

PLACA/DPLACA: Código para la simulación del comportamiento de un combustible tipo placa monolítico/disperso

Alejandro Soba* y Alicia Denis**,**

*Departamento Combustibles Nucleares
Centro Atómico Constituyentes
Comisión Nacional de Energía Atómica
Av. del Libertador 8250, 1429 Buenos Aires, Argentina
Tel.: 54 11 6772 7241; Fax: 54 11 6772 7345
e-mail: soba@cnea.gov.ar

**Escuela de Ciencia y Tecnología
Universidad Nacional de General San Martín
M. de Irigoyen 3100, 1650 Pcia. de Buenos Aires, Argentina
Tel.: 54 11 6772 7241; Fax: 54 11 6772 7345
e-mail: denis@cnea.gov.ar

Resumen

Se presentan los códigos PLACA/DPLACA desarrollados para la descripción del comportamiento bajo irradiación de elementos combustibles del tipo de los utilizados en reactores nucleares de investigación. PLACA en sus dos versiones, simula combustibles monolíticos y dispersos, respectivamente. Reúnen una treintena de modelos teóricos o empíricos interrelacionados y mutuamente dependientes, por lo que uno de los desafíos es obtener un funcionamiento armónico del conjunto. Ambos códigos fueron empleados para simular diversas historias de irradiación. La comparación entre los resultados calculados y los datos experimentales demuestra que los modelos utilizados y el acoplamiento entre ellos son adecuados, permitiendo una simulación detallada de la evolución dentro del reactor de los parámetros físicos más relevantes de un elemento combustible del tipo placa.

Palabras clave: reactor de investigación, combustible tipo placa, combustible monolítico, combustible disperso, simulación numérica.

PLACA/DPLACA: CODE FOR SIMULATING THE BEHAVIOUR OF A MONOLITHIC/DISPERSE PLATE-TYPE FUEL

Summary

The codes PLACA/DPLACA designed to describe the irradiation behaviour of plate-type fuels of nuclear research reactors are presented. The two versions correspond to monolithic and disperse fuels, respectively. They contain about thirty models, theoretical or empirical, interconnected and mutually dependent. For this reason one of the difficulties consists in making them work harmoniously. Both codes were applied to simulate several irradiation histories. The results, when compared with the experimental data, evidence the correct performance of the models involved and a good coupling of the ensemble. The codes make possible a detailed simulation of the evolution of the more relevant physical parameters of a plate-type fuel element during its permanence within a reactor.

Keywords: research reactor, plate-type fuel, monolithic fuel, disperse fuel, numerical simulation.

INTRODUCCIÓN

En la actualidad existen en el mundo aproximadamente 250 reactores de investigación que se utilizan como fuentes neutrónicas para producción de radioisótopos, ensayos de materiales bajo irradiación y estudios en física básica. Entre ellos, los identificados como MTR por su sigla en inglés (*Materials Test Reactor*) utilizan elementos combustibles dispersos, los cuales consisten en partículas de un compuesto de uranio, que es el elemento fisible, en una matriz de aluminio. Este material así conformado se envaina por colaminación entre dos planchas de aluminio para constituir las placas combustibles (planas o levemente curvas). Las dimensiones de las placas varían de un reactor a otro pero, aproximadamente, son 600x60x1.5 mm, donde el espesor del compuesto fisible no supera los 500 μm . Un conjunto de alrededor de veinte placas se disponen paralelas y sostenidas por dos soportes laterales de material inerte. Se construye así un elemento combustible que va a ocupar posiciones pre-determinadas dentro del núcleo del reactor. Este diseño de elemento combustible permite una rápida evacuación del calor generado por las fisiones nucleares de los átomos de uranio, además de mantener la estabilidad mecánica de las placas (Figura 1) ¹.

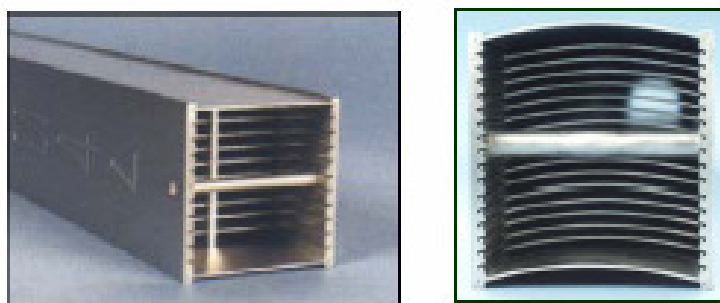


Figura 1. Configuración de placas planas y curvas¹

La refrigeración se realiza mediante agua que circula por los canales entre las placas combustibles. El agua, cuya presión es la hidrostática, determinada por la profundidad del combustible en la pileta (alrededor de 2 atm.), y cuya temperatura de ingreso es de unas decenas de grados, recorre los canales con un caudal establecido por las condiciones hidráulicas del reactor y sale con una temperatura superior a la de entrada. Los límites térmicos sobre el sistema están dados por la necesidad de evitar puntos de ebullición en la superficie de las placas, ya que las burbujas dificultan la extracción del calor. Los límites mecánicos no permiten que una diferencia de presión entre ambas caras de una placa provoque vibración ni pandeo, ya que la disminución del ancho de un canal (y el eventual contacto entre placas) también generaría una zona de mala extracción calórica.

En el núcleo del reactor, la distribución de neutrones no es uniforme sino que obedece a una ley cosenoidal con la coordenada z , por lo que la tasa de fisiones (fisiones por unidad de volumen y de tiempo) y la potencia generada en la placa dependen de igual modo de z . Estas magnitudes son máximas en la mitad de la longitud de la placa. El agua refrigerante, que ingresa por un extremo del canal y sale por el otro, introduce una asimetría en la distribución de temperatura en dirección longitudinal. Tomando en cuenta las condiciones del problema que no varían con el tiempo: temperatura de ingreso del refrigerante, caudal del refrigerante y flujo neutrónico máximo del núcleo, el programa calcula la temperatura en la superficie externa de la vaina y establece así las condiciones de contorno térmicas del dominio a partir de las cuales se obtiene la distribución de temperatura sobre toda la placa. En la Figura 2 se muestra un ejemplo numérico en donde la temperatura del agua al ingresar al canal es de 40°C; el combustible es U_3Si_2 disperso en Al, con un 20% de enriquecimiento.

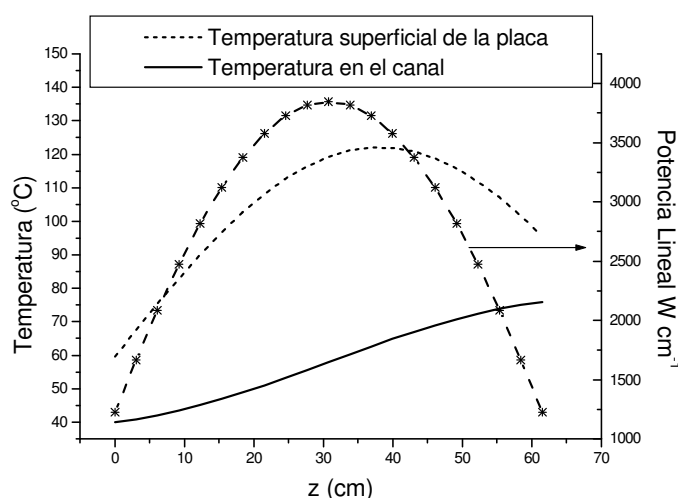


Figura 2. Distribución de temperatura en el refrigerante y en la superficie de la placa a lo largo de la dirección longitudinal del canal (izquierda). Potencia lineal en la placa (derecha).

