.0
5806.0	5599.0	5387.0	5247.0	5362.0	5199.0	4971.0
4713.0	4441.0	4160.0	3868.0	3554.0	3209.0	2820.0
2325.0	1875.0	1426.0	517.0	292.1		

2.1) Análisis de temperaturas.

Como se puede observar en la gráfica, Figura 4.11, el refrigerante alcanza la temperatura de saturación 287 °C, dada la presión del sistema, a una altura de 85 cm al mismo tiempo que se alcanza la temperatura máxima en el interior del encamisado de 385 °C. Asimismo de la Figura 4.12 se observa que las temperaturas máximas en el combustible alcanzan 1180 °C en la superficie y 2700 °C en el centro, lo que se implica que en ese momento la redistribución del material es tal que entre 0.35 y 1.9 m de altura (Figura 4.13) se forma un vacío del 15% en promedio del radio original, así como una región entre el 15 y 80% del radio inicial con granos columnares. El resto de las pastillas presentan el material tal y como se fabricó.

2.2) Deformaciones en el material combustible.

Se observa en la Figura 4.14 que las pastillas sufren una deformación máxima del 30% en la dirección radial y del 13% en la dirección angular, las cuales sobrepasan el límite elástico del material, como se mencionó en el caso anterior, estas deformaciones son permanentes.

2.3) Deformaciones en el encamisado.

El encamisado presenta deformaciones en la parte interior del 0.85% a una altura de 0.8 m en la dirección angular y 0.3% del en la dirección radial (Figura 4.15). Asimismo presenta deformaciones en la parte externa del 0.092% y 0.065% en las direcciones angular y radial respectivamente (Figura 4.16). Dichas deformaciones no sobrepasan los valores límite establecidos para estos casos, sin embargo, son lo bastante significativos para ser considerados con una probabilidad baja de falla.

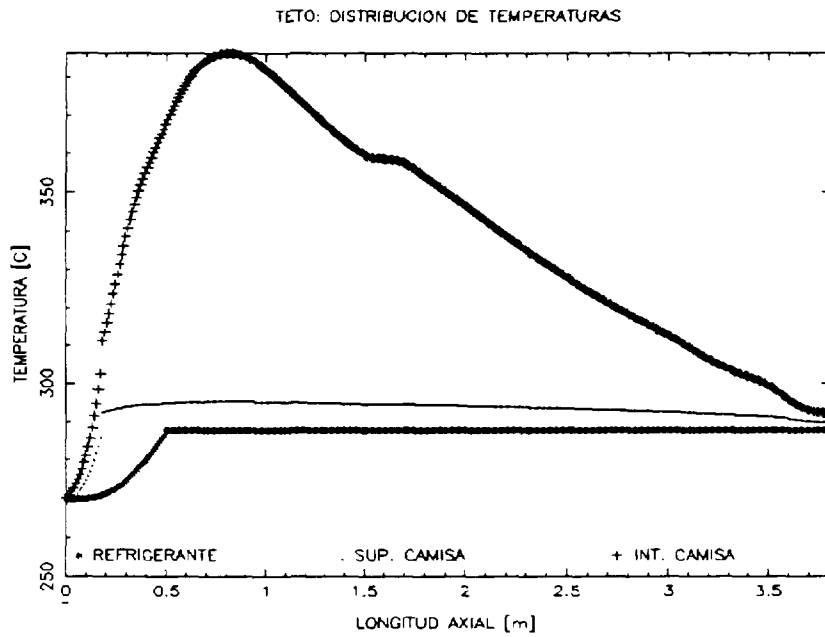


Figura 4.11 Temperaturas obtenidas con TETO para el refrigerante y encamisado con 119 días de operación.

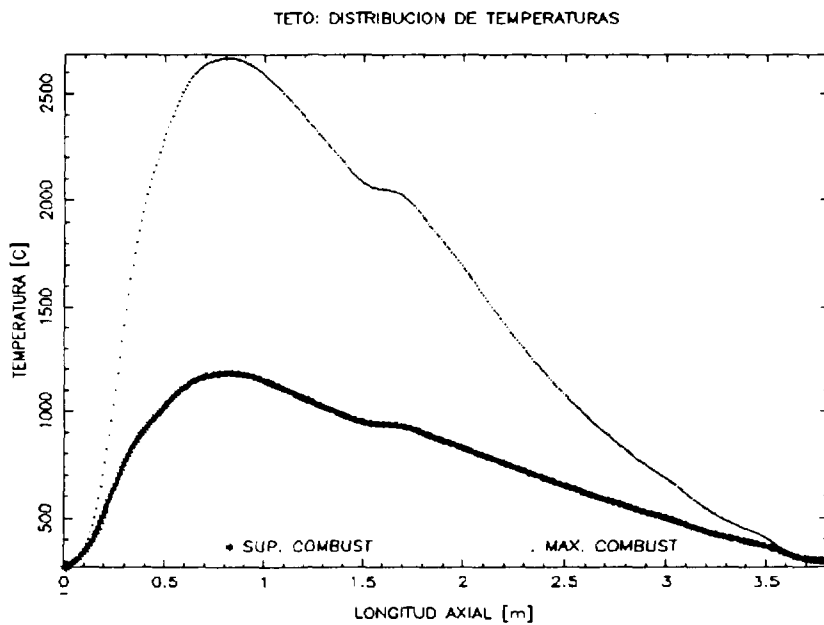


Figura 4.12 Temperaturas obtenidas con TETO en el material combustible, con 119 días de operación.

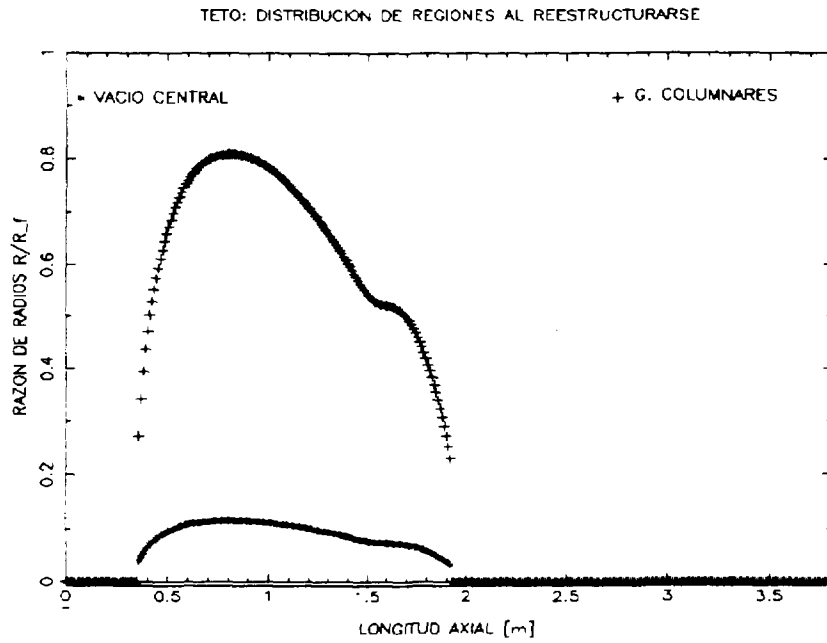


Figura 4.13 Redistribución del material combustible obtenida con TETO, 119 días después del inicio de ciclo.

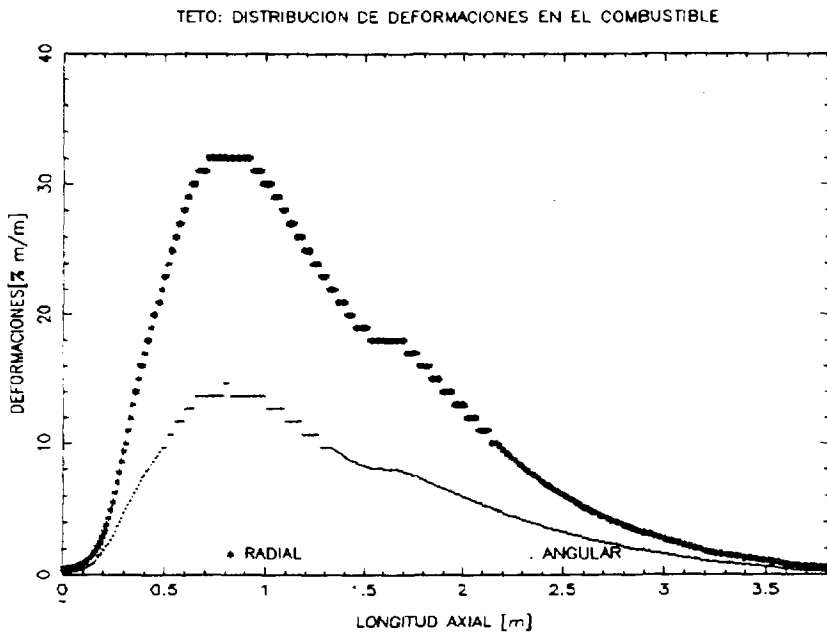


Figura 4.14 Distribución de deformaciones en el material combustible obtenidas con TETO a lo largo de la barra.

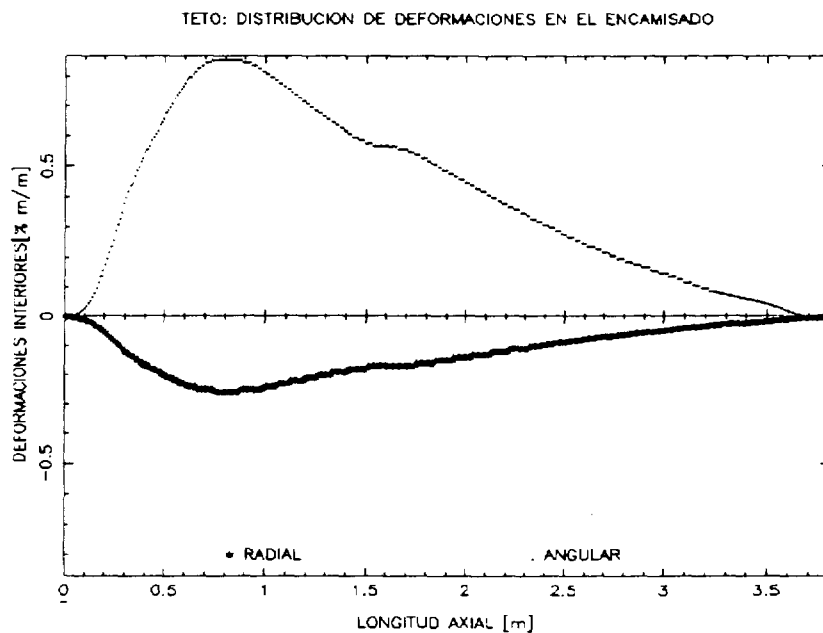


Figura 4.15 Deformaciones en el interior de la camisa obtenidas con TETO, 119 días después del inicio de ciclo.

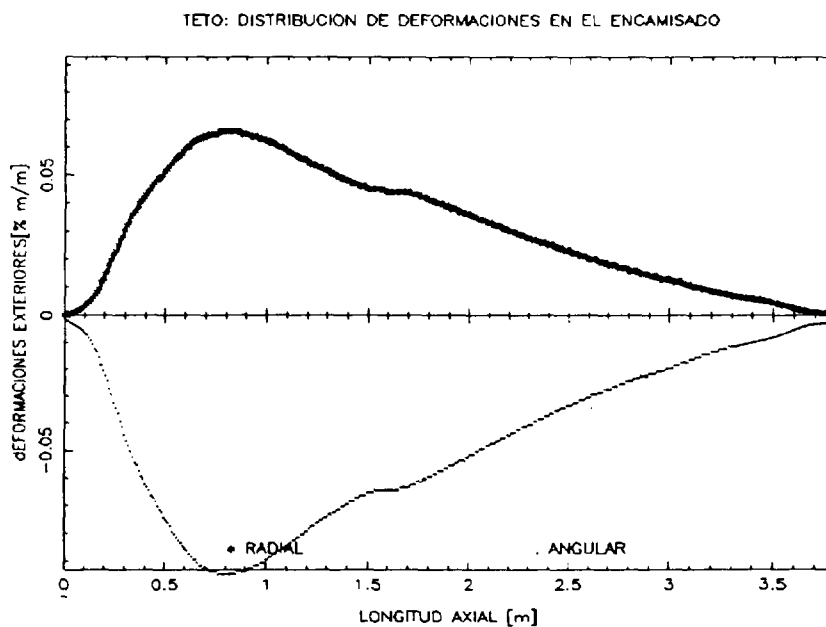


Figura 4.16 Deformaciones en el exterior de la camisa obtenidas con TETO, 119 días después del inicio de ciclo.

3) Se considera que el siguiente caso tomado en el momento en el que el reactor es llevado nuevamente a potencia, un día después de que se corrigen los problemas que causaron el paro no programado, con las siguientes condiciones de operación:

- a) FLUJO MASICO DE REFRIGERANTE EN EL NÚCLEO : 29292.7 Kg/seg
 b) LONGITUD DEL PASO DE TIEMPO : 120 días
 c) TAMAÑO INICIAL DE GRANO : 5.000 micras
 d) DISTRIBUCIÓN LINEAL DE POTENCIA EN EL ELEMENTO, POR NODO [W/cm]:

0.0	68.98	257.5	382.6	471.6	507.5	501.3
469.1	427.7	389.9	360.2	353.2	326.0	295.1
263.1	231.6	201.5	173.3	147.2	123.1	100.5
74.91	56.08	39.48	14.3	7.256		

- e) DISTRIBUCIÓN DE QUEMADO EN EL ELEMENTO, POR NODO [MWD/TMU]:

0.0	1025.0	3706.0	5289.0	6292.0	6762.0	6839.0
6680.0	6404.0	6130.0	5941.0	6045.0	5835.0	5551.0
5233.0	4901.0	4563.0	4217.0	3853.0	3460.0	3026.0
2485.0	1994.0	1510.0	547.6	307.7		

3.1) Análisis de temperaturas.

Como se puede observar en la gráfica, Figura 4.17, el refrigerante alcanza la temperatura de saturación 287 °C, dada la presión del sistema, a una altura de 150 cm al mismo tiempo que se alcanza la temperatura máxima en el interior del encamisado de 340 °C a una altura de 0.85m. Asimismo de la Figura 4.18 se observa que las temperaturas máximas en el combustible alcanzan 750 °C en la superficie y 1400 °C en el centro. La redistribución del material que se presenta es la misma que en el caso anterior, ya que la densificación es permanente y esta no puede regresar a el estado que tenia al ser fabricadas las pastillas.

3.2) Deformaciones en el material combustible.

Se observa en la Figura 4.20 que las pastillas sufren una deformación máxima del 10% en la dirección radial y del 4% en la dirección angular, las cuales no sobrepasan el límite elástico del material.

3.3) Deformaciones en el encamisado.

El encamisado presenta deformaciones en la parte interior del 0.4% a una altura de 0.8 m en la dirección angular y 0.13% del en la dirección radial (Figura 4.21). Asimismo presenta deformaciones en la parte externa del 0.041% y 0.03% en las direcciones angular y radial respectivamente (Figura 4.16). Dichas deformaciones no sobrepasan los valores límite establecidos para estos casos, sin embargo, son bastante significativos para ser considerados con una probabilidad alta de falla.

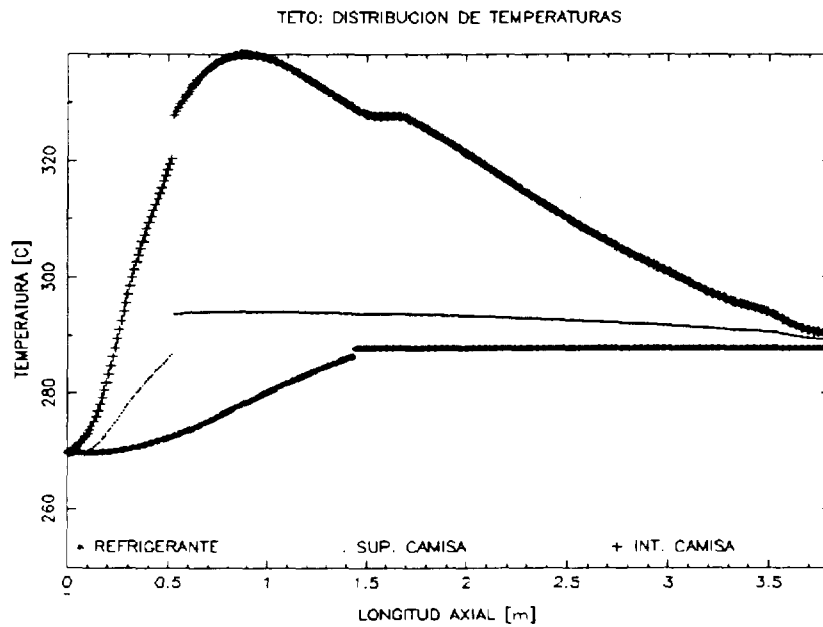


Figura 4.17 Temperaturas obtenidas con TETO para el refrigerante y encamisado con 120 días de operación.

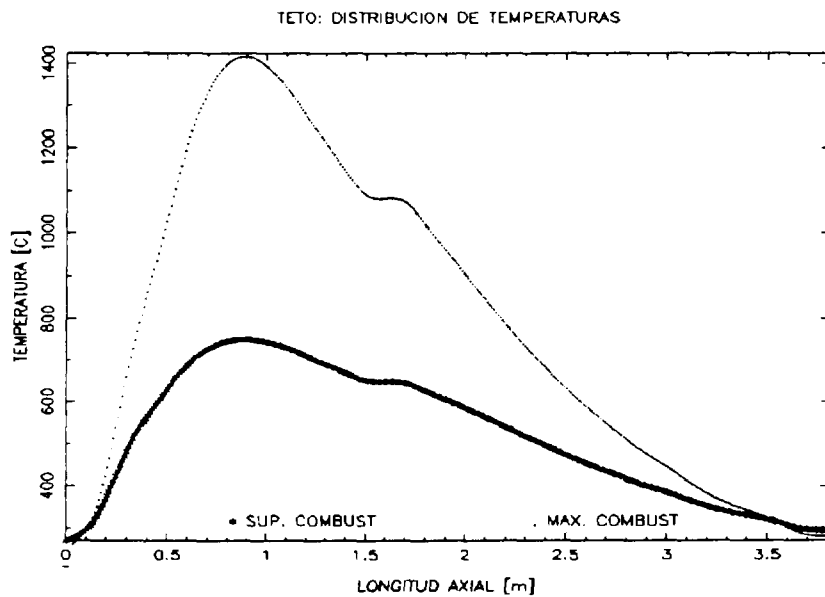


Figura 4.18 Temperaturas obtenidas con TETO en el material combustible, con 120 días de operación.

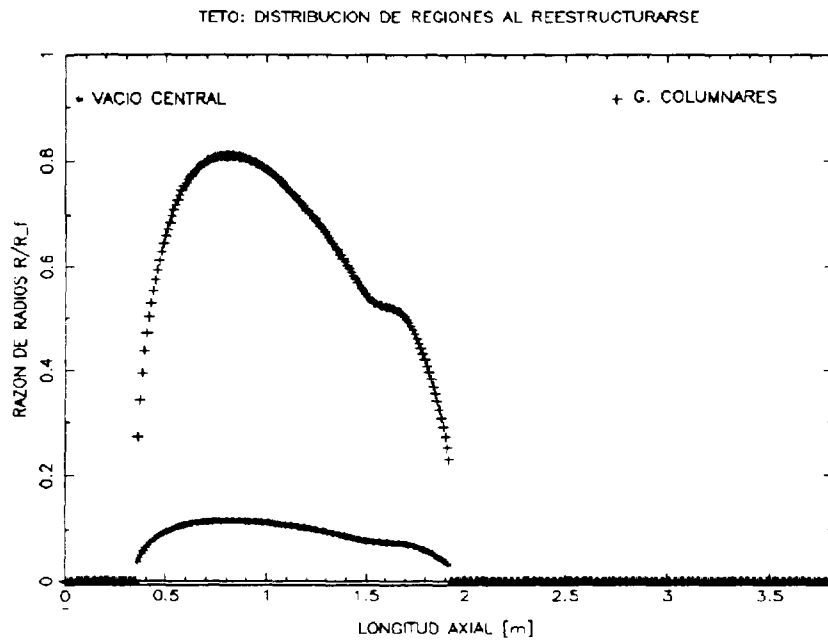


Figura 4.19 Redistribución del material combustible obtenida con TETO, 120 días después del inicio de ciclo.

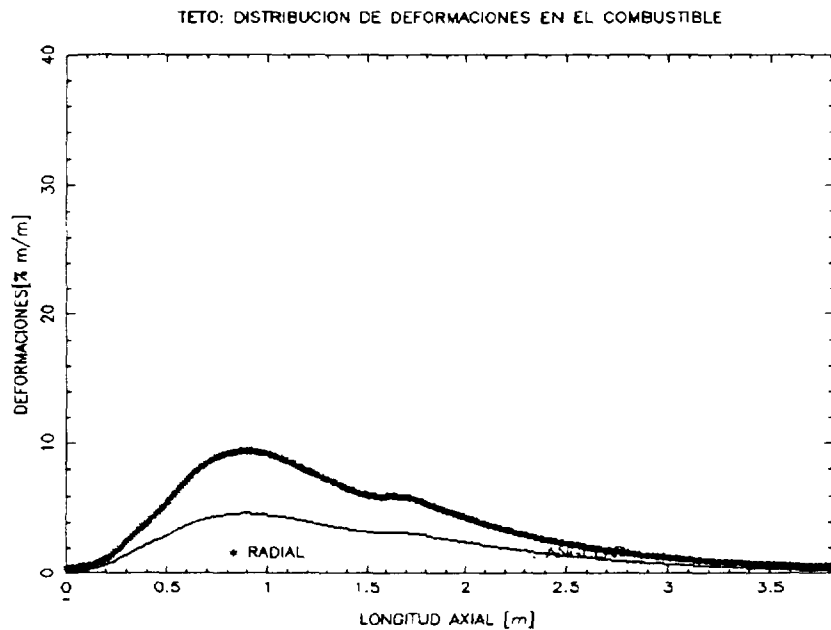


Figura 4.20 Distribución de deformaciones en el material combustible obtenidas con TETO a lo largo de la barra.

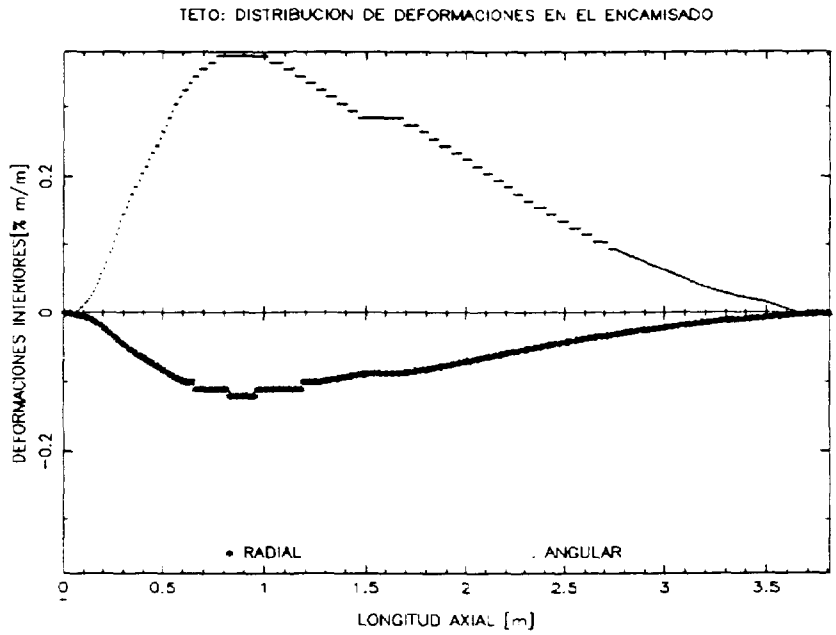


Figura 4.21 Deformaciones en el interior de la camisa obtenidas con TETO, 120 días después del inicio de ciclo.

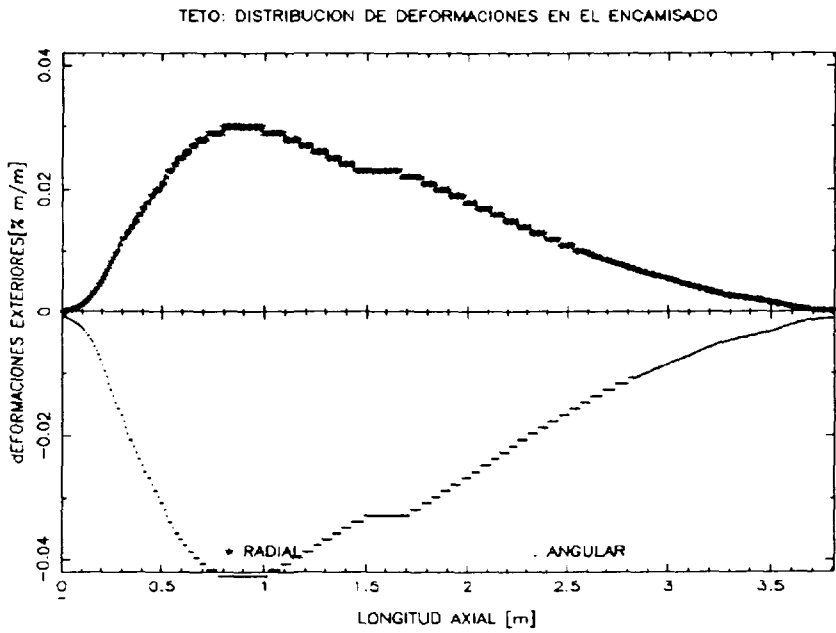


Figura 4.22 Deformaciones en el exterior de la camisa obtenidas con TETO, 120 días después del inicio de ciclo.

4) Por último se analiza el caso en el que el reactor cuenta con 60 días adicionales, después de la parada no programada, lo cual suma 180 días de iniciado el ciclo de operación, con los siguientes parámetros:

- a) FLUJO MASICO DE REFRIGERANTE EN EL NÚCLEO : 8194.7 Kg/seg
 b) LONGITUD DEL PASO DE TIEMPO : 180 días
 c) TAMAÑO INICIAL DE GRANO : 5.000 micras
 d) DISTRIBUCIÓN LINEAL DE POTENCIA EN EL ELEMENTO, POR NODO [W/cm]:

0.0	71.31	268.2	410.0	508.9	549.1	545.5
513.1	469.0	426.9	391.6	374.7	342.2	306.4
269.5	233.2	198.8	166.9	137.6	111.2	87.57
62.92	45.47	31.1	11.06	5.537		

- e) DISTRIBUCIÓN DE QUEMADO EN EL ELEMENTO, POR NODO [MWD/TMU]:

0.000	1166.000	4233.000	6087.000	7273.000	7819.000	7886.000
7662.000	7303.000	6950.000	6697.000	6775.000	6503.000	6151.000
5762.000	5361.000	4956.000	4548.000	4128.000	3684.000	3205.000
2618.000	2091.000	1577.000	571.400	319.800		

4.1) Análisis de temperaturas.

Como se puede observar en la gráfica, Figura 4.23, el refrigerante alcanza la temperatura de saturación 287 °C, dada la presión del sistema, a una altura de 76 cm al mismo tiempo que se alcanza la temperatura máxima en el interior del encamisado de 395 °C. Asimismo de la Figura 4.24 se observa que las temperaturas máximas en el combustible alcanzan 1250 °C en la superficie y 2835 °C en el centro, lo que se implica que en ese momento la redistribución del material es tal que entre 0.3 y 2.0 m de altura (Figura 4.25) se forma un vacío del 18% en promedio del radio original, así como una región entre el 18 y 85% del radio inicial con granos columnares. El resto de las pastillas presentan el material tal y como se fabricó. Esto es consecuencia de un pico en la distribución lineal de calor en ese punto y alcanza un valor de 549.1 W/cm con lo cual se están violando los límites de seguridad establecidos por la NRC para la operación segura de una central nucleoelectrónica con respecto al límite en la temperatura máxima que puede alcanzar el centro de la pastilla, la cual no debe exceder la temperatura de fundido del material, en nuestro caso por ser UO_2 , el valor máximo es 2840 °C \pm 20°. Por lo tanto se puede considerar que en ese punto se tiene una probabilidad cercana a 1 de que se presente una falla, para fines prácticos será considerado como falla.

4.2) Deformaciones en el material combustible.

Se observa en la Figura 4.26 que las pastillas sufren una deformación máxima del 36% en la dirección radial y del 16% en la dirección angular, las cuales sobrepasan el límite elástico del material, como se mencionó en el caso anterior, estas deformaciones son permanentes.

4.3) Deformaciones en el encamisado.

El encamisado presenta deformaciones en la parte interior del 1% a una altura de 0.8 m en la dirección angular y 0.3% del en la dirección radial (Figura 4.27). Asimismo presenta deformaciones en la parte externa del 0.1% y 0.07% en las direcciones angular y radial respectivamente (Figura 4.28). Dichas deformaciones sobrepasan los valores límite establecidos para estos casos sobre todo para la dirección angular por lo que pueden ser considerados con falla. Estableciendo con ello, el hecho de que con las condiciones de operación que se presentan en este momento, así como a su historia, la barra combustible presentará falla en la camisa a una altura de 76.2 cm sobre la longitud activa.

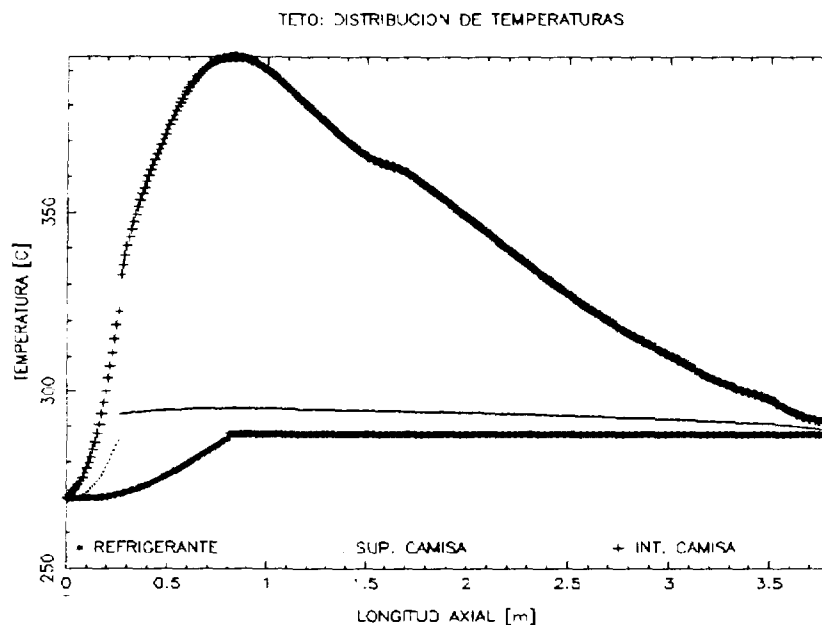


Figura 4.23 Temperaturas obtenidas con TETO para el refrigerante y encamisado con 180 días de operación.