La primera generación de reactores de investigación del tipo MTR comenzó a operar en 1952. Empleaba combustibles placa constituidos por aleaciones de uranio-aluminio, básicamente UAl_2 y UAl_3 , dispersos en matriz de aluminio [Figura 3a)] altamente enriquecidos (90 % del isótopo fisible ^{235}U) pero de baja concentración de uranio. En los años 60 comenzaron a utilizarse óxidos de uranio dispersos en aluminio, los que permitieron aumentar entre un 30 a 50 % la fracción en volumen de material fisible, el más común de ellos U_3O_8-Al . A partir de 1978, en el marco del programa denominado *Reduced Enrichment for Research and Test Reactors* (RERTR)^{2,3,4,5}, comienza a buscarse la reducción del enriquecimiento del uranio a valores por debajo del 20 % de ^{235}U (LEU, *Low Enrichment Uranium*) para disminuir el riesgo de proliferación bélica. Esto orienta la búsqueda de compuestos con mayor contenido de uranio total para compensar la disminución del enriquecimiento en el isótopo ^{235}U . En primer lugar se trató de elevar al máximo la concentración de compuesto fisible de los sistemas UAl_X-Al , U_3O_8-Al y $UZrH_X$, que para 1978 estaban en el rango 0.5-1.7 gU por cm^3 de compacto, llevándolo a 2.3-3.7 gU/ cm^3 . Posteriormente, los combustibles que utilizan partículas de U_3Si_2 dispersas en aluminio permitieron alcanzar densidades de 4.8gU/ cm^3 .⁶

aleación o compuesto	densidad (g/ cm^3)	contenido de U (g/ cm^3)
UAl_3	6.8	5.1
UAl_2	8.1	6.6
U_3O_8	8.3	7.0
U_3Si_2	12.2	11.3
U-9Nb-3Zr	16.2	14.3
U-10 wt. %Mo	17.0	15.3
U-4Zr-2Nb	17.3	16.3
U-4 wt. %Mo	18.1	17.4

Tabla I. Ejemplos de aleaciones y compuestos de uranio de uso actual o potencial en combustibles de reactores de investigación y sus respectivos contenidos de uranio total

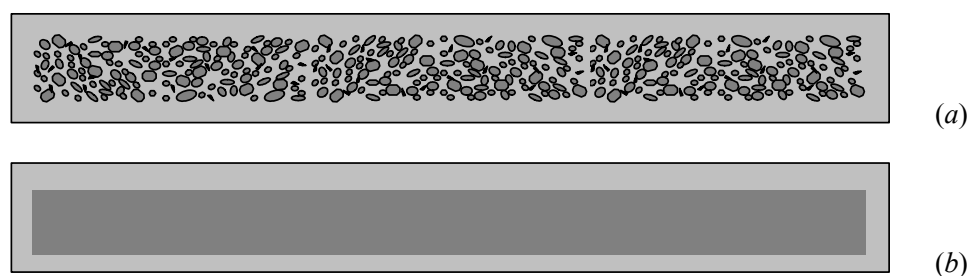


Figura 3. Esquema de un combustible placa (a) disperso y (b) monolítico

Como resultado de este esfuerzo, cerca de 40 reactores fueron convertidos o construidos utilizando combustibles LEU. Sin embargo, por un lado, los siliciuros presentan problemas a la hora del reacondicionamiento de los combustibles gastados para su disposición final. Por otro, esas densidades continúan siendo bajas para reactores de muy alto flujo que requieren una tasa elevada de fisiones.

Las aleaciones de U-Mo aparecen como candidatos promisorios para ser utilizados para estos fines pues resuelven ambas dificultades a la vez: el contenido de U puede llegar a 8-9 gU por cm^3 de compacto, en tanto que su carácter metálico hace sencillo su tratamiento químico después de la irradiación. Entre estas aleaciones, a través de una serie minuciosa de experimentos (RERTR-1, RERTR-2)^{7,8,9}, se determinó que las que poseen mejor comportamiento bajo irradiación son las de U con 6 a 10 % en peso de Mo. Sobre la base de este compuesto altamente denso se diseñaron los programas RERTR-3, RERTR-4 y RERTR-5 en los que se busca explorar el UMo, aumentar la cantidad de combustible en la matriz (50-60 % en volumen) y extender el quemado y las condiciones de operación^{10,11,12}. No obstante, los resultados de los experimentos de irradiación realizados con placas constituidas por partículas de UMo dispersas en matriz de aluminio, en condiciones de alta exigencia, revelaron ciertas limitaciones para operar con este material. La causa principal es el crecimiento significativo de una fase intermetálica generada entre el compuesto físil y la matriz. La baja conductividad térmica de esta fase provoca en el transcurso de la irradiación, un marcado aumento de la temperatura de operación de los combustibles, que a la larga desencadena una serie de fenómenos no deseados como el hinchado o *swelling* no controlado de las placas y su consecuente falla¹².

La fisión de los átomos de uranio durante su bombardeo con neutrones da lugar a la aparición de átomos de otros elementos, denominados en forma genérica productos de fisión, que también son causantes de hinchado. Los exámenes post-irradiación practicados en placas de U-Mo disperso en Al muestran a estos productos distribuidos de manera uniforme en la partícula¹³. Los productos gaseosos son muy poco solubles en la red cristalina del combustible, por lo que una fracción importante de ellos precipita formando burbujas, algunas de las cuales se localizan entre la capa de interacción y la matriz de aluminio. El código de simulación debe incluir modelos de generación de gases de fisión y su influencia en el cambio de volumen y en la conductividad térmica del medio. Algunos modelos de hinchado resultan de formulaciones empíricas a partir de datos de ensayos post-irradiación, mientras que otros se obtienen a partir de primeros principios¹⁴.

Existen diferentes técnicas de fabricación de partículas de aleación UMo. Por atomización se obtienen esferas con diámetros de 40 a 100 μm . Otros tratamientos metalográficos dan lugar a partículas de dimensiones similares pero de forma irregular. La forma de las partículas influye en la relación superficie/volumen de las mismas. Desde el punto de vista del crecimiento de la capa de interacción combustible-matriz son preferibles los polvos de combustible con una fracción pequeña de partículas finas.

En forma alternativa, se sugiere la construcción de combustibles del tipo monolítico

[Figura 3b)]. Estos consisten en una placa de un compuesto de uranio alojado en una vaina de metal. Si bien este diseño es, en principio, aplicable a diversos compuestos cerámicos o aleaciones metálicas de uranio con vaina de Zircaloy, aluminio o acero, diversos trabajos recientes lo utilizan en el sistema UMo-Al para disminuir el efecto perjudicial de la interacción entre las partículas y la matriz. A diferencia del material disperso, un combustible monolítico es uniforme y con alto contenido de uranio, por lo que se alcanzan las altas densidades deseadas. Como contrapartida, la tasa de fisiones aumenta considerablemente y con ello la temperatura del sistema, por lo que las condiciones de trabajo pueden resultar demasiado exigentes para los reactores de investigación actualmente en uso. Una medida posible para contrarrestar este problema sin introducir modificaciones en el diseño del reactor es construir láminas muy delgadas de material fisil^{10,15}.

Existen en la actualidad varios programas de desarrollo de combustible UMo abocados al análisis de esta aleación y a la búsqueda de posibles soluciones a los problemas que ella plantea. Son llevados a cabo en Argentina, USA, Francia, Canadá y Rusia y apuntan a resolver problemas como el de los productos de reacción UMo-Al y el hinchado inestable que produce. Es en este marco en el que se construye el código PLACA/DPLACA, para combustible monolítico y disperso, respectivamente, como herramienta de diseño y predicción del comportamiento del combustible en operación dentro del reactor. Por su carácter modular, el código es aplicable para combustibles y vainas de materiales y diseños diversos.

MODELADO NUMÉRICO Y DATOS EXPERIMENTALES

El código PLACA utiliza el método de elementos finitos en coordenadas cartesianas, suponiendo deformación plana. Subdivide el dominio con elementos cuadrangulares lineales y posee dos visiones que corresponden a dos cortes (Figura 4): uno en dirección $y-z$ y otro en dirección $x-y$, por lo que se obtiene una representación quasi-tridimensional del sistema. Debido a la forma en que opera la refrigeración de la placa combustible, la distribución de temperatura no es simétrica respecto del plano central $x-y$, de modo que el corte $y-z$, que pasa por el plano medio geométrico de la placa, utiliza la simetría existente en la dirección y para trabajar con la mitad del dominio. En cambio, la visión $x-y$ sólo necesita trabajar sobre un cuarto del dominio por las dos simetrías presentes.

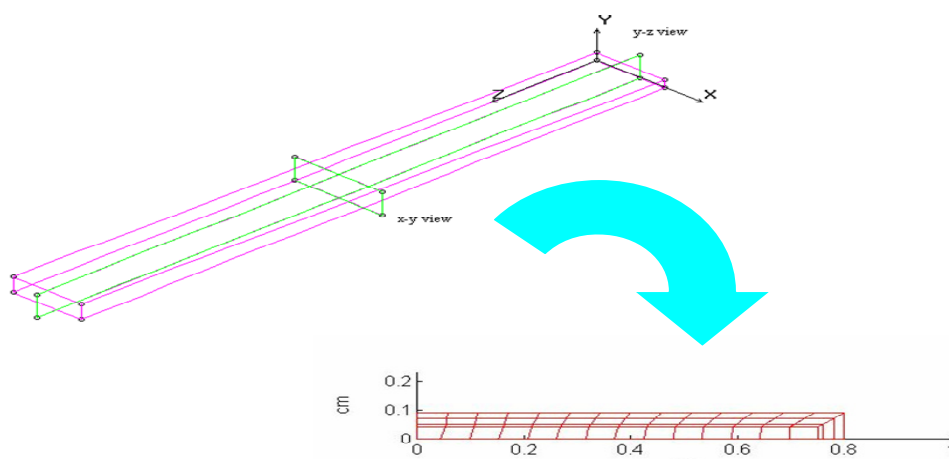


Figura 4. Dos visiones de PLACA/DPLACA: $x-y$ e $y-z$

El código posee un generador de mallas embebido que requiere las dimensiones de la placa combustible como datos para discretizar enteramente el dominio. Además, recibe como parámetros de entrada el tipo de combustible, la velocidad de circulación del agua de refrigeración, su caudal y la historia de flujo neutrónico o de potencia lineal (potencia por unidad de longitud de la placa) a la que es sometido el elemento combustible. Esa historia se divide en rampas de potencia y en períodos estacionarios (Figura 5). Las rampas se subdividen a su vez en un número de escalones a elección del programador.