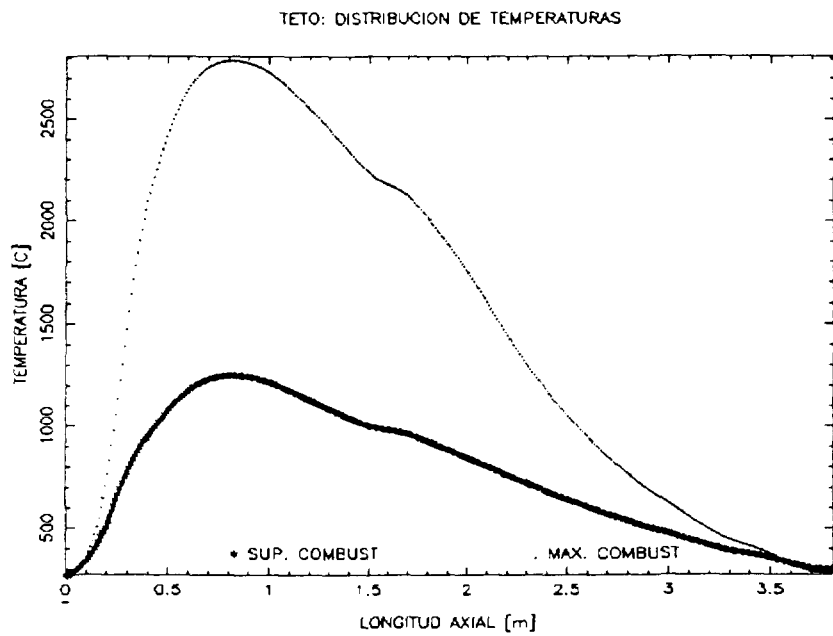


Figura 4.24 Temperaturas obtenidas con TETO en el material combustible, con 180 días de operación.

G. COLUMNARES

TETO: DISTRIBUCION DE REGIONES AL REESTRUCTURARSE

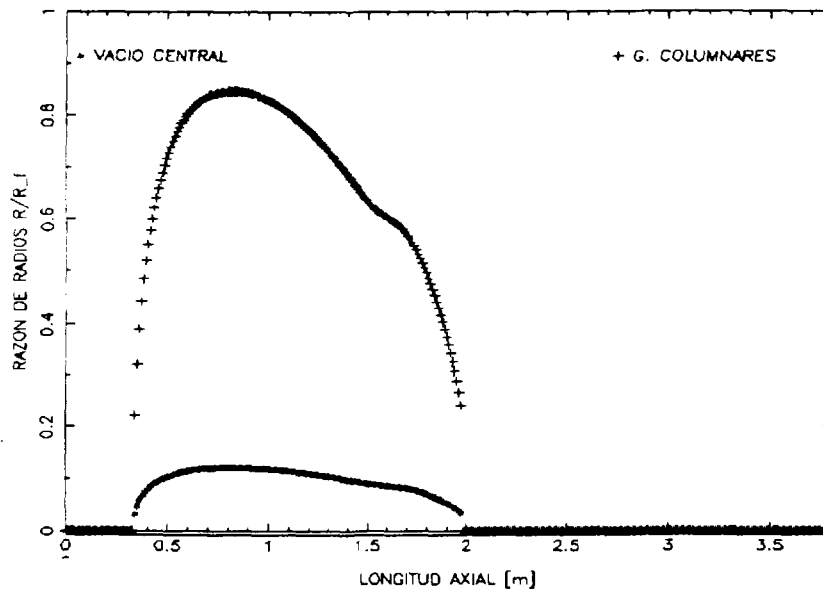


Figura 4.25 Redistribución del material combustible obtenida con TETO, 180 días después del inicio de ciclo.

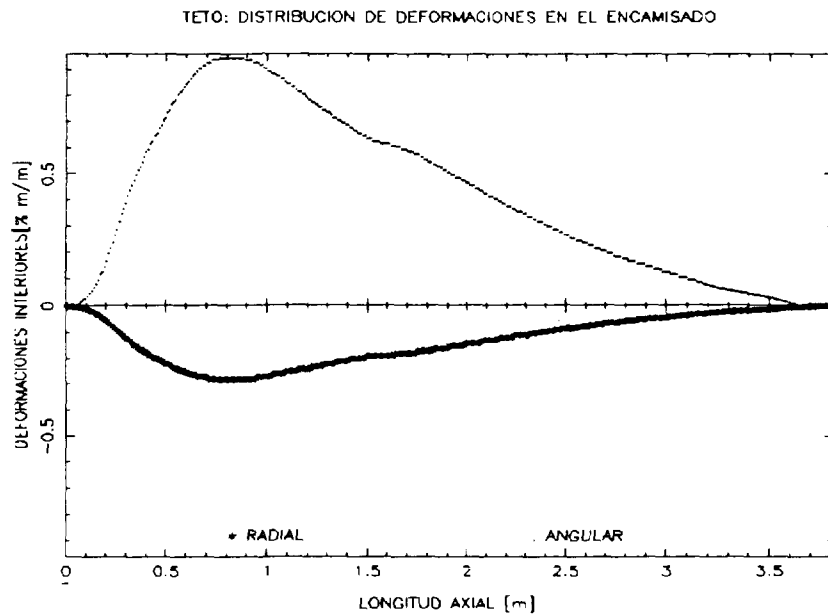


Figura 4.26 Distribución de deformaciones en el material combustible obtenidas con TETO a lo largo de la barra.

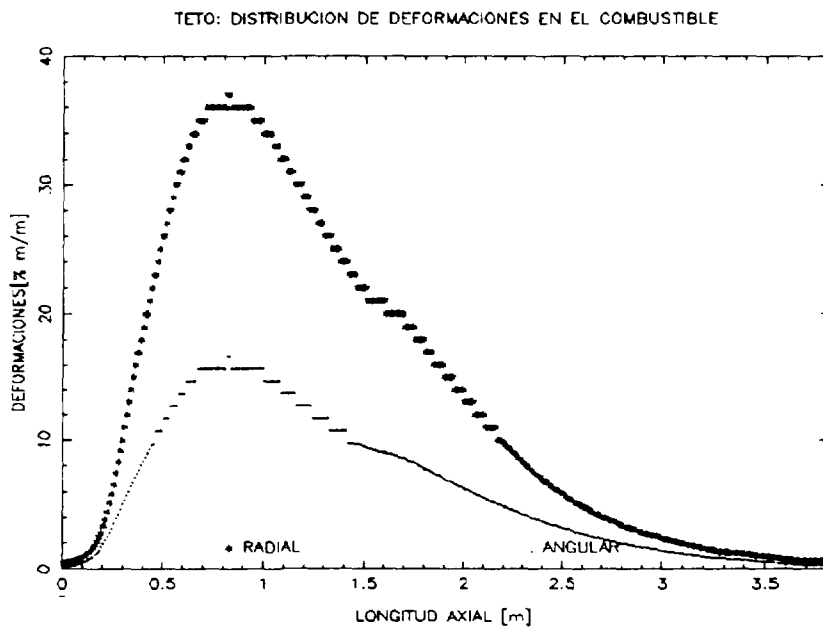


Figura 4.27 Deformaciones en el interior de la camisa obtenidas con TETO, 180 días después del inicio de ciclo.

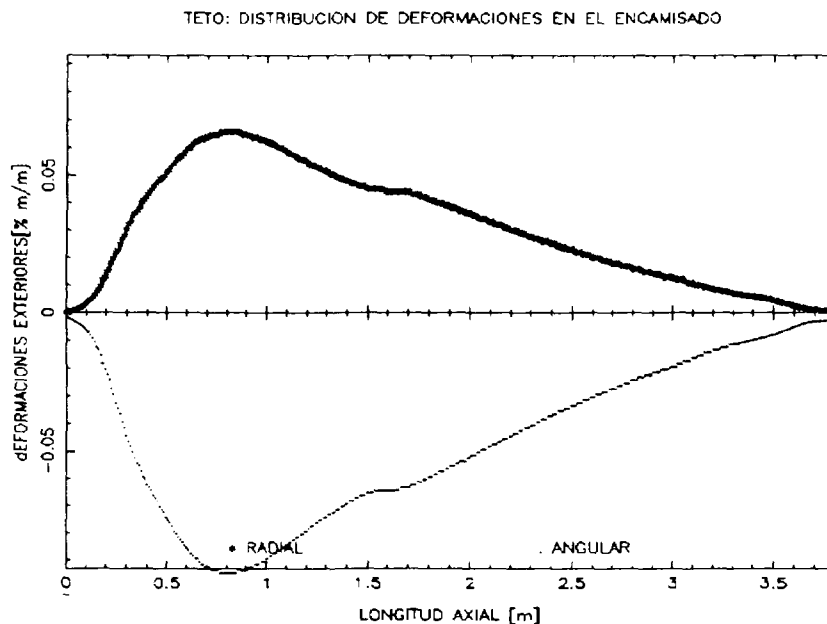


Figura 4.28 Deformaciones en el exterior de la camisa obtenidas con TETO, 180 días después del inicio de ciclo.

4.5 Comparación con otros códigos.

Con el fin de dar confianza a los resultados que se obtienen con el código TETO se realiza la comparación con otros códigos que aplican diferentes métodos de solución. De estos, se tomaron los códigos GAPCON-THERMAL2 Rev. 1^[4] y FEMAXI-IV^[5] los cuales a pesar de que son similares reportan resultados diferentes.

El código GAPCON-THERMAL2 Rev. 1 (GT2R1) simula el comportamiento térmico y mecánico de una barra combustible en operación durante su vida útil. Este código hace énfasis en el aspecto térmico del desempeño del combustible y en especial sobre la "conductancia del huelgo". Como se mencionó anteriormente, la conductancia del huelgo depende no solo de las temperaturas del combustible y la camisa, sino de otros parámetros más, incluyendo las deformaciones mecánicas. Sin embargo, el código reporta básicamente las temperaturas tanto en el centro de la barra, en la superficie de las pastillas, como en la región del refrigerante así como el valor del coeficiente de conductividad térmica del gap. GT2R2, una revisión de GT2R1, es usada por la U.S. Nuclear Regulatory Commission para auditar cálculos de códigos sobre el desempeño de combustibles nucleares.

El código FEMAXI-IV predice el comportamiento térmico y mecánico de una barra combustible de un reactor de agua ligera (Light Water Reactor) durante su vida de irradiación. Este puede analizar el comportamiento integral de una pequeña sección localizada de la barra combustible. Calculando las distribución de temperaturas, la deformación radial, la fuga de gases de fisión y la presión interna de gases como función del tiempo de irradiación y la posición axial. Asimismo, las tensiones y deformaciones en el combustible y la camisa son calculadas como función del tiempo de irradiación.

Al comparar los resultados que se obtienen al efectuar el análisis termo-mecánico de una barra combustible, realizando cálculos con los códigos FEMAXI, GT2R1 y TETO, se observan diferencias muy notables en cuanto a los valores de las temperaturas al centro de la barra combustible, en tanto que las temperaturas en la superficie de las pastillas combustibles que componen no presentan variaciones significativas. La diferencia de temperaturas hacia el centro de la barra se puede apreciar en la gráfica siguiente:

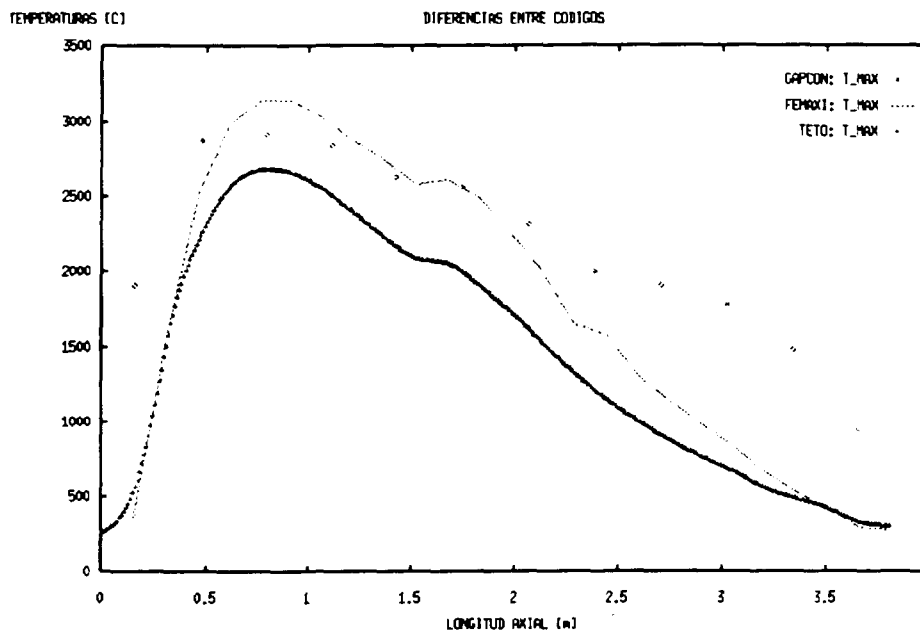


Figura 4.29 Diferencias entre las temperaturas del centro de la barra con tres códigos diferentes.

Como se puede notar los perfiles de temperatura son similares, sin embargo los tres códigos presentan variaciones de hasta 500 °C entre FEMAXI y TETO en el valor de la temperatura máxima y de 250 °C entre GAPCON y TETO, esto es, mientras los códigos FEMAXI y GAPCON muestran una región en la cual se sobrepasa la temperatura de fundido del UO_2 (2840 °C), TETO no presenta esta región y supone que en ningún punto de la barra se

presenta material fundido. Asimismo, el código GT2R1 presenta una sobreestimación de aproximadamente 1000 °C en la región superior de la barra con respecto a los otros códigos. Por otra parte, se observan además diferencias en los resultados que reportan FEMAXI y TETO para las deformaciones en el interior de la camisa notándose que TETO presenta valores del doble de los valores que reporta FEMAXI para la deformación angular y aproximadamente tres veces para la deformación radial (Figura 4.30).

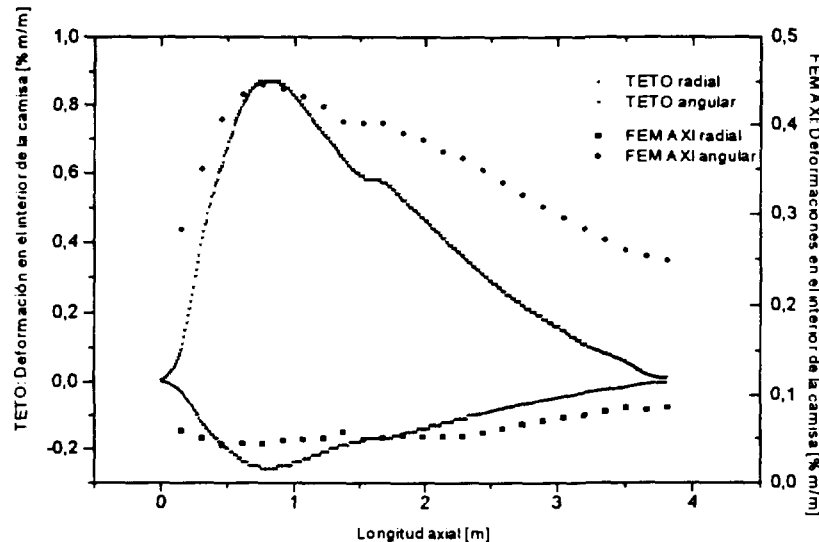


Figura 4. 30 Comparación de deformaciones en el interior de la camisa, entre los códigos TETO y FEMAXI

Sin embargo, después de analizar las diferencias que se presentan entre los códigos y debido a que TETO presenta valores con una sobreestimación en cuanto a los que se tienen con el código FEMAXI para el caso de las deformaciones que puede sufrir el encamisado de una barra combustible, se puede tener confianza en estos resultados, con lo que se puede tener un mayor margen de seguridad en la operación en la planta. Por otra parte, el desarrollo del código TETO es un intento por resolver un problema que resulta bastante complejo y con bastantes repercusiones tanto económicas, de diseño y seguridad en la operación de una central nucleoelectrónica.

4.6 Referencias.

1. "User Manual for PRESTO 87-1D, Fuel Management System Vol II", Scandpower A/S, April 1989.
2. "Ceramic Materials for Reactors", Nucleonics 11, (7), 20-22, 1954.
3. "U. S. Nuclear Regulatory Commission, Standard Review Plant, Part 4.", NUREG-0800, Rev. 3, July 1989.
4. M.E. Cunningham and C.E. Beyer, "GT2R2 - An Updated Version of GAPCON-THERMAL-2", NUREG/CR-3907, PNL-5178, September 1984.
5. T. Nakajima, "FEMAXI-IV - A Computer Code for the Analysis of Fuel Rod Behavior Under Transient Conditions", Nuclear Engineering and Design 88 (1985) 69-84.

Capítulo

5

Discusión y Conclusiones

Discusión.