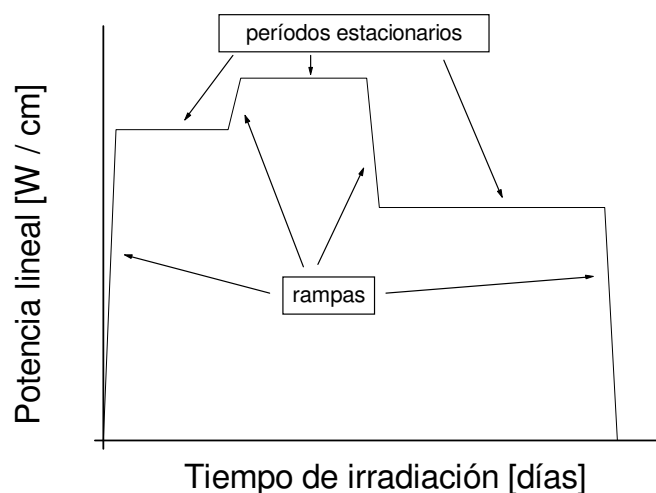


Figura 5. Historia de potencia idealizada

El primer cálculo sobre el dominio es la distribución de temperatura a partir de la potencia lineal o del flujo de neutrones aplicado y de la cantidad de ^{235}U presente en el combustible. Una vez determinado el perfil térmico, se calcula la distribución de tensiones y deformaciones. El problema termo-elasto-plástico se resuelve en deformación plana mediante un algoritmo del tipo predictor-corrector.

Si el combustible es disperso, el módulo de Young, el de Poisson, la tensión de fluencia y los coeficientes de dilatación térmica se determinan mediante modelos que se obtienen de la literatura, que contemplan la fracción en volumen de cada material⁵. Asimismo, se deben determinar parámetros relacionados con la forma de las partículas combustibles (esféricas o no). En particular, para simular el crecimiento del intermetálico en el sistema UMo-Al, se propone un modelo de interdifusión de Al y de UMo a través de la capa¹⁶. Dentro de cada elemento finito las condiciones de temperatura e historia de quemado se suponen uniformes. En cada uno de ellos se elige un volumen representativo del material, conformado por una partícula de UMo, la capa de interacción, la matriz de aluminio y, entre las dos últimas, una capa ocupada por poros (Figura 6), todas ellas según las proporciones en volumen del material. En cada elemento de volumen se resuelve una ecuación de interdifusión en coordenadas esféricas para determinar el crecimiento de intermetálico y la correspondiente disminución de la cantidad de combustible y de matriz. La porosidad inicial disminuye a lo largo de la historia de quemado (proceso conocido como *densificación*) a la vez que se acumulan las burbujas de gases de fisión. Los resultados obtenidos en cada volumen representativo se extienden a todo el elemento finito.

El crecimiento de intermetálicos y de la capa de óxido sobre la vaina y el hinchado son procesos que ocurren durante la irradiación y modifican la fracción en volumen de los diferentes materiales del combustible. El tamaño de estas capas, observadas y medidas en diferentes experimentos, depende de la temperatura de trabajo, de la composición inicial

del combustible y del material que constituye la vaina^{13,17}. Por su baja conductividad térmica, su presencia acelera los procesos de hinchado y degradación del combustible. Por lo tanto, cada cierto tiempo de quemado, aún en condiciones de potencia constante, el código debe recalcular la distribución térmica y de tensiones del sistema. Por otra parte, algunos parámetros físicos se modifican debido a efectos de la radiación sobre los materiales y deben ser también actualizados.

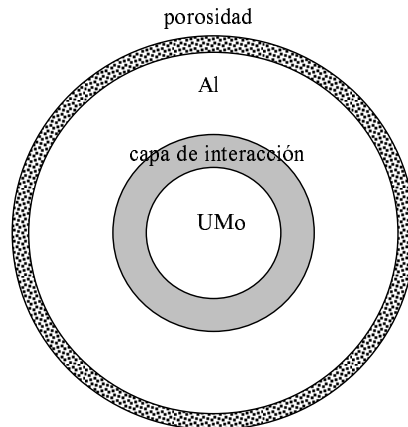


Figura 6. Volumen elemental utilizado en el cálculo de interdifusión

En la Figura 7 se muestra un diagrama de flujo que ilustra el modo en que opera el código.

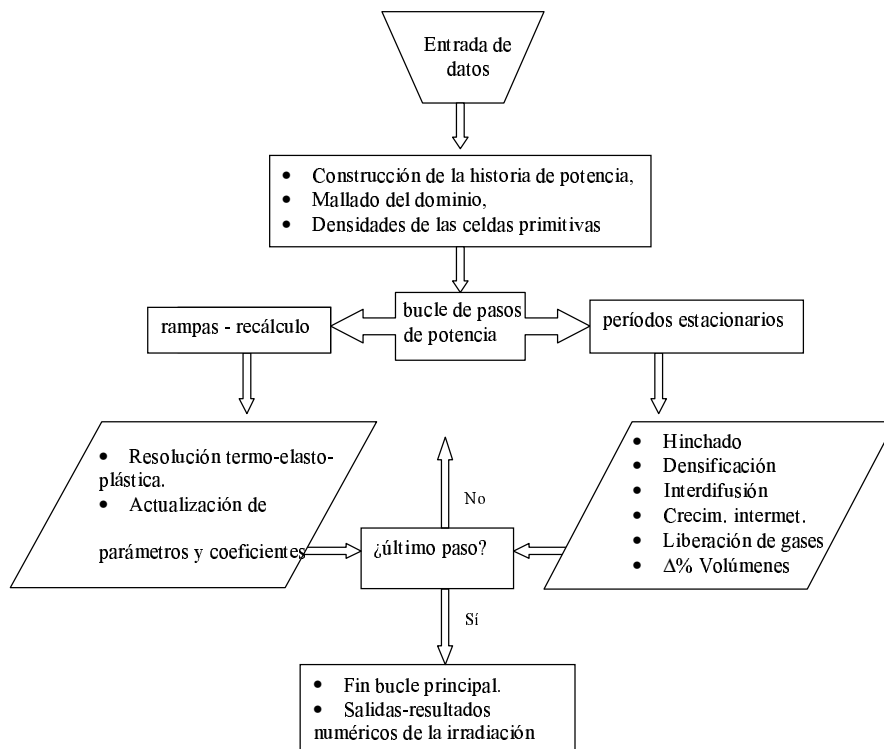


Figura 7. Diagrama de flujo del código PLACA/DPLACA

MODELOS INCLUIDOS EN PLACA

Materiales involucrados.

Cada material dentro de PLACA está caracterizado por sus constantes físicas. La vaina puede ser elegida de aluminio o de Zircaloy. El combustible puede ser de dos tipos: monolítico o disperso. El caso monolítico considera un material único, de origen metálico o cerámico según sea el tipo de aleación utilizada. El material disperso exige el uso de reglas de mezcla características de materiales compuestos para las diferentes constantes físicas, de acuerdo al contenido en volumen de cada componente. La Tabla II presenta las leyes de mezcla utilizadas para tratar el compuesto; el subíndice m representa a la matriz y p a la partícula de material fisil. V_x es la fracción en volumen de la fase x ($x=m,p$). En algunos casos se proveen dos reglas de mezcla, que constituyen las cotas superior e inferior a los valores obtenidos experimentalmente. En el caso U-(x %wt)Mo las cotas superiores dan las respuestas más adecuadas para los análisis desarrollados en este trabajo^{12,18}.

	cota superior	cota inferior
módulo de Young, E	$E_m V_m + E_p V_p$	$(E_m E_p) / (E_m V_m + E_p V_p)$
módulo de Poisson, ν	$\nu_m V_m + \nu_p V_p$	—
dilatación térmica, α	$\alpha_m V_m + \alpha_p V_p$	$(\alpha_m \alpha_p) / (\alpha_m V_m + \alpha_p V_p)$
tensión de fluencia, σ_Y	$\sigma_{Ym} V_m + \sigma_{Yp} V_p$	—

Tabla II. Constantes utilizadas en materiales compuestos

Distribución de temperatura

Una vez determinados los tipos de materiales que componen el sistema, el problema inicial es resolver el que atañe a la distribución de temperatura. Dado un flujo neutrónico, una composición de material fisil y un enriquecimiento es posible hallar la potencia por unidad de volumen que se generara dentro del combustible placa. El calor producido por unidad de tiempo en un volumen elemental del combustible a una distancia z en la dirección longitudinal estará dada por la ley¹⁹

$$H(z) = H_M \cos \frac{\pi z}{l_e}$$

donde H_M es la potencia volumétrica máxima y l_e un parámetro geométrico del reactor que se denomina longitud extrapolada, mayor que la longitud física de la placa.