De acuerdo con los resultados que se muestran en el capítulo anterior se puede inferir que el código TETO junto con la historia de operación del elemento combustible dentro del reactor, se podría establecer la probabilidad de falla en una de las barras que componen. Esto traería beneficios para los propietarios de la central nucleoelectrónica ya que se minimizarían los riesgos de un accidente.

Después de analizar los modelos que emplean los tres códigos para la determinación de la temperatura se encontró que TETO, a diferencia de los otros dos, no considera la depresión del flujo neutrónico, en el rango térmico. así como el tipo de solución del cual hace uso para resolver la ecuación de conducción de calor en el materia combustible.

a) Depresión del flujo de neutrones térmicos.

El hecho de que TETO no considere la depresión del flujo neutrónico se debe a la complejidad que representa el cálculo de la distribución de flujo neutrones para varios grupos de energía, lo cual se encuentra fuera del alcance de este trabajo, sin embargo, una vez que se ha determinado la importancia de incluir dicho cálculo, este se incorporará en una versión futura del código.

b) Métodos de solución de la ecuación de conductividad térmica en el material combustible.

Mientras que los códigos FEMAXI y GT2R1 emplean el método de diferencias finitas en la ecuación diferencial de conductividad térmica, TETO aproxima el cálculo de temperaturas por la solución de la ecuación integral.

Por otra parte, las diferencias que se tienen entre TETO y FEMAXI para las deformaciones en el interior de la camisa se deben a los diferentes métodos que se emplean para la determinación de estos parámetros. TETO al reportar resultados cuyos valores resultan ser más altos que FEMAXI, se considera que sus cálculos son más conservadores y pueden permitir un margen de seguridad aceptable.

Cabe mencionar que a pesar de que se pretende dar un código lo más completo que se pueda falta aún integrar parámetros los cuales son difíciles de modelar, además de que su estudio no está completo, un ejemplo de estos parámetros es la corrosión bajo esfuerzo. El estudio y comprensión de este fenómeno pretende ser en un futuro tema de tesis doctoral.

El anexar algún modelo para la corrosión bajo esfuerzo, así como el cálculo del flujo neutrónico en multigrupos son algunos de los puntos en los que se puede continuar en el desarrollo y mejoramiento de este código.

Conclusiones.

Con los resultados obtenidos con el código TETO y después de compararlo con otros códigos podemos concluir que :

1. El código TETO reproduce satisfactoria y confiablemente los fenómenos térmicos y mecánicos que ocurren a lo largo de una barra de combustible nuclear una vez que el elemento combustible nuclear es puesto en operación.
2. De acuerdo con los resultados anteriores, el código TETO es capaz de predecir, tomando en cuenta la historia de operación de un determinado elemento combustible, si alguna de las barras que lo componen presentará una falla durante su estancia dentro del núcleo del reactor.
3. De este modo, el código TETO puede ser utilizado como una herramienta para el diseño y operación de un elemento combustible nuclear dada su predictibilidad.
4. Con esta herramienta el Instituto Nacional de Investigaciones Nucleares estará en posibilidades analizar los elementos combustibles que son insertados en las dos unidades de la Central Nucleoeléctrica de Laguna Verde.

Anexo

Listado del código TETO

1.1 Archivo fuente.

```
PROGRAM TETO
C
C   CODIGO DE CALCULO DE
C   T_TEMPERATURAS
C   E_LONGACIONES Y
C   T_ENSIONES EN
C   O_PERACION
C
C   EL PROGRAMA ESTA ESCRITO EN FORTRAN 77 STANDARD DE MAQUINA
C   SILICON GRAFICS EN AMBIENTE UNIX, ADEMAS LA RUTINA EXTERNA
C   GRAFICAS HACE USO LA LIBRERIA GRAFICA PGPLOT. POR LO QUE
C   PARA LA VERSION PC U OTRA MAQUINA, SE DEBE DE COMENTARIAR
C   LAS LINEAS QUE TENGAN QUE VER CON EL SISTEMA, ASI COMO LAS
C   RELACIONADAS CON LA RUTINA EXTERNA.
C
C
C   INCLUDE 'COMMON A.INC'
C   DATA   NODOS /366/
C
CPC..      EXTERNAL GRAFICAS
C
C   INICIO DE PROGRAMA .....
C
CPC..      SEG      = SECNDS(0.0)
C
C
C   RUTINA DE APERTURA DE ARCHIVOS. VALIDA SOLO PARA PC
C   Y COMPILADO CON FORTRAN LAHEY 5.2
C
C   CALL OPENFL
C
C   LECTURA DE DATOS DE ENTRADA, SE TOMA LA UNIDAD 5 Y SE
C   GENERA UN ARCHIVO TEMPORAL EN LA UNIDAD 2.
C   EL ARCHIVO DE SALIDA, SE ESCRIBE EN LA UNIDAD 6
C
```

```

CALL INICIO

CALL SALIDA

C
C SE CALCULA EL VALOR DE LA INTEGRAL DE CONDUCTIVIDAD COMO FUNCION
C DE LA DENSIDAD, EN LOS CASOS DE LA DENSIDAD INICIAL Y LA DENSIDAD
C QUE SE ALCANZA EN LA DENSIFICACION DEL MATERIAL, Y LA CUAL PRODUCE
C LA REDISTRIBUCION DEL MATERIAL. SE CONSIDERA QUE ESTA DENSIDAD
C ALCANZA EL 0.98% DE LA DENSIDAD TEORICA.
C F_DT = FRACCION DE LA DENSIDAD TEORICA INICIAL
C RHS = FRACCION DE LA DENSIDAD TEORICA AL DENSIFICARSE (0.98%)
C
CALL INTEGRAL_COND(F_DT,AK1)
CALL INTEGRAL_COND(RHS ,AK2)

C
C INICIA CALCULOS
C
DO 10,I=2,NODOS + 1
C
C CALCULO DE TEMPERATURAS
C
CALL TEMPERATURAS(I,AK1)
C
C CALCULO DE LAS REGIONES CON REDISTRIBUCION
C
CALL REDISTRIBUCION(I,AK1,AK2)
C
C SWELLING....
C
SWEL = R_SW(F_DT,TCL,BUR(I),BUR0(I))
R_S = R_F * (1 + SWEL)**0.5
SSWEL = (R_S - R_F) * 1.E06
C
C FUGA DE PRODUCTOS DE FISION....
C
CALL RELEASE(Q(I),TCL,TFO,TIMEX,R_S,RADI(2),F_DT,FGAS,FNTG,
.      ETA_G,PP_G)
C
C DEFORMACIONES EN PASTILLA
C
CALL DEFORMACION(TCL,TFO,GRA,F_DT,Q(I),R_F,SWEL,AK1,TIMEX,I)
C
C ESFUERZOS EN LA CAMISA.....
C
CALL STRESS_C(TC,TCI,PP,PP_G,RADI(2),RADI(3),SCR,SCT,SCZ,
.      SCRR,SCRT,SCRZ)
RAV = (RADI(3) + RADI(2)) * 0.5
TAV = (TC + TCI) * 0.5
C
C TERMOFLUENCIA EN LA CAMISA
C
CCCP = C_CREEP(PP_G,RAV,DT,TAV,FLUXE(I),TIMEX)
C
C HINCHAMIENTO DE LA CAMISA
C
CLS = C_SWEL(FLUXE(I),TIMEX,TAV)
ESW = CLS / 3.
C
C DEFORMACIONES EN LA CAMISA
C

```

```

CALL DEF_CL(TCI, SCR, SCT, SCZ, CCCP, ESW, ER, ET, EZ)
CALL CLOC RP(TCI, ERT, ECT, ERE, ECE)
WRITE(14, '(15X, F5.2, 2E10.3, 3F10.3)')
      (I-1)*RADI(5), SCT, SCZ, ER, ET, EZ
CALL DEF_CL(TC, SCRR, SCRT, SCRZ, CCCP, ESW, ER, ET, EZ)
CALL CLOC RP(TC, ERT, ECT, ERE, ECE)
WRITE(15, '(15X, F5.2, 2E10.3, 3F10.3)')
      (I-1)*RADI(5), SCRT, SCRZ, ER, ET, EZ

10  CONTINUE
    CALL ESCRIBE

CPC..      SEG      = SECNDS(SEG)

C          WRITE(6, 816)SEG
CPC..      PRINT *, 'PROGRAMA TERMINADO, ', SEG, ' SEGUNDOS DE EJECUCION'

GOTO 990

990 STOP 'FIN DE EJECUCION'
    END

SUBROUTINE INICIO
INCLUDE 'COMMON A.INC'
DATA      HO      / 1184.3 /, PO / 71.358E05 /, LFRE /2100./
DATA      HTS     / 1272.14 /, HGS / 2770.5 /, CFRE /0.0791/
DATA      RHO_0   /780.0 /, PI   / 3.1415927 /, G / 9.8 /

C
C          LECTURA DE DATOS E INICIALIZACION DE VARIABLES
C
1  READ(5, '(A80)', ERR=999)LINE
   IF (LINE(1:5).EQ.'START') GOTO 2
   WRITE(2, '(A80)')LINE(7:80)
   GOTO 1
2  REWIND 2
   READ(2, '(A70)')TITULO
   READ(2, *) (RADI(I), I=1, 5)
   READ(2, *) F_DT
   READ(2, *) GRANO
   READ(2, *) F_M
   READ(2, *) T_LONG
   READ(2, *) (QQ(I), I=1, 26)
   READ(2, *) (BURN0(I), I=1, 26)
   READ(2, *) (BURN(I), I=1, 26)
   READ(2, *) (FLUX(I), I=1, 26)
   READ(2, *) RMD

C
C          DATOS GEOMETRICOS
C          R_F      RADIO DE LA PASTILLA
C          T_GAP    ESPESOR DEL GAP
C          DT       ESPESOR DE LA CAMISA
C          DIA      DIAMETRO EXTERIOR DE LA CAMISA
C          PITCH    SEPARACION ENTRE PASTILLAS (CENTRO-CENTRO)
C          D_Z      ALTURA DE LA PASTILLA
C          DE       DIAMETRO EQUIVALENTE

```

```

C   AREA      AREA DE FLUJO DE REFRIGERANTE
C   Z_0       PUNTO INICIAL, POR DEBAJO DEL CERO DE LA BARRA
C   T0        TEMPERATURA DE ENTRADA DEL REFRIGERANTE
C   TIMEX     TAMAÑO DEL PASO DE TIEMPO
C   GRA       TAMAÑO INICIAL DEL GRANO DE UO2
C

```

```

R_F = RADI(1)
T_GAP = RADI(2) - RADI(1)
DT = RADI(3) - RADI(2)
DIA = RADI(3) * 2
PITCH = RADI(4)
D_Z = RADI(5)
DE = DIA * (((4./PI)*(PITCH/DIA)**2) - 1.)
AREA = PITCH**2 - ((PI/4.) * DIA**2)
Z0 = - RADI(1)
T0 = 268.0
II = 0
RR(II) = 0
TIMEX = T_LONG * 365 * 24 * 3600
GRA = GRANO

```

```

C
C   PROPIEDADES INICIALES DEL REFRIGERANTE .....
C

```

```

C   RHO       DENSIDAD DEL REFRIGERANTE
C   RHO_U     DENSIDAD DEL REFRIGERANTE POR VELOCIDAD
C   TEMP      TEMPERATURA DEL REFRIGERANTE
C   W         FLUJO DE REFRIGERANTE
C   U         VELOCIDAD DEL REFRIGERANTE
C   TC        TEMPERATURA EN LA SUPERFICIE DE LA BARRA
C   TCI       TEMPERATURA EN LA PARED INTERIOR DE LA BARRA
C   TFO       TEMPERATURA EN LA SUPERFICIE DE LA BARRA
C   TCL       TEMPERATURA EN EL CENTRO DE LA BARRA
C

```

```

H(1) = H0
P(1) = P0
RHO = RHO_0
RHO_U = F_M / (64 * 444 * AREA)
TEMP = T0 + 273.
W = F_M / (64 * 444)
U = W / (RHO_0 * AREA)
TC = TEMP
TCI = TC
TFO = TCI
TCL = TFO

```

```

C
C   RHS       DENSIDAD QUE SE ALCANZA EN LA RESTRUCTURACION
C             DEL MATERIAL COMBUSTIBLE
C

```

```

RHS = 0.98

```

```

C
C   SE GENERAN LOS DATOS PARA CADA PASTILLA, PARTIENDO DE LOS
C   VALORES NODALES QUE REPORTA PRESTO.
C   SE HACE USO DE LA TECNICA DE INTERPOLACION POR FUNCIONES
C   SPLAIN (POLINOMIOS INTERPOLANTES DE ORDEN TRES)
C

```

```

CALL TRAZADOR(QQ,Q)
CALL TRAZADOR(BURN,BUR)
CALL TRAZADOR(BURN0,BUR0)
CALL TRAZADOR(FLUX,FLUXE)

```

```

RETURN

999 STOP 'ERROR EN ARCHIVO DE ENTRADA'
END

SUBROUTINE SALIDA
INCLUDE 'COMMON_A.INC'

WRITE(6,800)
WRITE(6,801)TITULO
WRITE(6,802)(RADI(I),I=1,5)
WRITE(6,803)F_DT,F_M,T_LONG,GRANO
WRITE(6,804)(I,QQ(I),BURN(I),FLUX(I),I=26,1,-1)

800 FORMAT(16X,46HTTTTTTTTTT EEEEEEEEE TTTTTTTTTT 000000000,/,
.      16X,46HTTTTTTTTTT EEEEEEEEE TTTTTTTTTT 000000000,/,
.      16X,46H TTTT EEEE TTTT 000 000,/,
.      16X,46H TTTT EEEE TTTT 000 000,/,
.      16X,46H TTTT EEEE TTTT 000 000,/,
.      16X,46H TTTT EEEEEEEE TTTT 000 000,/,
.      16X,46H TTTT EEEEEEEE TTTT 000 000,/,
.      16X,46H TTTT EEEE TTTT 000 000,/,
.      16X,46H TTTT EEEE TTTT 000 000,/,
.      16X,46H TTTT EEEEEEEEE TTTT 000000000,/,
.      16X,46H TTTT EEEEEEEEE TTTT 000000000,/,
.      ///,
.      16X,50(1H*),/,
.      16X,48H TEMPERATURA, ELONGACION Y TENSION EN OPERACION ,/,
.      16X,48H INSTITUTO NACIONAL DE INVESTIGACIONES NUCLEARES,/,
.      16X,48H DEPARTAMENTO DE SISTEMAS NUCLEARES ,/,
.      16X,48HDESARROLLADO POR: ,/,
.      16X,48H HECTOR HERNANDEZ LOPEZ ,/,
.      16X,50(1H*),///,
.      16X,48H DATOS DE ENTRADA AL CODIGO TETO PARA EL ANALISIS,/,
.      16X,48H TERMO-MECANICO DE ELEMENTOS COMBUSTIBLES ,/,
.      16X,48H DE REACTORES TIPO BWR ,/,
.      16X,50(1H*),//)

801 FORMAT(//,5X,70(1H-),/,5X,A70,/,5X,70(1H-),//)
802 FORMAT(10X,48H DATOS GEOMETRICOS DE LA BARRA COMBUSTIBLE: ,/,
.      10X,30HRADIO DE LA PASTILLA : ,F7.5,6H METROS,/,
.      10X,30HRADIO INTERIOR DE LA CAMISA : ,F7.5,6H METROS,/,
.      10X,30HRADIO EXTERIOR DE LA CAMISA : ,F7.5,6H METROS,/,
.      10X,30HLONGITUD DEL PITCH : ,F7.5,6H METROS,/,
.      10X,30HALTURA DE LA PASTILLA : ,F7.5,6H METROS,/)

803 FORMAT(10X,34H PORCIENTO DE LA DENSIDAD TEORICA: ,F5.3,3H %,/,
.      10X,37H CONDICIONES DE OPERACION DEL REACTOR: ,/,
.      10X,30H FLUJO MASICO DE REFRIGERANTE: ,F12.3,6H KG/SEG,/,
.      10X,30H PASO DE TIEMPO ANALIZADO : ,F12.3,6H DIAS,/,
.      10X,30H TAMAÑO INICIAL DE GRANO : ,F12.3,6H MICRAS,/)

804 FORMAT(10X,40H DISTRIBUCIONES POR NODO EN LA BARRA ,/,
.      20X,40H POTENCIA FLUJO ,/,
.      20X,40H NODO LINEAL QUEMADO RAPIDO ,/,
.      20X,40H [W/CM] [MWD/TMU] [n/(CM^2 S)],/,
.      26(20X,I4,2F12.2,E12.5/))

RETURN
END

SUBROUTINE OPENFL

```



```

OPEN (5, STATUS='OLD', FORM='FORMATTED', FILE='ENTRADA')
OPEN (6, FORM='FORMATTED', FILE='SALIDA')
OPEN (2, STATUS='SCRATCH')
OPEN (11, STATUS='SCRATCH')
OPEN (12, STATUS='SCRATCH')
OPEN (13, STATUS='SCRATCH')
OPEN (14, STATUS='SCRATCH')
OPEN (15, STATUS='SCRATCH')
REWIND 2
REWIND 5
REWIND 6
REWIND 11
REWIND 12
REWIND 13
REWIND 14
REWIND 15
RETURN
END

SUBROUTINE TRAZADOR(A,AQ)
C
C RUTINA TRAZADOR, FUE DESARROLLADA PARA GERERAR LOS PUNTOS
C INTERMEDIOS EN LA GENERACION LINEAL DE CALOR (LHG) OBTENIDA
C DE PRESTO, PARA UN CANAL DE COMBUSTIBLE.
C LOS VALORES DEL VECTOR AQ SON CALCULADOS POR MEDIO DE LA
C TECNICA DE INTERPOLACION DE FUNCIONES SPLAIN (TRAZADOR CUBICO).
C

REAL    L,MU
DIMENSION A(26),H(26),X(26),L(26),MU(26),AA(26),Z(26),
        C(26),B(26),D(26),AQ(382)
DATA    N / 26 /

C
DO 1,I=1,N
  X(I)= (I-1) * 6 * 0.0254
1  CONTINUE
DO 2,I=1,N-1
  H(I) = X(I+1) - X(I)
2  CONTINUE
DO 10,I=2,N-1
AA1 = A(I+1)*H(I-1) - A(I)*(X(I+1) - X(I-1)) + A(I-1)*H(I)
AA2 = H(I-1)*H(I)
AA(I) = 3*AA1 / AA2
10 CONTINUE
L(1) = 1.
MU(1) = 0.
Z(1) = 0.
DO 20,I=2,N-1
L(I) = 2.*(X(I+1) - X(I-1)) - H(I-1)*MU(I-1)
MU(I) = H(I) / L(I)
Z(I) = (AA(I) - H(I-1)*Z(I-1)) / L(I)
20 CONTINUE
L(N) = 1.
C(N) = 0.
Z(N) = 0.
DO 30, J=N-1,1,-1
C(J) = Z(J) - MU(J)*C(J+1)
B(J) = ((A(J+1) - A(J)) / H(J)) -
        ((H(J)*(C(J+1) + 2*C(J))) / 3.)

```

```

D(J) = (C(J+1) - C(J)) / (3.*H(J))
30  CONTINUE
DO 40, I=1, 367
XI = ((I-1) * 0.010410) - 0.005205
DO 50, J=1, N-1
IF((X(J).LE.XI).AND.(XI.LE.X(J+1))) GO TO 60
GO TO 50
60  XXI = XI - X(J)
AQ(I) = 100 * (A(J) + B(J)*XXI + C(J)*XXI**2 + D(J)*XXI**3)
50  CONTINUE
40  CONTINUE
RETURN
END

SUBROUTINE INTEGRAL_COND(F_RT, DAK)
C
C  SE REALIZA EL CALCULO DE LA INTEGRAL DE CONDUCTIVIDAD POR MEDIO
C  DE LA REGLA DE SIMPSON, TOMANDO COMO FUNCION DE K(T, F_DT) LA
C  DESCRITA EN LA SECCION 2.2.3
C
DIMENSION DAK(2850)
REAL DELTA, KTA, KTB
DATA M / 50 /
DATA T_A / 0 /
C
DO 40 J=1, 2840
T_B = J
DELTA = (T_B - T_A) / (2 * M)
KTA = T_K(T_A, F_RT)
KTB = T_K(T_B, F_RT)
XI0 = KTA + KTB
XI1 = 0.0
XI2 = 0.0
M1 = (2 * M) - 1
DO 30 I=1, M1
X = T_A + (I * DELTA)
MOD2 = MOD(I, 2)
IF(MOD2.NE.0) GO TO 10
GO TO 20
10  XI2 = XI2 + T_K(X, F_RT)
GO TO 30
20  XI1 = XI1 + T_K(X, F_RT)
30  CONTINUE
XI = (DELTA / 3.) * (XI0 + (2*XI2) + (4*XI1))
DAK(J) = ABS(XI)
40  CONTINUE
RETURN
END

SUBROUTINE TEMPERATURAS(INO, AAK1)
C
C  CALCULO DE LAS TEMPERATURAS EN EL REFRIGERANTE PARA UNA Y
C  DOS FASES CONSIDERANDO CAIDAS DE PRESION, TAL COMO SE DESCRIBE
C  EN LA SECCION 2.1
C
INCLUDE 'COMMON_A.INC'
DIMENSION AAK1(2840)
DATA H0 / 1184.3 /, P0 / 71.358E05 /, LFRE /2100./
DATA HTS / 1272.14 /, HGS / 2770.5 /, CFRE /0.0791/

```

```

DATA   RHO_0 /780.0 /,PI   / 3.1415927 /, G / 9.8 /

C
C   D_Z CORRESPONDE AL TAMAÑO DE PASO (ALTURA DE LA PASTILLA)
C
C   Z      = ((INO - 1) * D_Z ) - RAD1(1)
C
C   CALCULO DE PROPIEDADES DEL REFRIGERANTE EN FUNCION DE
C   LA TEMPERATURA, PARA EL CALCULO DEL COEFICIENTE DE
C   CONVECCION (hs) DE CALOR, POR MEDIO DE LA CORRELACION DE
C   DITTUS-BOELTER
C
C   VIS    = VISCOSIDAD CINEMATICA DEL AGUA
C   CP     = CAPACIDAD CALORIFICA DEL AGUA
C   KT     = CONDUCTIVIDAD TERMICA DEL AGUA
C   PR     = NUMERO DE PRANTL
C   RE     = NUMERO DE REYNOLDS
C   NU     = NUMERO DE NUSSELT
C   HS     = COEFICIENTE DE CONDUCCION DE CALOR
C   FRE    = FACTOR DE FRICCION EN EL CANAL
C   DPF    = CAIDA DE PRESION POR FICCION
C   DPH    = CAIDA DE PRESION POR ALTURA
C   DPK    = CAIDA DE PRESION POR FORMA DEL CANAL
C   P      = PRESION EN EL CANAL DE REFRIGERANTE
C   H      = ENTALPIA DE REFRIGERANTE COMO FUNCION DE LA PRESION
C   RHO    = DENSIDAD DEL REFRIGERANTE COMO FUNCION DE LA PRESION
C           Y ENTALPIA
C   TSS    = TEMPERATURA DEL REFRIGERANTE COMO FUNCION DE LA PRESION
C           Y ENTALPIA
C   X      = CALIDAD DEL REFRIGERANTE
C
C   VIS    = VMU(TEMP)
C   CP     = C_P(TEMP)
C   KT     = FK_T(TEMP)
C   PR     = (VIS * CP) / KT
C   RE     = (RHO U * DE) / VIS
C   NU     = 0.023 * PR**0.4 * RE**0.8
C   HS     = (KT / DE) * NU
C   IF(RE.LE.LFRE) FRE = 16 / RE
C   FRE    = CFRE * RE**(-0.25)
C
C   CALCULOS EN UNA SOLA FASE ...
C
C   DQ     = (Q(INO) + Q(INO-1)) / (2000 * W)
C   H(INO) = H(INO-1) + DQ*D_Z
C   HI     = H(INO)
C   IF(HI.GT.HTS) GO TO 30
C
C   CAIDAS DE PRESION...
C
C   DPF    = (2 * D_Z * RHO * (U**2) * FRE) / DE
C   DPH    = RHO * G * D_Z
C   DPK    = 0.0
C   P(INO) = P(INO-1) - DPF - DPH - DPK
C   PP     = P(INO)
C   TSS    = T_SAT(PP)
C
C   CALCULO DE PROPIEDADES EN FUNCION DE LA ENTALPIA Y PRESION
C   CALCULADOS ANTERIORMENTE
C

```

```

RHO = R_HP(HI, PP)
TEMP = T_HP(HI, PP)
U = W / (RHO * AREA)
RHO_U = RHO * U
C
C   CALCULO DE LA TEMPERATURA EN LA SUPERFICIE DE LA CAMISA
C
TC = TEMP + (Q(INO) / HS)
IF(TC.LE.TSS) GO TO 20
QBP = Q(INO) / (PI * DIA * 1.0E06)
QBP2 = QBP**0.25
PPM = PP * 1.E-05
EXPP = EXP(- PPM / 62)
TC = TSS + (25 * EXPP * QBP2)
GO TO 20
C
C   CALCULOS EN DOS FASES....
C
30  II = II + 1
    X_I = (HI - HTS) / HGS
    IF(II.EQ.1) GO TO 40
    GO TO 50
40  ALFA = 0.0
    RMN = 1.0
    DPA = 0.0
    GO TO 60
50  XX = (1 - X_I) / X_I
    ALFA = 1 / (1 + (RGL * XX))
    RR1 = (1 - X_I)**2 / (1 - ALFA)
    RR2 = (X_I**2 * R_L) / (ALFA**2 * R_G)
    RR(II) = RR1 + RR2
    RHO_U = RHO * U
    RMN = R_MN(PP, RHO_U, X_I)
    DPA = RHO * U**2 * (RR(II) - RR(II-1))
60  DPF = ((2 * D_Z * RHO * (U**2) * FRE) / DE) * RMN
    DPH = RHO * G * D_Z
    DPK = 0.0
    P(INO) = P(INO-1) - DPF - DPH - DPK - DPA
    PP = P(INO)
C
C   CALCULO DE PROPIEDADES DEL REFRIGERANTE (AGUA - VAPOR)
C
TSS = T_SAT(PP)
R_G = RHO_G(PP)
R_L = RHO_L(PP)
RGL = R_G / R_L
RHO = ((1 - ALFA) * R_L) + (ALFA * R_G)
U_G = ALFA * W / RHO
U_L = (1 - ALFA) * W / RHO
U = U_G + U_L
RHO_U = RHO * U
TEMP = T_SAT(PP)
C
C   CALCULO DE LA TEMPERATURA EN LA SUPERFICIE DE LA CAMISA
C
QBP = Q(INO) / (PI * DIA * 1.0E06)
QBP2 = QBP**0.25
PPM = PP * 1.E-05
EXPP = EXP(- PPM / 62)
TC = TSS + (25 * EXPP * QBP2)

```

```

C
C   CALCULO DE LA TEMPERATURA INTERIOR DE LA CAMISA
C
20  FK_C = TK_ZR(TC)
    DTC  = DT / (2.* PI * R_F * FK_C)
    TCI  = TC + Q(INO)*DTC
C
C   CALCULO DE LA TEMPERATURA EN LA PARED EXTERIOR DEL COMBUSTIBLE
C
    R_FB = RAD(1) * 1.01
    FH_GAS = FH_GAP(T_GAP,TCI,0.85,BUR(INO),R_FB)
    TFOH = TCI + (Q(INO) / (200 * PI * T_GAP * FH_GAS))
    TFO  = TFOH - 273.15
C
C   CALCULO DE LA TEMPERATURA EN EL CENTRO DEL COMBUSTIBLE
C
    CALL PT_INT(AAK1,TFO,K_F1)
    TCLOK = K_F1 + (Q(INO) / (4 * PI * 100))
    TCL  = T_INT(TCLOK)
C
C   ESCRITURA DE LA TEMPERATURAS EN LA UNIDAD TEMPORAL 11
C
    WRITE(11, '(15X,F5.2,5F10.3)')Z,TEMP-273.,TC-273.,TCI-273,TFO,TCL
    RETURN
    END
C
C   SUBROUTINE REDISTRIBUCION(INO,AAK1,AAK2)
C
C   ESTA RUTINA CALCULA LOS RADIOS DE LAS REGIONES EN LAS
C   QUE SE DITRIBUYE EL MATERIAL COMBUSTIBLE
C
    INCLUDE 'COMMON_A.INC'
    DIMENSION AAK1(2850), AAK2(2850)
    DATA      T1 / 1800 /
    DATA      RH1 / 0.98 /
    DATA      PI / 3.1415927 /
C
    Q1  = Q(INO) / 100.
    CALL PT_INT(AAK1,TFO,TK1)
    CALL PT_INT(AAK1,T1,TK2)
    TK12 = TK2 - TK1
    IF(TCL.GT.T1) GOTO 10
    RV   = 0.0
    RS   = 0.0
    R_RAD(1) = RV
    R_RAD(2) = RS
    WRITE(12, '(25X,F5.2,2F10.5)')(INO-1)*RAD(5),RV,RS
    RETURN
10  VF1  = 1. - ((4.* PI * TK12) / Q1)
    VF2  = VF1 * RAD(1)**2
    RS   = SQRT(VF2)
    VF3  = ((RH1 - F_DT) / RH1) * VF2
    RV   = SQRT(VF3)
    R_RAD(1) = RV
    R_RAD(2) = RS
    WRITE(12, '(25X,F5.2,2F10.5)')(INO-1)*RAD(5),RV,RS
    RETURN
    END

```

```

SUBROUTINE PT_INT(VK,T,V)
DIMENSION TT(3000), VK(2850)

DO 10,N = 1, 2850
TT(N) = N
10 CONTINUE
TV = T
M = 1
30 IF((TT(M).LT.TV).AND.(TV.LE.TT(M+1))) GO TO 40
M = M + 1
GO TO 30
40 V = ((VK(M+1) - VK(M)) / (TT(M+1) - TT(M))) * (TV - TT(M)) +
      VK(M)
RETURN
END

SUBROUTINE PI_TEM(VK,V,T)
DIMENSION TT(3000), VK(3000)

DO 10, N = 1,2850
TT(N) = N
10 CONTINUE
M = 1
30 IF((VK(M).LT.V).AND.(V.LE.VK(M+1))) GO TO 40
M = M + 1
GO TO 30
40 TE = ((TT(M+1) - TT(M)) / (VK(M+1) - VK(M))) * (V - VK(M)) + TT(M)
T = TE + 273.
RETURN
END

SUBROUTINE STRESS(T_M,T_O,CCQ,PS,D_LT,E_DT,AAK,SST,SSZ)
C
C CALCULO DE TENSIONES EN EL COMBUSTIBLE
C
DIMENSION AAK(3000)
DATA PI / 3.1415927 /

TM1 = T_M
TO1 = T_O
CALL PT_INT(AAK,T_M,VM)
CALL PT_INT(AAK,T_O,V0)
VKK = (VM - V0) / (TM1 - TO1)
VK = VKK * 100.
SST = (E_DT * D_LT * CCQ) / (8. * PI * (1. - PS) * VK)
SSZ = ((PS * E_DT * D_LT * CCQ) / (8. * (1. -PS) * VK * PI))
      - (E_DT * D_LT * (TM1 - (CCQ / (4. * VK)) - TO1))
RETURN
END

SUBROUTINE RELEASE(PL,TCLF,TSUP,TIM,RFC,RCI,DEN,FVAR,
                  NTGFT,ETAG,P_GAP)
C
C CALCULO DE LA FRACCION DE GASES DE FISION QUE SE FUGAN
C DEL COMBUSTIBLE