Para calcular la distribución de temperatura se resuelve la ecuación del calor estacionaria en un dominio bidimensional en coordenadas cartesianas. Para el corte x - y esta ecuación es

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\kappa_{x,j} \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\kappa_{y,j} \frac{\partial T}{\partial y} \right) + H_j = 0$$

y de forma análoga para el corte y - z . κ_j es la conductividad térmica para $j =$ núcleo, gap , vaina u óxido (en el caso que existan). Los subíndices x , y o z indican la posibilidad de anisotropía de la conductividad. Si el origen del eje longitudinal ($z=0$) se elige en el centro del núcleo, el término independiente H_j , que es la generación de calor por unidad de volumen y de tiempo, está dado por

$$H_j(z) = \begin{cases} H_M \cos(\frac{\pi z}{l_e}) & j = \text{núcleo} \\ 0 & j = \text{gap, vaina, óxido} \end{cases}$$

Las condiciones de contorno están dadas por la temperatura $T_s(z)$ en la superficie externa de la vaina (condición de Dirichlet) y $\nabla T=0$ (condición de Neumann) en el resto de la frontera.

Para determinar $T_s(z)$ suponemos que en estado estacionario, la extracción de calor se realiza exclusivamente a través de las caras paralelas al plano x - z . Si el espesor, ancho y longitud de la placa son g , a y l , respectivamente, y el espesor del núcleo es s , con $s < g$, la potencia lineal producida en el núcleo de la placa está dada por

$$P(z) = asH(z) = P_M \cos\left(\frac{\pi z}{l_e}\right)$$

Si Q es el caudal de agua medido en l/s , c y ρ su calor específico y densidad, de la ecuación de balance de calor

$$P(z)dz = c \cdot \rho \cdot Q \cdot dT$$

se obtiene, integrando, la distribución de temperatura $T_a(z)$ en el agua que circula por el canal de refrigeración

$$T_a(z) = T_i + \frac{P_M l_e}{c\rho Q \pi} \left[\sin \frac{\pi z}{l_e} + \sin \frac{\pi l}{2l_e} \right] \text{ para } -\frac{l}{2} \leq z \leq \frac{l}{2}$$

donde T_i es la temperatura del agua al ingreso. Se observa que $T_a(z)$ crece en forma monótona desde T_i en $z = -l/2$ hasta su valor máximo en $z = l/2$.

Sobre la superficie externa de la placa, en contacto con el refrigerante, se produce un salto térmico cuyo valor depende del régimen de flujo de agua (turbulento o laminar) y de los materiales involucrados. Dicho salto se obtiene de la ley de Newton

$$J(z) = h(T_s(z) - T_a(z))$$

donde h es el coeficiente de transferencia térmica de la superficie y $J(z)$ el flujo de calor a través de cada una de las caras x - z . Todo el calor producido en el núcleo fluye a través de las dos superficies ubicadas en $y = -s/2$ y en $y = s/2$, cada una de ellas de área $a.l$. El flujo de calor en cada cara es un vector de dirección y , dado por

$$J(z) = \frac{P(z)}{2a}.$$

Por lo tanto,

$$T_s(z) = T_a(z) + \frac{P(z)}{2ah} = T_i + \frac{P_M l_e}{c\rho Q \pi} \left[\sin \frac{\pi z}{l_e} + \sin \frac{\pi l}{2l_e} \right] + \frac{P_M}{2ah} \cos \frac{\pi z}{l_e}$$

Para la simulación numérica es necesario considerar todas las fases que median entre el núcleo de la placa y el agua, que depende del diseño del combustible. Si la placa combustible contiene un *gap* entre el núcleo y la vaina (tal es el caso de ciertos combustibles monolíticos), éste estará ocupado por una mezcla de gases (los de fabricación más los productos de fisión) que estarán en contacto con el núcleo de la placa. En ausencia de *gap*, (como ocurre en los combustibles dispersos que se fabrican por colaminación) el núcleo está en contacto directo con la vaina. Esta puede estar cubierta o no de un óxido, dependiendo del material que la constituya, en la superficie de contacto con el agua. Si la vaina es de aluminio, es necesario tener en cuenta la existencia de una capa de óxido, pues por su baja conductividad térmica aumenta la temperatura del dominio. Su crecimiento es función de la temperatura de trabajo y de la composición química del agua. Para el caso del aluminio-agua, PLACA otorga al usuario la posibilidad de optar por cuatro modelos para establecer la evolución de

la misma²⁰. Cuando el material de la vaina es Zircaloy, la capa de óxido no se considera ya que a la temperatura de trabajo en reactores de investigación no muestra un crecimiento apreciable.

El cálculo térmico es altamente dependiente de los coeficientes de conductividad utilizados. Para el caso de combustible monolítico, ellos dependen, en general, sólo de la temperatura y de la porosidad, mientras que en el caso de un combustible disperso, dependen también de la mezcla y, fundamentalmente, de los productos de reacción generados en la interfase combustible-matriz.

En primer lugar, en el caso en que se registre crecimiento del producto de la reacción UMo-Al, la conductividad efectiva de la partícula recubierta por la capa, k_{ac} , se calcula a partir de la conductividad de la aleación que constituye la partícula, k_a , y de la del compuesto que forma la capa, k_c , del siguiente modo²¹

$$\frac{1}{k_{ac}} = \frac{1 - \frac{\Delta(t)}{r_a(t)}}{k_a} + \frac{\frac{\Delta(t)}{r_a(t)}}{k_c}$$

donde $r_a(t)$ es el radio de la partícula de combustible y $\Delta(t)$ representa al espesor de la capa de interacción que la recubre y la aísla de la matriz. Para obtener la conductividad efectiva del material disperso, k_d , existen diversos modelos empíricos, como el desarrollado en CEA-Cadarache²¹

$$k_d = \frac{-k_{ac} + 3Vk_{ac} + 2k_m - 3Vk_m}{4} + \frac{\sqrt{8k_{ac}k_m + (k_{ac} - 3Vk_{ac} - 2k_m + 3Vk_m)^2}}{4}$$

donde V es la suma de las fracciones en volumen de combustible y fase de reacción y k_m es la conductividad de la matriz de aluminio.

El efecto de la porosidad ingresa a la conductividad térmica a través de un factor de corrección válido para porosidades inferiores a 0.3²²

$$k_{dp} = k_d \exp(-2,14p(t))$$

donde $p(t)$ es la porosidad, cuya dependencia del tiempo se describe más adelante.

El problema elasto-plástico, el hinchado y la dilatación térmica.

Las tensiones que soporta la placa, la dilatación térmica y el hinchado producen en ella deformaciones. Para su análisis, el vector deformación total $\{e\}$ se descompone en términos de las diferentes contribuciones:

$$\{e\} = \{\varepsilon\} + \{\varepsilon^{th}\} + \{\varepsilon^{sw}\}$$

donde $\{\varepsilon\}$ representa las deformaciones debidas a las cargas aplicadas, $\{\varepsilon^{th}\}$ a las debidas a la dilatación térmica y $\{\varepsilon^{sw}\}$ al hinchado. Las componentes de $\{\varepsilon\}$ se relacionan con las de la tensión mediante la ley de Hooke en forma matricial²³:

$$\{\sigma\} = [D] \{\varepsilon\}$$

$[D]$ es la matriz del material y contiene sus constantes propias. El problema se resuelve en cada una de las fases que componen el sistema.

Tomando como ejemplo el corte x - y y suponiendo que el problema se describe como de deformación plana, el vector deformación total del sistema se relaciona con las funciones

desplazamiento $u(x, y)$ y $v(x, y)$ según las direcciones x e y , respectivamente, a través del conjunto de ecuaciones^{23,24}

$$e_{xx} = \frac{\partial u}{\partial x} \quad e_{yy} = \frac{\partial v}{\partial y} \quad e_{xy} = \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x}$$

de modo que el vector deformación total $\{e\}$ se indica mediante sus componentes no nulas en la forma

$$\{e\}^T = [e_{xx} \quad e_{yy} \quad e_{xy}]$$

Indicamos con llaves los vectores columna y con corchetes los vectores fila; T indica el traspuesto. En el esquema de deformación plana, las componentes no nulas de la tensión son

$$\{\sigma\}^T = [\sigma_{xx} \quad \sigma_{yy} \quad \sigma_{zz} \quad \sigma_{xy}]$$

Las incógnitas del problema son las funciones desplazamiento $u(x, y)$ y $v(x, y)$. Este conjunto de ecuaciones resultan relevantes, ya que a través de ellas se acoplan los fenómenos termomecánicos: el hinchado y la dilatación térmica, junto con la deformación elástica y plástica.