```

```

C
REAL    LF,NTGFT,N_A
DATA    AA / 3.2E-11 /,PI / 3.1415927 /, YXE / 0.25 /,
.       N_A / 6.023E23 /, R / 8.31441 /, PPP / 1.E-05 /
.       LF / 0.010410 /

FVAR    = FGASRL(TCLF,DEN,TIM)
PT      = PL * LF
TNFT    = (PT * TIM) / AA
NTGFT   = YXE * TNFT
ETAG    = FVAR * NTGFT / N_A
VOLGAP  = PI * (RCI**2 - RFC**2) * LF
P_GAP1  = ETAG * R * TSUP / VOLGAP
P_GAP   = P_GAP1 * PPP
RETURN
END

SUBROUTINE DEFORMACION
.       (TCP,TPS,TGRA,FD_T,QPRI,RR,DVV,AAKK,TX,INO)
C
C      CALCULO DE LAS DEFORMACIONES EN EL MATERIAL COMBUSTIBLE
C
DIMENSION AAKK(2850)
DATA    XX / 3.204E-11 /, PI /3.1415962 /, POIS / 0.316 /

SSR     = 0.0
FD_T1   = FD_T * 100.
TTL     = TPS
FF      = QPRI / (PI * (RR**2) * XX)
DLT     = D_LINEAL(TTL)
EDT     = Y_ELAST(TTL,FD_T)
ECT     = R_CREEP(TPS,TGRA,FD_T,FF)
CALL    STRESS(TCP,TPS,QPRI,POIS,DLT,EDT,AAKK,SST,SSZ)
ETT     = DLT * TTL
EDT1    = 1. / EDT
ER      = - EDT1 * (SSR - (POIS * (SST + SSZ)))
ET      = - EDT1 * (SST - (POIS * (SSR + SSZ)))
EZ      = - EDT1 * (SSZ - (POIS * (SSR + SST)))
E3      = DVV / 3.0
E2      = ECT * TX
ERT     = ER + ETT + E2 + E3
ETT     = ET + ETT + E2 + E3
E2T     = EZ + ETT + E2 + E3
WRITE(13,'(15X,F5.2,2E10.3,3F10.3)')
.       (INO-1)*0.010410,SST,SSZ,ERT,ETT,E2T
RETURN
END

SUBROUTINE STRESS_C(T1,T2,P,PO,RO,R_CD,SR,ST,SZ,SRR,SRT,SRZ)
C
C      CALCULO DE LAS TENSIONES EN LA CAMISA
C
REAL    LNRRO

TA      = (T1 + T2) / 2.
DTEM    = T2 - T1
YC      = Y_ZIRC(TA)
EC      = E_ZIRC(TA)
PC      = P_ZIRC(TA)
LNRRO   = LOG (R_CD / RO)

```

```

FCOMUN = (YC * EC * DTEM) / (2. * (1. - PC) * LNRRO)
FCOMUN2 = RO**2 / (R_CD**2 - RO**2)
SRTRO = - (LNRRO * FCOMUN2 * (1. - (R_CD**2 / RO**2)) + LNRRO) *
.
.
.
FCOMUN
STTRO = (1. - LOG(R_CD / RO) -
.
.
.
(FCOMUN2 * (1. + (R_CD**2 / RO**2)) * LNRRO)
)* FCOMUN
SZTRO = (1. - 2*LOG(R_CD / RO) - 2 * FCOMUN2 * LNRRO) * FCOMUN
SRTR = 0.0
STTR = FCOMUN
SZTR = (1. - 2 * FCOMUN2 * LNRRO) * FCOMUN
PB = P * 1.E-05
FCOMUN3 = PO / (1. - (RO / R_CD)**2)
SRPRO = - FCOMUN3 * (1. - (RO / R_CD)**2)
STPRO = FCOMUN3 * (1. + (RO / R_CD)**2 - (2. * PB / PO))
SZPRO = FCOMUN3 * ((RO / R_CD)**2 - (PB / PO))
SRPR = - FCOMUN3 * ((PB / PO) * (1. - (RO / R_CD)**2))
STPR = FCOMUN3 * ((2. * (RO / R_CD)**2) -
.
.
.
((2. * PB / PO) * (1. + (RO / R_CD)**2)))
SZPR = FCOMUN3 * ((RO / R_CD)**2 - (PB / PO))
SR = SRTR + SRPR
ST = STTR + STPR
SZ = SZTR + SZPR
SRR = SRTRO + SRPRO
SRT = STTRO + STPRO
SRZ = SZTRO + SZPRO
RETURN
END

```

```

SUBROUTINE CLOCPR(CTP,CRTSTN,CCTSTN,CRESTN,CCESTN)

```

C
C
C

```

CALCULO DE LA TERMOFLUENCIA EN EL ENCAMISADO

```

```

DATA AR,BR,AT,BT / -1.0687E-02, -1.3054E-03, -4.1498E-01,
.
.
.
1.3676E-03 /

```

```

CRTSTN = AR + BR*CTP
CCTSTN = AT + BT*CTP
CRESTN = EXP(CRTSTN) - 1.
CCESTN = EXP(CCTSTN) - 1.
RETURN
END

```

```

SUBROUTINE DEF_CL(TCM,SR1,ST1,SZ1,CCP,CSW,ER2,ET2,EZ2)

```

C
C
C

```

DEFORMACIONES EN EL ENCAMISADO

```

```

EM = Y_ZIRC(TCM)
PM = P_ZIRC(TCM)

ER2 = CCP + CSW + ((SR1 - (PM*(ST1 + SZ1))) / EM)
ET2 = CCP + CSW + ((ST1 - (PM*(SR1 + SZ1))) / EM)
EZ2 = CCP + CSW + ((SZ1 - (PM*(SR1 + ST1))) / EM)
RETURN
END

```

```

SUBROUTINE ESCRIBE

```

C


```

C   TERMINA DE ESCRIBIR EL ARCHIVO DE SALIDA
C
CHARACTER*113 LINE2

I = 0
J = 0
K = 0
L = 0
WRITE(6,806)
REWIND 11
10  READ(11, '(A80)', END=20) LINE2
    I = I + 1
    MODL = MOD(I, 14)
    IF(MODL.NE.0) GOTO 10
    WRITE(6, '(A113)') LINE2
    GO TO 10
20  WRITE(6,810)
    REWIND 12
30  READ(12, '(A80)', END=40) LINE2
    J = J + 1
    MODL = MOD(J, 14)
    IF(MODL.NE.0) GOTO 30
    WRITE(6, '(A80)') LINE2
    GO TO 30
40  WRITE(6,812)
    REWIND 13
50  READ(13, '(A80)', END=60) LINE2
    K = K + 1
    MODL = MOD(K, 14)
    IF(MODL.NE.0) GOTO 50
    WRITE(6, '(A80)') LINE2
    GO TO 50
60  WRITE(6,814)
    REWIND 14
70  READ(14, '(A80)', END=80) LINE2
    L = L + 1
    MODL = MOD(L, 14)
    IF(MODL.NE.0) GOTO 70
    WRITE(6, '(A80)') LINE2
    GO TO 70
80  WRITE(6,816)
    REWIND 14
90  READ(14, '(A80)', END=100) LINE2
    L = L + 1
    MODL = MOD(L, 14)
    IF(MODL.NE.0) GOTO 90
    WRITE(6, '(A80)') LINE2
    GO TO 90
100 RETURN
806  FORMAT(//, 14X, 60(1H*), //,
.19X, 51HDISTRIBUCION DE TEMPERATURAS A LO LARGO DE LA BARRA,
.//, 14X, 60(1H*), //, 37X, 6HCAMISA, 12X, 10H PASTILLA , /
.15X, 6HALTURA, 10H AGUA , 10HSUPERFICIE, 10H INTERIOR ,
.10HSUPERFICIE, 10H MAXIMA , /, 15X, 6HMETROS, 5(10H [GRAD C] ), /)
810  FORMAT(//, 14X, 60(1H*), //,
.19X, 51HDISTRIBUCION DEL MATERIAL COMBUSTIBLE EN LA BARRA,
.//, 14X, 60(1H*), //, 30X, 20HRADIOS POR REGIONES , /
.25X, 6HALTURA, 10H VACIO , 10H GRANOS , /,
.25X, 6HMETROS, 10H CENTRAL , 10HCOLUMNARES, /)
812  FORMAT(//, 14X, 60(1H*), //,

```

```

      .19X,51HTENSIONES Y ELONGACIONES EN EL MATERIAL COMBUSTIBLE,
      .//,14X,60(1H*),//,30X,7HTENSION,12X,10HELONGACION,/
      .15X,6HALTURA,10H ANGULAR ,10H AXIAL ,10H RADIAL ,
      .10H ANGULAR ,10H AXIAL ,/,
      .15X,6HMETROS,2(10H [MPa] ),3(10H [ % m/m] ),/)
814  FORMAT(//,14X,60(1H*),//,
      .19X,51H TENSIONES Y ELONGACIONES EN LA CAMISA, INTERIOR ,
      .//,14X,60(1H*),//,30X,7HTENSION,12X,10HELONGACION,/
      .15X,6HALTURA,10H ANGULAR ,10H AXIAL ,10H RADIAL ,
      .10H ANGULAR ,10H AXIAL ,/,
      .15X,6HMETROS,2(10H [MPa] ),3(10H [ % m/m] ),/)
816  FORMAT(//,14X,60(1H*),//,
      .19X,51H TENSIONES Y ELONGACIONES EN LA CAMISA, EXTERIOR ,
      .//,14X,60(1H*),//,30X,7HTENSION,12X,10HELONGACION,/
      .15X,6HALTURA,10H ANGULAR ,10H AXIAL ,10H RADIAL ,
      .10H ANGULAR ,10H AXIAL ,/,
      .15X,6HMETROS,2(10H [MPa] ),3(10H [ % m/m] ),/)
      END

      FUNCTION T_INT(TI)
      DATA TLIM / 62.5 /

      IF(TI.LE.TLIM) GOTO 10
      T_INT = - 2669.82 + 91.22*TI - 0.355*TI**2
      RETURN
10   T_INT = 464.8*EXP(TI/40.4) - 485.761 + 1.34*TI - 0.0351*TI**2
      RETURN
      END

      FUNCTION VMU(T)

C
C
C   FUNCION DE VISCOSIDAD EN FUNCION DDE LA TEMPERATURA
C   MU = (NEWTON * SEG) / M**2
C
      DATA A /2.414E-05/, B /10/

      POT = 247.8 / (T-140)
      VMU = A * B**POT
      RETURN
      END

      FUNCTION R_HP(E,PRE)
      DATA A / 14.5038 /, B / 1E05 /, C / 0.4299226 /

C
C   CALCULO DE LA DENSIDAD DEL REFRIGERANTE EN FUNCION
C   DE LA ENTALPIA Y LA PRESION
C   ESTA RUTINA FUE OBTENIDA DEL (KAPL-M-6734, 1967)
C   ORIGINALMENTE ESTA PROGRAMADA PARA UNIDADES DEL SISTEMA
C   INGLES, PERO SE REALIZARON LOS CAMBIOS DE UNIDADES
C   ADECUADOS PARA EL SISTEMA INTERNACIONAL
C
C   RHO = KG / M3
C
      E1 = E * C
      PRE1 = (PRE * A) / B
      IF(E1.GE.280) GO TO 10
      GO TO 20
10   DENS = 92.924 + (5.761E-4*PRE1) + ((39440.2 + 1.6386*PRE1) /
      .           (E1 - (1377.35 + 0.035704*PRE1)))

```

```

      GO TO 30
20  DENS = 62.4 + (2.14E-4 * PRE1) + ((1.438E-9*PRE1 -
      .      8.75E-5)*E1**2) + ((2.32E-10 - 6.2E-15*PRE1)*E1**4)
30  R_HP = DENS * 16.02
      RETURN
      END

      FUNCTION T_HP(E,PRE)
C
C  CALCULO DE LA TEMPERATURA DEL REFRIGERANTE EN FUNCION
C  DE LA ENTALPIA Y LA PRESION
C  T = GRADOS CELSIUS
C
      DIMENSION  TT(21),HH(21),PP(21),PPA(21)
      DATA      TT / 533,535,537,539,541,543,545,547,549,
      .          551,553,555,557,559,561,563,565,567,
      .          569,571,573 /
      DATA      HH / 1124.9, 1144.9, 1154.9, 1165.0, 1175.1,
      .          1185.2, 1195.4, 1206.7, 1216.0, 1226.4,
      .          1236.8, 1247.3, 1257.9, 1268.5, 1279.2,
      .          1290.0, 1300.9, 1311.8, 1322.8, 1333.9,
      .          1345.1 /
      DATA      PP / 46.943, 48.481, 50.071, 51.693, 53.355,
      .          55.058, 56.802, 58.587, 60.415, 62.287,
      .          64.202, 66.161, 68.166, 70.218, 72.315,
      .          74.461, 76.654, 78.879, 81.189, 83.532,
      .          85.927 /
      DATA      AA / 1E05 /, N / 21 /

      DO 10,I=1,N
      PPA(I) = PP(I)*AA
10  CONTINUE
      IF((PPA(1).GT.PRE).OR.(PPA(N).LT.PRE)) GO TO 20
      GO TO 30
20  WRITE(*,*)'ERROR EN T(H,P),PRESION (' ,PRE,') FUERA DE RANGO'
      STOP
30  IF((HH(1).GT.E).OR.(HH(N).LT.E)) GO TO 40
      GO TO 50
40  WRITE(*,*)'ERROR EN T(H,P),ENTALPIA (' ,E,') FUERA DE RANGO'
      STOP
50  DO 70,I=1,N
      IF((HH(I).LE.E).AND.(HH(I+1).GT.E)) GO TO 60
      GO TO 70
60  THP = ((TT(I+1) - TT(I)) / (HH(I+1) - HH(I))) * (E - HH(I))
      .      + TT(I)
70  CONTINUE
      T_HP = THP
      RETURN
      END

      FUNCTION C_P(TT)
C
C  CALCULO DE LA CAPACIDAD CALORIFICA DEL REFRIGERANTE
C  EN FUNCION DE LA TEMPERATURA
C  C_P = J / (KG * K)
C
      DATA      A / 11.1558 /,      B / 7.96443E-02 /,
      .          C / 1.74799E-04 /,  D / 1.29156E-07 /,
      .          E / 2.13974 /,      F / 9.68137E-03 /,
      .          G / 2.68536E-05 /,  H / 2.42139E-08 /,

```

```

      FC / 4.1839954 /

      TT2 = TT**2
      TT3 = TT**3
      IF((410.LE.TT).AND.(TT.LE.590)) GO TO 10
      GO TO 20
10    C_P1 = B * TT
      C_P2 = C * TT2
      C_P3 = D * TT3
      CPF  = - A + C_P1 - C_P2 + C_P3
      C_P  = CPF * FC
      RETURN
20    IF((273.LE.TT).AND.(TT.LT.410)) GO TO 30
      GO TO 40
30    C_P1 = F * TT
      C_P2 = G * TT2
      C_P3 = H * TT3
      CPF  = - E + C_P1 - C_P2 + C_P3
      C_P  = CPF * FC
      RETURN
40    WRITE(*,*) 'ERROR EN C_P, TEMPERATURA FUERA DE RANGO'
      STOP
      END

      FUNCTION FK_T(TT)
C
C      FK_T = W / (M * K)
C
      DATA A / 3.1448244E-01 /, B / 4.814649E-03 /,
      C / 5.8914147E-06/

      IF((273.LE.TT).AND.(TT.LE.600)) GO TO 10
      GO TO 20
10    FK_T = - A + B*TT - C*(TT**2)
      RETURN
20    WRITE(*,*) 'ERROR EN FK_T, TEMPERATURA FUERA DE RANGO'
      STOP
      END

      FUNCTION T_SAT(P_SY)
C
C      CALCULO DE LA TEMPERATURA DE SATURACION DEL REFRIGERANTE
C      EN FUNCION DE LA PRESION
C
      DIMENSION P(3),T(3)
      DATA P / 70.E05, 71.E05, 72.E05 /
      DATA T / 559.01, 559.97, 560.92 /

      IF((P(1).LE.P_SY).AND.(P_SY.LT.P(2)))
      T_SAT = ((T(2) - T(1)) / (P(2) - P(1))) * (P_SY - P(1)) + T(1)
      IF((P(2).LE.P_SY).AND.(P_SY.LT.P(3)))
      T_SAT = ((T(3) - T(2)) / (P(3) - P(2))) * (P_SY - P(2)) + T(2)
      T_SAT = T(3)
      RETURN
      END

      FUNCTION RHO_G(P_SY)
C
C      DENSIDAD DEL REFRIGERANTE EN SU FASE GASEOSA, EN FUNCION
C      DE LA PRESION

```

```

C
  DIMENSION P(3),T(3)
  DATA P / 70.E05, 71.E05, 72.E05 /
  DATA T / 36.533, 37.118, 37.706 /

  IF((P(1).LE.P_SY).AND.(P_SY.LT.P(2)))
  .RHO_G = ((T(2) - T(1)) / (P(2) - P(1))) * (P_SY - P(1)) + T(1)
  IF((P(2).LE.P_SY).AND.(P_SY.LT.P(3)))
  .RHO_G = ((T(3) - T(2)) / (P(3) - P(2))) * (P_SY - P(2)) + T(2)
  RHO_G = T(3)
  RETURN
  END

  FUNCTION RHO_L(P_SY)
C
C  DENSIDAD DEL REFRIGERANTE EN SU FASE LIQUIDA, EN FUNCION
C  DE LA PRESION
C
  DIMENSION P(3),T(3)
  DATA P / 70.E05, 71.E05, 72.E05 /
  DATA T / 739.90, 738.12, 736.35 /

  IF((P(1).LE.P_SY).AND.(P_SY.LT.P(2)))
  .RHO_L = ((T(2) - T(1)) / (P(2) - P(1))) * (P_SY - P(1)) + T(1)
  IF((P(2).LE.P_SY).AND.(P_SY.LT.P(3)))
  .RHO_L = ((T(3) - T(2)) / (P(3) - P(2))) * (P_SY - P(2)) + T(2)
  RHO_L = T(3)
  RETURN
  END

  FUNCTION H_FG(P_SY)
C
C  ENTALPIA DE LA MEZCLA VAPOR-LIQUIDO, EN FUNCION DE LA PRESION
C
  DIMENSION P(3),T(3)
  DATA P / 70.E05, 71.E05, 72.E05 /
  DATA T / 1504.8, 1498.3, 1491.9 /

  IF((P(1).LE.P_SY).AND.(P_SY.LT.P(2)))
  .H_FG = ((T(2) - T(1)) / (P(2) - P(1))) * (P_SY - P(1)) + T(1)
  IF((P(2).LE.P_SY).AND.(P_SY.LT.P(3)))
  .H_FG = ((T(3) - T(2)) / (P(3) - P(2))) * (P_SY - P(2)) + T(2)
  H_FG = T(3)
  RETURN
  END

  FUNCTION R_MN(P,G,X)
C
C  FUNCION QUE CALCULA EL MULTIPLICADOR DE MARTINELLI-NELSEN
C  EN FUNCION DE LA PRESION, FLUJO MASICO Y CALIDAD DEL VAPOR
C  DE AGUA, PARA EL CASO DE FLUJO EN DOS FASES....
C  EL VALOR DEVUELTO POR ESTA FUNCION ES ADIMENSIONAL..
C
  DATA A / 14.5038E-05 /, C / 7.382E02 /, D / 1.E06 /

  P1 = P * A
  P2 = P1 / 1.E03
  P3 = LOG(P1)
  G1 = D / (G * C)

```

```

      IF(G1.LE.0.7)
      .OMEGA = 1.36 + 0.5*P2 + 0.1*G1 - 0.714*P2*G1
      OMEGA = 1.26 - 0.4*P2 + 0.119*G1 + 0.28*P2*G1
      IF(X.GT.0.8) STOP
      PHI2 = 1 + 5.62E03*X - 4.92E01*(X**2) + 6.85E-06*(X**2)*P1 -
      .      2.71E-13*(X**2)*(P1**2) - 6.58E02*X*P3 +
      .      19.2*X*(P3**2)
      R_MN = OMEGA * PHI2
      RETURN
      END

      FUNCTION TK_ZR(TT)
C
C      COEFICIENTE DE CONDUCTIVIDAD EL ZIRCALOY, EN FUNCION
C      DE LA TEMPERATURA
C
      REAL KZR
      DATA A / 7.151 /, B / 2.472E-03 /, C / 1.674E-06 /,
      .      D / 3.334E-10 /, FC / 0.5778 /

      T = (9 / 5)*(TT - 273) + 32
      KZR = A + B*T + C*(T**2) - D*(T**3)
      TK_ZR = KZR / FC
      RETURN
      END

      FUNCTION T_K(T,F)
C
C      FUNCION DEL COEFICIENTE DE CONDUCTIVIDAD TERMICA DEL UO2
C      COMO FUNCION DE LA DENSIDAD
C
      REAL RHT,B1,B2,B3,B4,B5
      DATA RHT /10.98/
      DATA B1 /40.4/, B2 /464/, B3 /1.216E-04/
      DATA B4 /1.867E-03/, B5 /0.0191/
C
      FRHO = (F * RHT) / RHT
      BETA = 2.58 - (0.58E-3 * T)
      ETA1 = 1 - (BETA * (1 - FRHO))
      ETA2 = 1 - (BETA * 0.05)
      ETA = ETA1 / ETA2
      TK0 = B3 * EXP(B4*T)
      IF(T.LE.1650.0) GO TO 10
      GO TO 20
10      TK1 = B1 / (B2 + T)
      TK = ETA * (TK1 + TK0)
      GO TO 30
20      TK = ETA * (B5 + TK0)
30      CONTINUE
      T_K = TK
      RETURN
      END

      FUNCTION F_K(IV,TTT)
C
C      COEFICIENTE DE CONDUCTIVIDAD TERMICA PARA:
C      IV = 1, HELIO
C      IV = 2, XENON
C
      DIMENSION A(2),B(2)

```

```

DATA      A / 3.366E-03, 4.0288E-05 /,
.         B / 0.668, 0.872 /
IF(IV.EQ.1) F_K = A(1) * (TTT**B(1))
F_K      = A(2) * (TTT**B(2))
RETURN
END

FUNCTION TK_MIX(TT, FH)
C
C  CALCULO DEL COEFICIENTE DE CONDUCTIVIDAD TERMICA EN EL GAP
C  PARA LA MEZCLA DE GASES He Y Xe
C
DIMENSION RK(2),XX(2),PM(2),PHI(2,2),PSI(2,2)
DATA      PM / 4.0026, 131.3 /

XX(1) = FH
XX(2) = 1. - FH
DO 1, I=1, 2
RK(I) = F_K(I,TT)
1  CONTINUE
SUMA  = 0.0
DO 3, I=1, 2
SUMA1 = 0.0
DO 2, J=1, 2
IF(J.EQ.I) GO TO 2
PMM   = PM(I) / PM(J)
RKK   = RK(I) / RK(J)
PHI(I,J) = ((1. + (RKK**0.5) * (PMM**0.25))**2)
.      / ((8 * (1. + PMM))**0.5)
PPMM  = (PM(I)-PM(J))*(PM(I)-0.142*PM(J))/(PM(I)+PM(J))**2
PSI(I,J) = PHI(I,J) * (1. + 2.41*PPMM)
SUMA1 = SUMA1 + (PSI(I,J)*XX(J)/XX(I))
2  CONTINUE
SUMA  = SUMA + (RK(I) / (1. + SUMA1))
3  CONTINUE
TK_MIX = SUMA
RETURN
END

FUNCTION FH_GAP(D_R,T_M,ETA,BU,R_F)
C
C  CALCULO DEL COEFICIENTE DE CALOR EN EL GAP
C
DATA DEL_TA / 4.40E-06 /, A / 600.0 /, B /1000. /,
.         C1 / 5.0E-04 /, PCI / 6.895E06 /
FKMIX = TK_MIX(T_M,ETA)
H_O   = FKMIX / (D_R + DEL_TA)
IF(BU.LE.A) FPRIM = 0.0
FPRIM = 1. - (1. / (((BU - A) / B)**4 + 1.))
A1    = 100. - 98*FPRIM
A2    = 4. - 0.5*FPRIM
F     = (1. / (A1*((D_R*100./R_F)**A2) + 1.429)) + 0.3
IF(F.LT.1.) PC = 0.0
PC    = PCI
H_C   = (C1 * (PC**0.5)) + (FKMIX / DEL_TA)
FH_GAP = ((1. - F) * H_O) + (F * H_C)
RETURN
END

```

```

FUNCTION R_SW(F_DEN,TTH,BU1,BU)
C
C  CALCULO DE LA FRACCION QUE SUFRE HINCHAMIENTO EN EL
C  MATERIAL COMBUSTIBLE
C
REAL*8  V_G,T2811,A,T28
DATA    V_S / 7.435E-13 /, V_G / 2.617D-39 /
DATA    CON / 86.4 /, AA / 2.4E-10 /, A / 11.73 /
C
TT      = TTH + 273.15
BBU     = (BU1 - BU) / CON
BB2     = BU1 / CON
FDEN    = F_DEN * 10.98 * 1000.
RSSW    = V_S * FDEN * BBU
IF(TT.GT.2800.) GO TO 10
T28     = 2800. - TT
T2811= T28**A
T28AB   = (- 0.0162 * T28)
ET28    = EXP(T28AB)
BUFDE   = - AA * BB2 * FDEN
EBUF    = EXP(BUFDE)
RGSW    = V_G * FDEN * BBU * T2811 * ET28 * EBUF
GO TO 20
10      RGSW = 0.0
20      R_SW = RSSW + RGSW
RETURN
END

FUNCTION FGASRL(TTH,FRT,TMM)
C
C  FRACCION DE GASES DE FISION QUE SE PRODUCEN EN EL
C  COMBUSTIBLE
C
FTEMM   = TTH + 273.15
DEN      = FRT * 100.
TIMM    = TMM / 3600.
IF(FTEMM.LE.935.6)GOTO 25
AK1     = EXP(-6917./FTEMM + 33.95 - 0.338*DEN)
AK2     = 0.25*EXP(-14800./FTEMM)
GOTO 30
25      AK1 = EXP(-6917./935. + 33.95 - 0.338*DEN)
        AK2 = 0.25*EXP(-14800./935.)
30      FGASRL = 1. - (1. - AK1)*(1. - EXP(-AK2*TMM)) / (AK2*TMM)
RETURN
END

FUNCTION D_LINEAL(T_PRM)
C
C  COEFICIENTE DE EXPANSION TERMICA, PARA EL UO2
C
DIMENSION A(4)
DATA    A / -4.972E-04, 7.107E-06, 2.581E-09, 1.140E-13 /

SUMA    = 0.0
DO 10,I=1,4
TPRM    = T_PRM**(I-1)
SUMA    = SUMA + A(I)*TPRM

```



```

10  CONTINUE
    D_LINEAL = SUMA
    RETURN
    END

    FUNCTION Y_ELAST(T_PROM,DDT)
C
C  MODULO DE YOUNG PARA EL UO2
C
    DATA      A / 2.26E11 /, B / 1.131E-04 /

    AA1      = 1. - (B * T_PROM)
    AA2      = 1. - (2.62 * (1. - DDT))
    Y_ELAST = A * AA1 * AA2
    RETURN
    END

    FUNCTION R_CREEP(T_PRM,GG,DD,FP)
C
C  RAZON DE ARRASTRE LENTO (TERMOFLUENCIA) DEL UO2
C
    DIMENSION A(7), AC(3)
    DATA      A / 3.91E05, 1.305E-13, -87.7, 203.7,0.0,-90.5,
                3.723E-29 /
    DATA      AC / 376740.0, 552552.0, 21767.0 /
    DATA      R / 8.314 /

    S_TRANS  = 165.5 * (GG**(-.05714))
    RT       = R * T_PRM
    TERM1    = ((A(1)+A(2)*FP)*S_TRANS*EXP(-AC(1)/RT)) / ((
                A(3)+DD)*(GG**2))
    TERM2    = (A(4)*(S_TRANS**4.5)*EXP(-AC(2)/RT)) / (A(6)+DD)
    TERM3    = A(7)*S_TRANS*FP*EXP(-AC(3)/RT)
    R_CREEP  = TERM1 + TERM2 + TERM3
    RETURN
    END

    FUNCTION Y_ZIRC(T_P)
C
C  MODULO DE YOUNG PARA EL ZIRCALOY
C
    DATA A,B / 1.148E11, 5.99E07 /

    Y_ZIRC   = A - (B * T_P)
    RETURN
    END

    FUNCTION E_ZIRC(T_P)
C
C  COEFICIENTE DE EXPANSION TERMICA DEL ZIRCALOY
C
    DATA A,B / 2.073E-03, 6.721E-06 /

    E_ZIRC   = (B * T_P) - A
    RETURN
    END

    FUNCTION P_ZIRC(T_P)
C
C  RAZON DE POISON PARA EL ZIRCALOY

```

```

C
  DATA A,B / 0.333, 1.26E-04 /
  P_ZIRC = A - (B * T_P)
  RETURN
  END

  FUNCTION C_CREEP(PPI,RAVG,ESPE,TAVG,FEP,TIM)
C
C
C
  RAZON DE ARRASTRE LENTO (TERMOFLUENCIA) DEL ZIRCALOY
C
  DATA A,B,C,RID / 5.7E-12, 4.97E-08, -42.E03, 8.314 /
  SIGMAE = (PPI * 1.E05 * RAVG / ESPE) * (3/4)**0.5
  TT8 = TAVG**(-7)
  FLX = FEP**(0.65)
  AA1 = 1 + (1.E08 * TT8 * FLX)
  AA2 = SIGMAE + (710. * EXP(B * SIGMAE))
  AA3 = RID * TAVG
  AA3 = EXP(C / AA3)
  AA = A * AA1 * AA2 * AA3
  TIM = TIM**0.5
  C_CREEP = AA * TIM
  RETURN
  END

  FUNCTION C_SWEL(FLU,TIM,TAVG)
C
C
C
  FRACCION DE HINCHAMIENTO QUE SUFRE LA CAMISA DE ZIRCALOY
C
  REAL*8 AA,FLUT15, POL
  DATA AA,A,B,C,D / 9.E-35, 4.028, -3.712E-02, 1.0145E-04,
    -7.879E-08 /
  FLUT15 = (FLU * TIM)**1.5
  XX = TAVG - 273.
  POL = A + B*XX + C*(XX**2) + D*(XX**3)
  C_SWEL = AA * FLUT15 * POL
  RETURN
  END

```

1.2 Archivo COMMON_A.INC

```

C
  LAS DIMENSIONES SE DECLARAN DE ACUERDO CON LO SIGUIENTE:
C
C
C
  382 = LONGITUD DE LA BARRA EN CM + 1
C
  26 = NUMERO DE NODOS PRESTO + 1
C
  5 = NUMERO DE VARIABLES GEOMETRICAS DE ENTRADA
C
  DEFINICION DE VARIABLES
C
C
C
  BURN, BUR          QUEMADO DE LA BARRA EN UNIDADES DE MWD/TMU
C
  QQ,Q              DENSIDAD LINEAL DE POTENCIA EN W/CM
C
  FLUX,FLUXE        FLUJO DE NEUTRONES RAPIDOS (< 1MEV) EN N/[CM2S])
C
  H                 ENTALPIA DEL REFRIGERANTE EN
C
  P                 PRESION EN EL CANAL DE REFRIGERACION EN
C
  RR                VARIABLE AUXILIAR
C
C
  COMMON / TEMPS / TEMP, TC, TCI, TFO,TCL
  COMMON / DENTR / BURN,BURNO,QQ,FLUX,RADI, R_RAD
  COMMON / DATOS / H, P, Q, RR, FLUXE, BUR, BUR0

```

```
COMMON / FINTG / AK1,AK2,AK3
COMMON / TEXTO / TITULO, LINE
COMMON / OPERA / F_DT, GRANO, F_M,T_LONG,RMD
COMMON / VARIA / R_F, T_GAP, DT, DIA, PITCH, D_Z, DE, AREA,
.           Z0, T0, II, TIMEX, GRA, RHO, RHO_U, W,
.           U

DIMENSION  H(382),P(382),Q(382),RR(382),FLUXE(382),BUR(382),
.           BUR0(382)
DIMENSION  BURN(26),BURN0(26),QQ(26),FLUX(26),RADI(5),
.           R_RAD(3)
DIMENSION  AK1(2850), AK2(2850), AK3(2850),
CHARACTER*70 TITULO
CHARACTER*80 LINE
REAL      NU,KT, K_C,K_F1
```