Deformación elasto-plástica

El deterioro que sufren los materiales que componen la placa en el transcurso del quemado del combustible (crecimiento de capas de baja conductividad térmica, hinchado, acumulación de gases y otros productos de fisión) determinan el aumento progresivo de la temperatura y la presión en la placa. La distribución de tensiones también evoluciona y alguno o varios materiales componentes pueden ingresar en rango de deformación plástica. El vector $\{\varepsilon\}$ queda expresado mediante dos contribuciones: la elástica y la plástica

$$\{\varepsilon\}_j^T = \{\varepsilon^E\}_j^T + \{\varepsilon^P\}_j^T = [\varepsilon_{xx}^E \quad \varepsilon_{yy}^E \quad \varepsilon_{xy}^E]_j + [\varepsilon_{xx}^P \quad \varepsilon_{yy}^P \quad \varepsilon_{xy}^P]_j$$

donde el subíndice j indica al material. La parte elástica se relaciona con la tensión mediante una matriz simétrica D de la forma usual en deformación plana²⁴. El incremento plástico sólo será distinto de cero al superar el límite de fluencia. En este rango, cada material se supone perfectamente plástico con una superficie de fluencia de Von Mises y una regla de flujo de Levy Prandtl-Reuss asociada, de modo que:

$$F = \sigma_{eq} - \sigma_Y$$

donde σ_Y es la tensión de fluencia dada en la Tabla II²⁵, que puede obtenerse de un gráfico de tensión-deformación y σ_{eq} es la tensión equivalente. La deformación plástica se determina en forma proporcional a la derivada de la función F con respecto a la tensión.

Dilatación térmica

En régimen estacionario la placa sufre un cambio de volumen respecto de las dimensiones originales debido a la dilatación térmica. La distribución no uniforme de temperatura da lugar a una dilatación térmica diferente en cada isoterma del sistema. Además, durante las rampas de potencia, se producen dilataciones o contracciones térmicas de los materiales que se suponen instantáneas. El vector deformación térmica sólo tiene componentes normales, no de corte.

$$\{\varepsilon^{th}\}_j^T = [\varepsilon_{xx}^{th} \quad \varepsilon_{yy}^{th} \quad \varepsilon_{xy}^{th}]_j = \alpha_j \Delta T [1 \quad 1 \quad 0]$$

donde α_j es el coeficiente de dilatación térmica del material j y ΔT la variación de temperatura.

Hinchado

El hinchado o *swelling* debido a los productos de fisión afecta al compuesto de uranio y, en el caso de combustibles dispersos de UMO, también al intermetálico²⁶. Los modelos de hinchado dependen del tipo de combustible utilizado. Existen modelos para combustibles monolíticos y dispersos. En general, un modelo de hinchado contiene varios términos que corresponden a las contribuciones de los productos de fisión sólidos y gaseosos^{21,27,28} los que sumados proveen el hinchado total. PLACA permite seleccionar entre diversos modelos de hinchado propuestos en la literatura. Entre ellos, algunos son formulaciones empíricas basadas en datos post-irradiación⁵; otros están desarrollados a partir de primeros principios¹⁴. En particular, para evaluar la magnitud del hinchado debido a los productos de reacción en aluminuros se acepta la relación empírica¹²: $4 \times 10^{-23} \dot{f} t$, donde la tasa de fisiones \dot{f} se expresa en fisiones/(m³seg).

Densificación

Los productos de fisión, altamente energéticos, destruyen progresivamente los poros de fabricación del combustible. La disminución de la porosidad inicial, p_0 , se conoce como densificación. Su magnitud sigue una ley empírica:

$$p(t) = p_0 \exp(-8,5 \times 10^{-28} \dot{f} t)$$

En general se observa experimentalmente que la densificación compensa al hinchado en los primeros tiempos de la historia de potencia. El vector deformación correspondiente tampoco tiene componente de corte

$$\{\varepsilon^{sw}\}_j^T = \begin{bmatrix} \varepsilon_{xx}^{sw} & \varepsilon_{yy}^{sw} & \varepsilon_{xy}^{sw} \end{bmatrix}_j = \varepsilon_j^{sw} \begin{vmatrix} 1 & 1 & 0 \end{vmatrix}$$

Liberación de gases de fisión

Entre los múltiples productos de fisión que se acumulan en el combustible en el transcurso de su quemado en el reactor, los gases nobles Xe y Kr ocupan un lugar preponderante, no sólo por su abundancia relativa sino por sus efectos perjudiciales. Constituyen una de las causas que determinan el fin de la vida útil de un combustible. Su contribución al hinchado ya fue discutida en el apartado anterior. Además, por su baja solubilidad en la red cristalina del combustible, tienden a precipitar formando burbujas que se alojan preferentemente en los bordes de grano y finalmente migran a superficies energéticamente favorables. Dichos gases poseen una conductividad térmica muy baja por lo que aíslan al combustible y aumentan la temperatura dentro del material fisil. Por otro lado, contribuyen a aumentar la presión dentro del elemento y la tensión sobre la vaina. Dado que son producidos en forma continuada por la irradiación, siempre existe una fracción de esos gases en solución en la red.

El modelo utilizado es una adaptación a reactores de investigación del propuesto para caracterizar liberación de gases de fisión en combustibles óxidos^{29,30} y propone también analizar la resolución de una ecuación de difusión en un grano del material combustible, supuesto esférico, considerando la presencia de fuentes y sumideros:

$$\frac{\partial c}{\partial t} = D \left(\frac{\partial^2 c}{\partial r^2} + \frac{2\partial c}{r\partial r} \right) - gc + bm + \beta$$

junto con la ecuación de balance para los átomos atrapados:

$$\frac{\partial m}{\partial t} = gc - bm$$

donde c y m son, respectivamente, las concentraciones de los átomos libres y atrapados ($\text{át}/\text{m}^3$), β es la tasa de generación de gas ($\text{át}/\text{m}^3\text{s}$), g y b son las probabilidades de captura y liberación de las trampas ($\text{át}/\text{s}$) y D es el coeficiente de difusión de los átomos de gas disueltos en la matriz³¹.

La ecuación diferencial se resuelve para cada elemento finito en función de la temperatura e historia de ese elemento y el gas acumulado se promedia en toda la placa.

Crecimiento de la capa de interacción en el sistema UMo-Al

La subrutina que se describe a continuación es aplicable sólo para la simulación de un combustible formado por partículas de UMo dispersas en una matriz de Al. El crecimiento de la capa de interacción alrededor de las partículas se plantea en DPLACA en términos de un problema de difusión de dos especies en sentidos opuestos a través de la capa, con dos interfaces móviles (problema de Stefan) representadas por las dos superficies límites de la capa de reacción: aleación UMo/capa ($\xi_{a/c}$) y capa/matriz de Al ($\xi_{c/m}$)¹⁶. Se ha visto experimentalmente que el uranio y el molibdeno conservan en la capa la misma relación en peso que en la aleación de origen; por lo tanto, para el problema de difusión son consideradas como una única especie. El problema así planteado consiste en dos ecuaciones de difusión para dos perfiles de concentración, el de Al y el de U(Mo)

$$\frac{\partial C_i}{\partial t} = \frac{D_i}{r^n} \frac{\partial}{\partial r} \left(r^n \frac{\partial C_i}{\partial r} \right)$$

donde i se refiere a cada especie difusora y n toma el valor 0 ó 2, según se trate de coordenadas cartesianas o esféricas, respectivamente; D_i es el coeficiente de difusión de cada especie, supuesto constante.

Se considera que el proceso está controlado por la difusión de las especies, esto es, que las reacciones en cada interfase ocurren en forma instantánea. Esto determina que el consumo de la aleación está gobernado por la velocidad a la que los átomos de aluminio alcanzan la interfase UMo/capa. En forma similar, el desplazamiento de la interfase capa/Al depende sólo de la llegada de los átomos de U, asociados a los de Mo, hasta ella. Las ecuaciones de frontera móvil quedan así expresadas¹⁶:

$$\begin{aligned} \frac{d\xi_{a/c}}{dt} (-C_{c/a}^{Al}) &= D_c^{Al} \left. \frac{\partial C_c^{Al}}{\partial r} \right|_{\xi_{a/c}} \\ \frac{d\xi_{c/m}}{dt} C_{c/m}^U &= -D_c^U \left. \frac{\partial C_c^U}{\partial r} \right|_{\xi_{c/m}} \end{aligned}$$

En estas expresiones, $C_c^U(r, t)$ y $C_c^{Al}(r, t)$ son las concentraciones de ambas especies en la capa. En las fronteras, ellas adoptan los valores $C_{c/m}^U$ y $C_{c/a}^{Al}$, respectivamente; D_c^U y D_c^{Al} son los coeficientes de interdifusión de cada especie en la capa de reacción.