Anexo



Archivos de entrada y salida al código TETO

II.1 Archivo de entrada.

```

TITLE ANALISIS DEL ENSAMBLE 51185 DE LA CNLV-U1 DURANTE EL C-4
RADII 0.005205 0.005321 0.006134 0.016256 0.01041
FDENT 0.95
GRANO 5
FLMAS 5594.4
TLONG 0.0082
DPLIN 0.0
DPLIN 57.85000 211.70000 296.70001 345.00000 361.60001
DPLIN 356.60001 341.00000 320.70001 302.20001 290.10001
DPLIN 302.70001 290.70001 275.00000 257.29999 238.60001
DPLIN 219.50000 199.89999 179.80000 158.80000 136.50000
DPLIN 106.20000 83.22000 61.11000 22.51000 11.88000
BURN0 0.0
BURNP 0.00000 0.00000 0.00000 0.00000 0.00000
BURNP 0.00000 0.00000 0.00000 0.00000 0.00000
BURNP 0.00000 0.00000 0.00000 0.00000 0.00000
BURNP 0.00000 0.00000 0.00000 0.00000 0.00000
BURNP 0.00000 0.00000 0.00000 0.00000 0.00000
BURNP 0.0
BURNP 437.10001 1569.00000 2181.00000 2549.00000 2742.00000
BURNP 2816.00000 2817.00000 2780.00000 2735.00000 2709.00000
BURNP 2800.00000 2759.00000 2692.00000 2613.00000 2527.00000
BURNP 2432.00000 2323.00000 2191.00000 2027.00000 1824.00000
BURNP 1537.00000 1267.00000 987.90002 356.10001 208.10001
FLUJO 0.0 3.3039E+13 3.4333E+13 4.6455E+13 5.2529E+13
FLUJO 5.4603E+13 5.4450E+13 5.3133E+13 5.1513E+13 4.9871E+13
FLUJO 4.8607E+13 4.7143E+13 4.5601E+13 4.3497E+13 4.1141E+13
FLUJO 3.8605E+13 3.5895E+13 3.2925E+13 2.9281E+13 2.6378E+13
FLUJO 2.3624E+13 2.1361E+13 1.7582E+13 1.3201E+13 1.4949E+13
FLUJO 8.1858E+12
TMODE 3
START

```

II.2 Archivo de salida.

```

TTTTTTTTTT EEEEEEEEE TTTTTTTTTT 0000000000
TTTTTTTTTT EEEEEEEEE TTTTTTTTTT 0000000000
    TTTT     EEEE       TTTT       000   000
    TTTT     EEEE       TTTT       000   000
    TTTT     EEEE       TTTT       000   000
    TTTT     EEEEEEEE   TTTT       000   000
    TTTT     EEEEEEEE   TTTT       000   000
    TTTT     EEEE       TTTT       000   000
    TTTT     EEEE       TTTT       000   000
    TTTT     EEEE       TTTT       000   000
    TTTT     EEEEEEEEE   TTTT       0000000000
    TTTT     EEEEEEEEE   TTTT       0000000000
    
```

```

*****
    TEMPERATURA, ELONGACION Y TENSION EN OPERACION
    INSTITUTO NACIONAL DE INVESTIGACIONES NUCLEARES
    DEPARTAMENTO DE SISTEMAS NUCLEARES
    DESARROLLADO POR:
        HECTOR HERNANDEZ LOPEZ
*****
    
```

```

*****
    DATOS DE ENTRADA AL CODIGO TETO PARA EL ANALISIS
    TERMO-MECANICO DE ELEMENTOS COMBUSTIBLES
    DE REACTORES TIPO BWR
*****
    
```

 ANALISIS DEL ENSAMBLE 51185 DE LA CNLV-U1 DURANTE EL C-4

```

DATOS GEOMETRICOS DE LA BARRA COMBUSTIBLE:
RADIO DE LA PASTILLA      : 0.00520 METRO
RADIO INTERIOR DE LA CAMISA : 0.00532 METRO
RADIO EXTERIOR DE LA CAMISA : 0.00613 METRO
LONGITUD DEL PITCH       : 0.01626 METRO
ALTURA DE LA PASTILLA   : 0.01041 METRO
    
```

```

PORCIENTO DE LA DENSIDAD TEORICA: 0.950 %
CONDICIONES DE OPERACION DEL REACTOR:
FLUJO MASICO DE REFRIGERANTE: 5594.400KG/SEG
PASO DE TIEMPO ANALIZADO : 0.008 DIAS
TAMANO INICIAL DE GRANO : 5.000MICRAS
    
```

DISTRIBUCIONES POR NODO EN LA BARRA

NODO	POTENCIA LINEAL [W/CM]	QUEMADO [MWD/TMU]	FLUJO RAPIDO [n/(CM^2 S)]
26	11.88	208.10	0.81858E+13
25	22.51	356.10	0.14949E+14

24	61.11	987.90	0.13201E+14
23	83.22	1267.00	0.17582E+14
22	106.20	1537.00	0.21361E+14
21	136.50	1824.00	0.23624E+14
20	158.80	2027.00	0.26378E+14
19	179.80	2191.00	0.29281E+14
18	199.90	2323.00	0.32925E+14
17	219.50	2432.00	0.35895E+14
16	238.60	2527.00	0.38605E+14
15	257.30	2613.00	0.41141E+14
14	275.00	2692.00	0.43497E+14
13	290.70	2759.00	0.45601E+14
12	302.70	2800.00	0.47143E+14
11	290.10	2709.00	0.48607E+14
10	302.20	2735.00	0.49871E+14
9	320.70	2780.00	0.51513E+14
8	341.00	2817.00	0.53133E+14
7	356.60	2816.00	0.54450E+14
6	361.60	2742.00	0.54603E+14
5	345.00	2549.00	0.52529E+14
4	296.70	2181.00	0.46455E+14
3	211.70	1569.00	0.34333E+14
2	57.85	437.10	0.33039E+14
1	0.00	0.00	0.00000E+00

DISTRIBUCION DE TEMPERATURAS A LO LARGO DE LA BARRA

ALTURA METROS	AGUA [GRAD C]	CAMISA		PASTILLA	
		SUPERFICIE [GRAD C]	INTERIOR [GRAD C]	SUPERFICIE [GRAD C]	MAXIMA [GRAD C]
0.14	270.086	275.417	284.184	373.187	446.061
0.29	271.799	294.587	328.932	657.967	1134.548
0.43	275.296	295.271	345.978	820.286	1708.450
0.58	279.833	295.575	355.157	905.461	1996.451
0.72	284.761	295.703	359.331	943.661	2114.763
0.87	287.920	295.702	359.230	942.731	2111.961
1.01	287.920	295.635	356.976	922.128	2048.878
1.16	287.920	295.530	353.575	890.851	1949.446
1.31	287.920	295.422	350.219	859.784	1846.230
1.45	287.920	295.316	347.066	830.396	1744.424
1.60	287.920	295.338	347.682	836.143	1764.654
1.74	287.920	295.363	348.417	842.991	1788.556
1.89	287.920	295.263	345.486	815.589	1691.564
2.04	287.920	295.164	342.716	789.538	1592.304
2.18	287.920	295.043	339.498	759.096	1476.743
2.33	287.920	294.913	336.195	727.652	1363.761
2.47	287.920	294.771	332.805	695.185	1253.494
2.62	287.920	294.617	329.329	661.684	1146.075
2.76	287.920	294.446	325.732	626.822	1040.699
2.91	287.920	294.253	321.998	590.432	937.186
3.06	287.920	294.021	317.923	550.517	830.704
3.20	287.920	293.663	312.422	496.404	697.108
3.35	287.920	293.337	308.184	454.669	601.763

3.49	287.920	292.978	304.264	416.227	519.329
3.64	287.920	291.978	296.656	343.495	376.083
3.78	287.920	291.269	293.440	315.194	324.526

REDISTRIBUCION DEL MATERIAL COMBUSTIBLE EN LA BARRA

RADIOS POR REGIONES
 ALTURA VACIO GRANOS
 METROS CENTRAL COLUMNARES

0.15	0.00000	0.00000
0.29	0.00000	0.00000
0.44	0.00000	0.00000
0.58	0.00040	0.00229
0.73	0.00049	0.00278
0.87	0.00048	0.00277
1.02	0.00044	0.00252
1.17	0.00036	0.00205
1.31	0.00024	0.00135
1.46	0.00000	0.00000
1.60	0.00000	0.00000
1.75	0.00000	0.00000
1.89	0.00000	0.00000
2.04	0.00000	0.00000
2.19	0.00000	0.00000
2.33	0.00000	0.00000
2.48	0.00000	0.00000
2.62	0.00000	0.00000
2.77	0.00000	0.00000
2.91	0.00000	0.00000
3.06	0.00000	0.00000
3.21	0.00000	0.00000
3.35	0.00000	0.00000
3.50	0.00000	0.00000
3.64	0.00000	0.00000
3.79	0.00000	0.00000

TENSIONES Y ELONGACIONES EN EL MATERIAL COMBUSTIBLE

ALTURA METROS	ANGULAR [MPa]	TENSION	ELONGACION		
		AXIAL [MPa]	RADIAL [% m/m]	ANGULAR [% m/m]	AXIAL [% m/m]
0.15	0.294E+11	0.101E+12	1.160	0.954	0.466
0.29	0.361E+12	0.120E+13	6.224	3.612	-2.375
0.44	0.847E+12	0.278E+13	12.282	6.027	-8.066
0.58	0.117E+13	0.385E+13	16.385	7.616	-12.141
0.73	0.133E+13	0.436E+13	18.361	8.402	-14.046
0.87	0.132E+13	0.435E+13	18.312	8.382	-13.999
1.02	0.124E+13	0.407E+13	17.238	7.953	-12.968

1.17	0.112E+13	0.366E+13	15.651	7.328	-11.421
1.31	0.996E+12	0.327E+13	14.130	6.736	-9.917
1.46	0.885E+12	0.290E+13	12.745	6.204	-8.532
1.60	0.906E+12	0.297E+13	13.012	6.306	-8.729
1.75	0.932E+12	0.306E+13	13.332	6.429	-9.120
1.89	0.830E+12	0.272E+13	12.069	5.946	-7.851
2.04	0.735E+12	0.242E+13	10.924	5.516	-6.703
2.19	0.632E+12	0.209E+13	9.676	5.039	-5.483
2.33	0.537E+12	0.178E+13	8.489	4.569	-4.362
2.48	0.449E+12	0.149E+13	7.373	4.108	-3.353
2.62	0.369E+12	0.123E+13	6.332	3.660	-2.464
2.77	0.297E+12	0.991E+12	5.364	3.225	-1.692
2.91	0.232E+12	0.777E+12	4.470	2.803	-1.039
3.06	0.173E+12	0.581E+12	3.616	2.378	-0.480
3.21	0.110E+12	0.371E+12	2.648	1.866	0.051
3.35	0.732E+11	0.248E+12	2.035	1.518	0.313
3.50	0.467E+11	0.159E+12	1.562	1.233	0.460
3.64	0.134E+11	0.478E+11	0.876	0.783	0.552
3.79	0.527E+10	0.208E+11	0.675	0.638	0.537

TENSIONES Y ELONGACIONES EN LA CAMISA, INTERIOR

ALTURA METROS	ANGULAR [MPa]	TENSION		ELONGACION	
		AXIAL [MPa]	RADIAL [% m/m]	ANGULAR [% m/m]	AXIAL [% m/m]
0.15	0.561E+10	0.761E+09	-0.021	0.066	-0.009
0.29	0.242E+11	0.327E+10	-0.090	0.296	-0.037
0.44	0.365E+11	0.495E+10	-0.136	0.453	-0.056
0.58	0.434E+11	0.588E+10	-0.162	0.543	-0.067
0.73	0.466E+11	0.632E+10	-0.174	0.585	-0.071
0.87	0.465E+11	0.630E+10	-0.174	0.584	-0.071
1.02	0.448E+11	0.607E+10	-0.167	0.561	-0.069
1.17	0.422E+11	0.572E+10	-0.158	0.528	-0.065
1.31	0.397E+11	0.537E+10	-0.148	0.494	-0.061
1.46	0.373E+11	0.505E+10	-0.139	0.464	-0.057
1.60	0.378E+11	0.512E+10	-0.141	0.470	-0.058
1.75	0.383E+11	0.519E+10	-0.143	0.477	-0.059
1.89	0.361E+11	0.490E+10	-0.135	0.449	-0.056
2.04	0.341E+11	0.462E+10	-0.127	0.422	-0.053
2.19	0.317E+11	0.430E+10	-0.118	0.392	-0.049
2.33	0.293E+11	0.397E+10	-0.109	0.362	-0.045
2.48	0.269E+11	0.364E+10	-0.100	0.331	-0.042
2.62	0.244E+11	0.331E+10	-0.091	0.299	-0.038
2.77	0.219E+11	0.297E+10	-0.081	0.268	-0.034
2.91	0.193E+11	0.262E+10	-0.072	0.236	-0.030
3.06	0.165E+11	0.224E+10	-0.061	0.201	-0.026
3.21	0.129E+11	0.174E+10	-0.048	0.156	-0.020
3.35	0.101E+11	0.137E+10	-0.037	0.122	-0.016
3.50	0.765E+10	0.104E+10	-0.028	0.092	-0.012
3.64	0.313E+10	0.424E+09	-0.012	0.037	-0.005
3.79	0.144E+10	0.196E+09	-0.005	0.017	-0.002

TENSIONES Y ELONGACIONES EN LA CAMISA, EXTERIOR

ALTURA METROS	ANGULAR [MPa]	TENSION		ELONGACION		
		AXIAL [MPa]		RADIAL [% m/m]	ANGULAR [% m/m]	AXIAL [% m/m]
0.12	0.412E+10	0.558E+09		-0.015	0.049	-0.007
0.27	0.214E+11	0.290E+10		-0.079	0.261	-0.033
0.42	0.353E+11	0.479E+10		-0.132	0.438	-0.054
0.56	0.426E+11	0.577E+10		-0.159	0.533	-0.065
0.71	0.464E+11	0.629E+10		-0.174	0.583	-0.071
0.85	0.467E+11	0.632E+10		-0.175	0.586	-0.072
1.00	0.451E+11	0.611E+10		-0.169	0.566	-0.069
1.15	0.426E+11	0.577E+10		-0.159	0.533	-0.065
1.29	0.400E+11	0.542E+10		-0.149	0.499	-0.062
1.44	0.376E+11	0.509E+10		-0.140	0.468	-0.058
1.58	0.375E+11	0.508E+10		-0.140	0.466	-0.058
1.73	0.385E+11	0.522E+10		-0.144	0.480	-0.059
1.87	0.364E+11	0.493E+10		-0.136	0.452	-0.056
2.02	0.344E+11	0.466E+10		-0.128	0.426	-0.053
2.17	0.321E+11	0.434E+10		-0.119	0.396	-0.049
2.31	0.297E+11	0.402E+10		-0.110	0.366	-0.046
2.46	0.272E+11	0.369E+10		-0.101	0.335	-0.042
2.60	0.248E+11	0.336E+10		-0.092	0.304	-0.038
2.75	0.223E+11	0.302E+10		-0.083	0.272	-0.035
2.89	0.197E+11	0.267E+10		-0.073	0.240	-0.031
3.04	0.170E+11	0.230E+10		-0.063	0.207	-0.026
3.19	0.134E+11	0.181E+10		-0.049	0.162	-0.021
3.33	0.105E+11	0.142E+10		-0.039	0.126	-0.016
3.48	0.813E+10	0.110E+10		-0.030	0.098	-0.013
3.62	0.373E+10	0.505E+09		-0.014	0.045	-0.006
3.77	0.150E+10	0.203E+09		-0.006	0.018	-0.002