En cada paso temporal, conociendo la temperatura del elemento y el radio de partícula combustible, se resuelve el problema de interdifusión mencionado y se evalúa tanto el consumo de la partícula como el de la matriz y se acumula el ancho de capa de interacción generado en el paso. Además, se calcula la evolución del anillo de porosidad alrededor de la capa. Con esa información se procede a calcular los porcentajes de volumen de combustible, matriz y elementos de interacción generados^{8,32}. Para hallar los valores correspondientes al

total del combustible disperso, se realiza un promedio sobre todos los elementos finitos en los que se dividió el dominio.

Si las partículas no son esféricas, calcular los volúmenes de los productos de reacción requiere utilizar factores de forma que dependen de la relación área/volumen de las partículas, cuya geometría debe ser ingresada como dato en DPLACA. El programa cuenta con seis opciones de factores de forma dados por la relación entre cinco figuras regulares: cuadrado, pentágono, hexágono, heptágono y octógono y el correspondiente círculo equivalente. Para combustibles con partículas de UMo irregulares se emplea una elipse equivalente.

VALIDACIÓN

El experimento FUTURE²¹ consistió en la irradiación de placas de U-7 %wtMo disperso en Al con una densidad de uranio de 8.5g/cm^3 envainadas en aluminio. El compuesto disperso se construyó con polvos de UMo obtenidos por atomización (partículas esféricas), por lo que la porosidad de fabricación resultó relativamente baja (1.1 %). Las placas fueron irradiadas durante 40 días a una potencia lineal de aproximadamente 1.2×10^4 W/cm. La temperatura del refrigerante al ingreso fue de 40°C .

En la Figura 8 se observan los resultados de la simulación con DPLACA para la distribución de temperaturas en la superficie exterior de la vaina, sobre la capa de óxido y en el refrigerante a lo largo de la dirección longitudinal del combustible. A modo de comparación, se presenta un resultado experimental²¹ medido en la zona de mayor exigencia térmica, donde la capa de óxido alcanza su máximo espesor. La temperatura máxima calculada sobre la capa de óxido, en contacto con el refrigerante, está en el rango de los 120°C , que coincide con la condición medida durante el experimento.

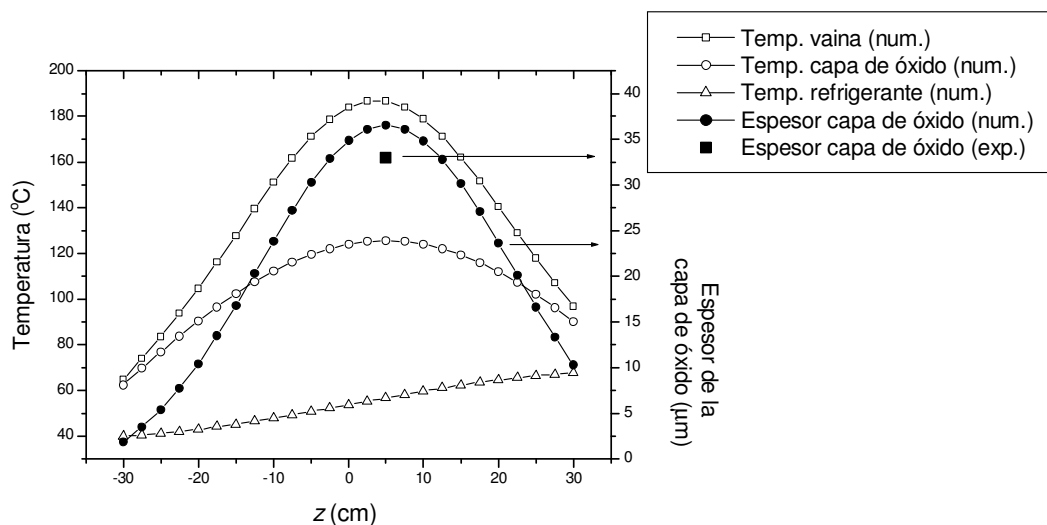


Figura 8. Distribución de temperaturas en la superficie de la vaina, sobre la capa de óxido y en el canal de refrigeración, calculadas con DPLACA. Sobre el eje de la derecha se presenta el espesor de la capa de óxido a lo largo de la dirección z comparado con el resultado experimental²¹

En la Figura 9 se observan los porcentajes en volumen de combustible, intermetálico y matriz predichos numéricamente, según una vista $x-y$ del programa, para la duración total del experimento, comparada con las medidas practicadas al final del mismo en la zona más exigida de la placa, cercana a su mitad geométrica. La Tabla III presenta los datos de ensayos post-irradiación (PIE) comparados con los predichos por DPLACA para

el crecimiento de intermetálico, porcentaje en volumen de compuestos, hinchado, ancho de la capa de óxido y deformaciones de los elementos, entre los que puede observarse gran coincidencia.

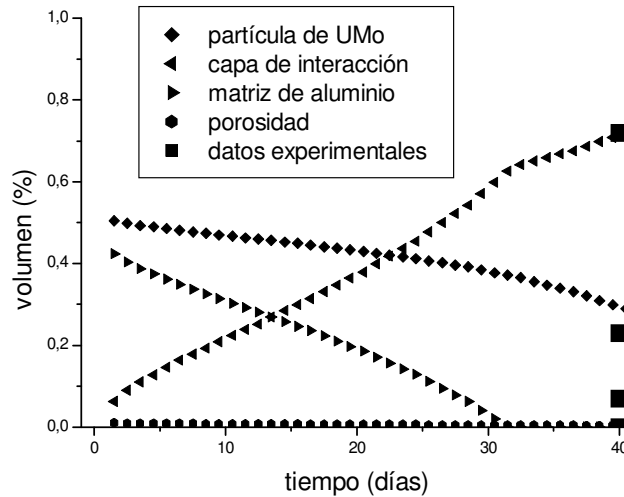


Figura 9. Porcentajes en volumen de partícula de UMo, intermetálico, matriz de Al y porosidad en función del tiempo y comparación con datos post-irradiación²¹ para la zona media de la placa

	datos PIE	DPLACA
espesor de la capa de interacción (μm)	11	10.5
volumen partícula de UMo (%)	0.71	0.717
volumen intermetálico (%)	0.23	0.288
volumen matriz de Al (%)	0.06	0.00
porosidad (%)	0.00	0.0032

Tabla III. Comparación de los resultados post-irradiación del experimento FUTURE²¹ con los de DPLACA

Al comparar las predicciones del modelo interdifusional propuesto con las medidas post-irradiación se observa que están en buen acuerdo, particularmente para el ancho de la capa de interacción (del orden de 11 μm). El modelo da una leve subestimación del porcentaje de partícula combustible consumido y sobreestima en forma igualmente leve el de matriz.

Los mecanismos que más contribuyen al hinchado son la formación de una capa de reacción de baja densidad y la creación de productos de fisión, particularmente los gases, que forman burbujas. Ambos procesos están controlados por difusión, por lo que son fuertemente dependientes de la temperatura. El hinchado debido a productos sólidos de fisión se considera atérmico. Se observa que, comparando placas que han alcanzado un quemado similar (at % ²³⁵U consumido), aquellas sometidas a menor exigencia térmica sufrieron un hinchado sensiblemente menor. El experimento FUTURE se caracterizó por ser de alta exigencia térmica, por lo que tuvo que ser interrumpido antes de completarse debido a la gran deformación de las placas por hinchado. La Figura 10 es un registro de los diferentes porcentajes en volumen de los compuestos a fin de vida (40 días de quemado) y corresponde a una visión *y-z* de toda la placa. Allí puede verse cómo el aluminio prácticamente ha desaparecido en la zona de mayor crecimiento del intermetálico, que corresponde a la mayor temperatura en la dirección longitudinal (ver Figura 2). La desaparición de la porosidad

de fabricación, en cambio, al ser un fenómeno dependiente de la tasa de fisiones, sigue una ley semejante a la distribución de quemado a lo largo de la placa (Figura 11). También se observa experimentalmente el cambio de velocidad de crecimiento de los productos de reacción al consumirse el aluminio, situación que también se comprueba numéricamente.

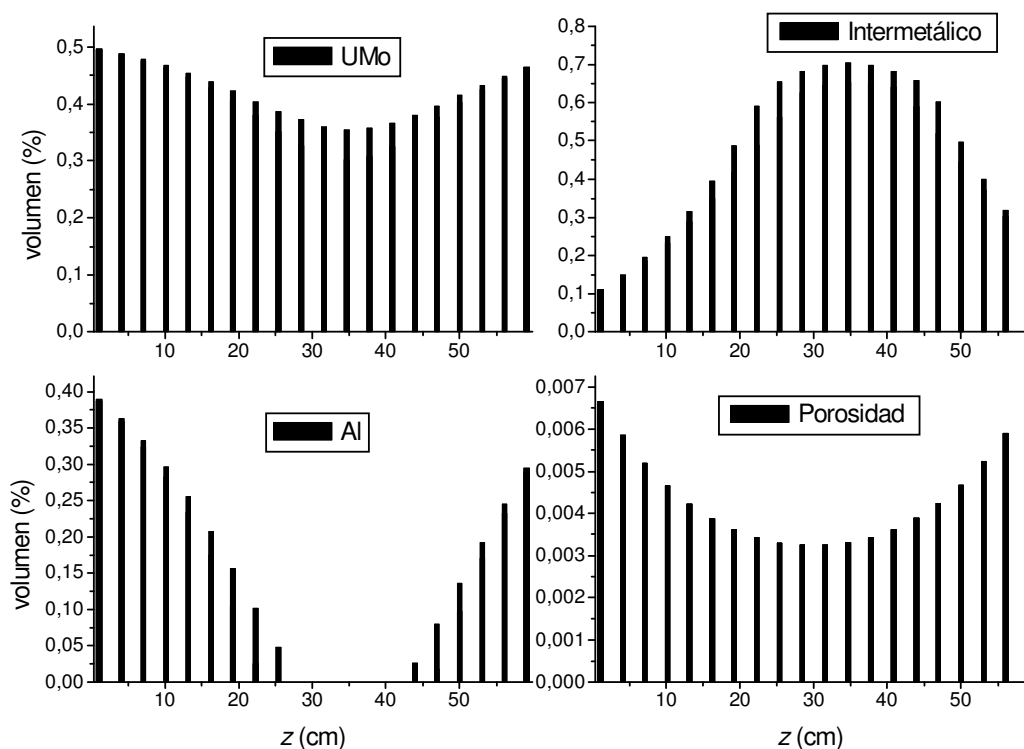


Figura 10. Simulación con DPLACA, según una visión y - z , del combustible del experimento FUTURE²¹

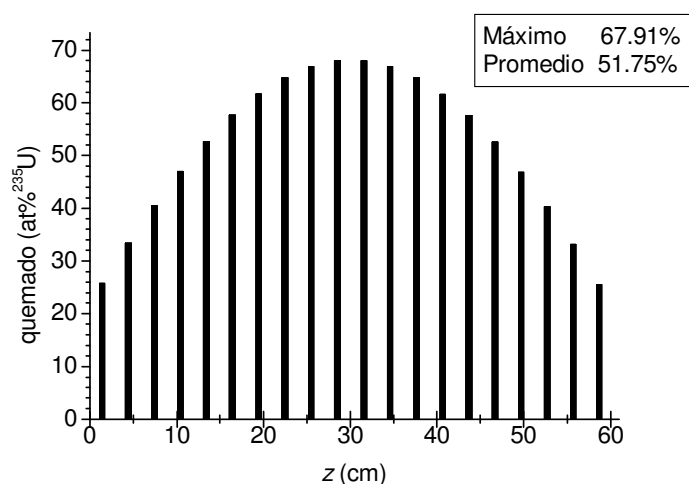


Figura 11. Simulación de la distribución del quemado en función de la posición longitudinal en la placa para el combustible del experimento FUTURE²¹

El experimento IRIS 1 se realizó en el reactor OSIRIS³² con combustible construido con polvos triturados, por lo que las partículas de combustible poseen una geometría irregular y, en consecuencia, la porosidad de fabricación es alta (alrededor de 13 %). Las placas fueron construidas con más del 50 % en volumen de partículas de aleación de U con 7 y 9 wt %Mo, respectivamente, con una densidad de uranio de alrededor de 8.3 g/cm³. El experimento alcanzó un quemado promedio del 47 % y de 67 % en su pico máximo. La Figura 12 muestra la simulación con DPLACA a través de la visión *y-z* de la evolución de los porcentajes en volumen de cada fase componente y su comparación con los valores medidos al final de la irradiación³²; el acuerdo es muy bueno.

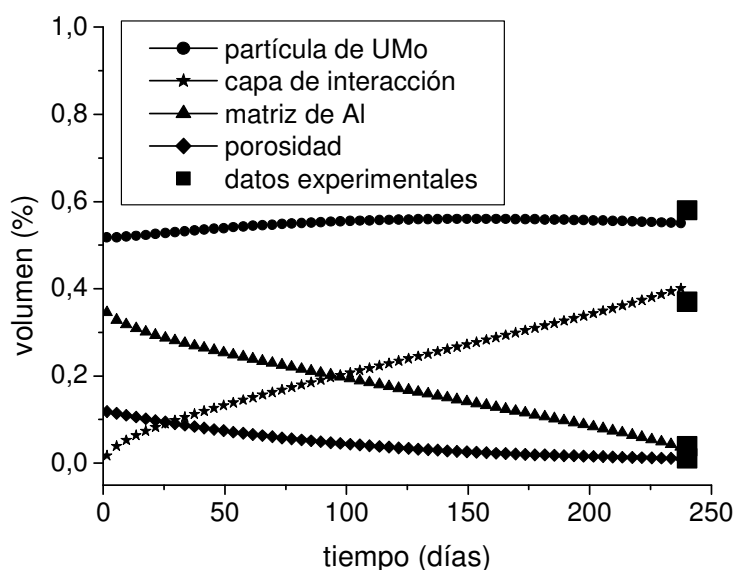


Figura 12. Experimento IRIS³²: simulación de los porcentajes en volumen de las diferentes fases en función del tiempo de quemado comparados con datos post-irradiación

La Tabla IV presenta los datos de medidas post-irradiación comparados con los numéricos de espesor de capa de interacción, porcentajes en volumen de los diferentes compuestos, incremento de espesor de óxido, hinchado y espesor de la placa en su conjunto. DPLACA tiene en cuenta la forma prismática de la partícula combustible introduciendo un factor de forma (cuadrado) para este experimento.

	PIE	DPLACA
espesor de la capa de interacción. (μm)	4 – 6	3.67
volumen de partícula de UMo (%)	0.58	0.5524
volumen de intermetálico (%)	0.37	0.3957
volumen de matriz de Al (%)	0.039	0.0418
volumen de poros (%)	0.011	0.0099
incremento del espesor de la placa (μm)	77 (5.9%)	64
Espesor de óxido (μm)	16	27
hinchado (%)	10	11.55

Tabla IV. Datos del experimento IRIS³² obtenidos en análisis post-irradiación comparados con los predichos por DPLACA.

En la Figura 13 se observa el hinchado total de la placa y las diferentes contribuciones debidas a las partículas de combustible, al intermetálico y a la densificación. La simulación muestra que el hinchado que provocan los productos de fisión sólidos y gaseosos se compensa en los primeros días de irradiación, con la reducción de porosidad (densificación), observándose cómo la resultante total comienza a crecer a partir de los 75 días de quemado.

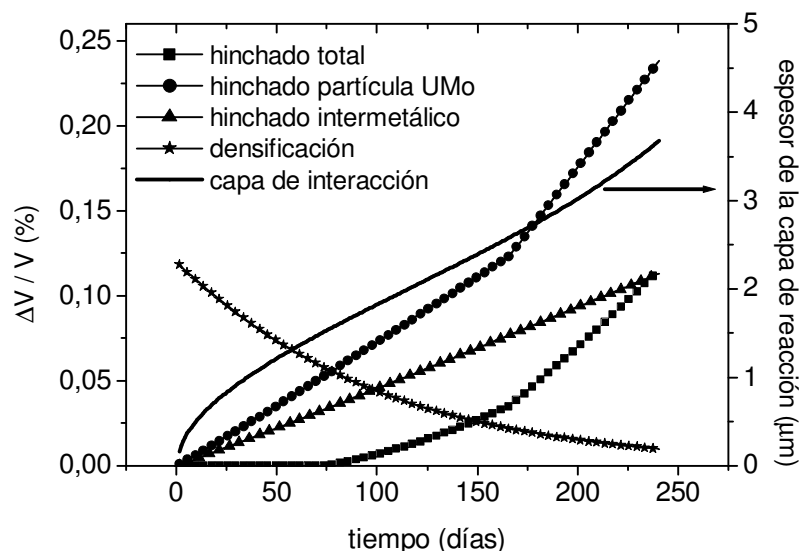


Figura 13. Experimento IRIS³²: hinchado total y diferentes contribuciones al mismo. A la izquierda se grafica la evolución de la capa de interacción con el tiempo

CONCLUSIONES

Los resultados preliminares obtenidos utilizando los códigos PLACA y DPLACA presentan gran concordancia con los valores experimentales y con los arrojados por otros códigos similares^{21,27}. El testeado de los modelos incluidos es una tarea continua y, dada la estructura del código, el reemplazo o inclusión de nuevos modelos es sencilla.

El modelo interdifusional incluido en el código DPLACA, que resuelve un problema de Stefan doble por cada elemento finito provee al código de una herramienta sumamente realista, ya que la distribución de productos de reacción, consumo de partículas combustibles y matriz es altamente dependiente de la posición longitudinal del elemento debido a la exigencia de la irradiación y a la consiguiente distribución de temperatura, tal como sucede en los experimentos. Asimismo, la visión $x-y$ permite un análisis detallado en cualquier plano del combustible, en particular los que se consideran más críticos. Además, la superposición de ambas visiones, la $x-y$ y la $y-z$, permite un análisis general del conjunto.

Ambos códigos son sometidos a comparaciones constantes con otros códigos similares, así como con los datos provenientes de reactores de investigación en operación. Si bien la información experimental es relativamente abundante para combustibles dispersos, la versión monolítica de PLACA todavía se encuentra a la espera de los próximos resultados experimentales de placas de este tipo, actualmente en proceso de irradiación.

REFERENCIAS

- 1 J.P. Durand, B. Duban y Y. Lavastre, "CERCA's 25 years experience in U₃Si₂ fuel manufacturing", *International Meeting on Reduced Enrichment for Research and Test Reactors*, Chicago, USA, Octubre (2003).
- 2 J.E. Matos y J.L. Snelgrove, "*Properties of fuel meat materials*", Appendix I-1, IAEA TECDOC 643, Research Reactor Core Conversion Guidebook, Abril (1992).
- 3 N. Arkhanhelsky, "Russian program of irradiation tests and post-irradiation experiments of full-scale fuel assemblies on the base of U-Mo fuel", *International Meeting on Reduced Enrichment for Research and Test Reactors*, Viena, Austria, Junio (2003).
- 4 G.L. Hofman y S.L. Snelgrove, "Dispersion fuels", en *Materials Science and Technology, a comprehensive treatment*, Capítulo 2, VCH, Alemania, (2004).
- 5 M.K. Meyer y G.L. Hofman, "Properties of U-Mo alloy dispersion fuel", IAEA Technical Committee on the Development of High Density U-Mo Dispersion fuels, Viena, Austria, (2003).
- 6 W.R. Gambill, "Thermo-hydraulic constraints on water-cooled research reactor performance", *Nuclear Instruments and Methods in Physics Research A*, Vol. **249**, pp. 53-57, (1986).
- 7 G.L. Hofman, M.K. Meyer y J. Park, "Observation on the irradiation behavior of U-MO alloy dispersion fuel", *International Meeting on Reduced Enrichment for Research and Test Reactors*, Las Vegas, USA, Octubre (2000).
- 8 G.L. Hofman y M.K. Meyer, "Progress in irradiation performance of experimental uranium-molybdenum dispersion fuels", *International Meeting on Reduced Enrichment for Research and Test Reactors*, Bariloche, Argentina, Noviembre (2002).
- 9 S.L. Hayes, C.L. Trybus y M.K. Meyer, "Irradiation testing of high-density uranium alloy dispersion fuels", *20th International Meeting on Reduced Enrichment for Research and Test Reactors*, Wyoming, USA, Octubre (1997).
- 10 T.H. Newton, M.S. Kazimi, E.E. Pilat y Z. Xu, "Preliminary investigation of the use of monolithic U-Mo fuel in the MTR reactor", *International Meeting on Reduced Enrichment for Research and Test Reactors*, Chicago, USA, Octubre (2003).
- 11 M. Uga, jin, A. Itoh, M. Akabori, N. Ooka y Y. Nakakura, "Irradiation behavior of high uranium-density alloys in plate fuels", *Journal of Nuclear Materials*, Vol. **254**, pp. 78-83, (1998).
- 12 S.L. Hayes, M.K. Meyer, G.L. Hofman y J.L. Snelgrove, "U-Mo/Al dispersion fuel modelling", *International Meeting on Reduced Enrichment for Research and Test Reactors*, Viena, Austria, (2004).
- 13 A. Leenaers, S. van den Berghe, E.Koonen, C.Jarousse, F.Huet, M.Trotabas, M.Boyard, S.Guillot, L.Sannen y M.Verwerft, "Post-irradiation examination of uranium-7 wt % molybdenum atomized dispersion fuel", *Journal of Nuclear Materials*, Vol. **335**, pp. 39-47, (2004).
- 14 I.I. Konovalov, "Basic properties of fuel determining its behavior under irradiation", *International Meeting on Reduced Enrichment for Research and Test Reactors*, Las Vegas, USA, Octubre (2000).
- 15 D. Yorío, A. Denis, A. Soba, O. Beuter y A. Marajofsky, "Utilización de pastillas y barras de sección rectangular delgada en el diseño de blancos de irradiación", XXX Reunión Anual de la Asociación Argentina de Tecnología Nuclear, Buenos Aires, Noviembre (2003).
- 16 A. Soba y A. Denis, "An interdiffusional model for prediction of the interaction layer growth in the system uranium-molybdenum / aluminum", *Journal of Nuclear Materials*, (enviado para su publicación).

- 17 H.J.Ryu, Y.S.Han, J.M.Park, S.D.Park y C.K.Kim, "Reaction layer growth and reaction heat of U-Mo/Al dispersion fuels using centrifugally atomized powders", *Journal of Nuclear Materials*, Vol. **321**, pp. 210-220, (2003).
- 18 L.P. Kollar, "Approximate analysis of the temperature induced stresses and deformations of composite shells", *Journal of Composite Materials*, Vol. **28**, N° 5, (1994).
- 19 A.R. Foster y R.L. Wrigth Jr., "*Basic Nuclear Engineering*, Allyn and Bacon Series in Mechanical Engineering and Applied Mechanics, 4th Ed., Boston, (1983).
- 20 Y.S. Kim, G.L. Hofman, N.A. Hanan y J.L. Snelgrove, "Prediction model for oxide thickness on aluminum alloy cladding during irradiation", *International Meeting on Reduced Enrichment for Research and Test Reactors*, Chicago, USA, (2003).
- 21 V. Marelle y F. Huet, "Thermo-Mechanical modelling of U-Mo fuels with MAIA", *8th International Topic Meeting Research Reactor Fuel Management RRFM*, Munich, Alemania, Marzo (2004).
- 22 M.E. Cunningham y K.L. Peddicord, "Heat conduction in spheres packed in an infinite regular cubical array", *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. **24**, pp. 1081-1088, (1981).
- 23 L.D. Landau y E.M. Lifshitz, "*Theory of Elasticity*, Pergamon Press, (1959).
- 24 K.J. Bathe, "*Finite element procedures*, Prentice Hall, (1996).
- 25 J.N. Reddy, "*Finite element method*, Mac Graw-Hill, (1993).
- 26 G.L. Hofman, "Crystal structure stability and fission gas swelling in intermetallic uranium compounds", *Journal of Nuclear Materials*, Vol. **140**, pp. 256-263, (1986).
- 27 A. Olson, "The PLTEMP V2.1 code", *International Meeting on Reduced Enrichment for Research and Test Reactors*, Chicago, USA, (2003).
- 28 K. Kim, J. Park, Ch. Kim, G.L. Hofman y M.K. Meyer, "Irradiation behavior of atomized U-10w % Mo alloys aluminium matrix dispersion fuel meat at low temperature", *Journal of Nuclear Engineering and Design*, Vol. **211**, pp.229-235, (2002).
- 29 A. Denis y R. Piotrkowski, "Simulation of isothermal fission gas release", *Journal of Nuclear Materials*, Vol. **229**, pp. 149-154, (1996).
- 30 A. Denis y R. Piotrkowski, "A fission gas release model, Water Reactor Fuel Element Modeling at High Burnup and Experimental Support", IAEA-TECDOC-957, IAEA, pp. 455-465, (1997).
- 31 J.A. Turnbull, R. White y C. Wise, "The diffusion coefficient of Fission Gas Atoms in UO₂", IAEA TC 659/3.5, pp. 174-181, (1987).
- 32 F. Huet, V. Marelle, J. Noirot, P. Sacristan y P. Lemoine, "Full-sized plates irradiation with high UMo fuel loading. Final results of IRIS 1 Experiments", *International Meeting on Reduced Enrichment for Research and Test Reactors*, Chicago, USA, (2003).