

MODELO TERMOQUIMICO DE UNA BARRA COMBUSTIBLE NUCLEAR EN CONDICIONES NORMALES Y DE ACCIDENTE

Martín Lemes^a, Alejandro Soba^{a,b} y Alicia Denis^a

^a *Sección Códigos y Modelos, Gerencia Ciclo del Combustible Nuclear, CAC, CNEA. Av. General Paz 1499, San Martín, 1650 Buenos Aires, Argentina. e-mail: lemes@cnea.gov.ar*

^b *CSC-CONICET, Godoy Cruz 2390, CABA, Argentina*

Palabras clave: Barra combustible, reactor nuclear, canal refrigerante, capa de óxido, LOCA

Resumen. A partir de diferentes estudios presentes en la literatura abierta, se ha desarrollado un modelo que permite analizar y cuantificar el comportamiento del fluido refrigerante para caracterizar la termohidráulica del canal en función de la presión del sistema, la velocidad y el caudal del fluido. El modelo cuantifica las fracciones de vapor y el flujo de calor crítico (CHF) con desprendimiento de la ebullición nucleada (DNB) y en pared seca (DRYOUT) considerando altos o bajos flujos de calor respectivamente, además de tener en cuenta otros factores que intervienen en la transferencia de calor vaina-refrigerante en las distintas posiciones de la barra como el crecimiento de la capa de óxido, tanto en condiciones normales de operación, como en condiciones de accidente por pérdida de refrigerante (LOCA). El modelo computacional está siendo testeado para su inclusión en DIONISIO, un código que simula el comportamiento de una barra combustible bajo irradiación en condiciones normales de funcionamiento en un reactor nuclear de potencia.

INTRODUCTION

En un reactor de potencia refrigerado por agua liviana, en condiciones normales de operación, el circuito primario y el correspondiente canal refrigerante asociado a cada barra (Figura 1), opera en condiciones de presión y flujo de refrigerante, determinadas por la ingeniería del reactor, que aseguran caudales elevados de agua en rangos de temperatura de entre 200-300°C, destinadas a mantener una adecuada extracción del calor, además de asegurar la estabilidad mecánica del sistema. La presión del líquido refrigerante es elevada 70-150 bar, lo que asegura que el agua se mantenga en fase líquida.

Durante el funcionamiento normal a plena potencia de una planta nuclear las condiciones termo-mecánicas y termo-hidráulicas pueden ser descriptas numéricamente mediante el uso de modelos estacionarios, considerando variaciones lentas en las condiciones de irradiación que generan una respuesta controlada de la potencia, lo que mantiene estables la distribución de temperaturas y el calor que el sistema entrega al refrigerante. Por el contrario, en condiciones de accidente, más precisamente durante un denominado LOCA (Loss Of Coolant Accident) que refiere al accidente caracterizado por pérdida parcial o total del refrigerante, las variaciones en el sistema resultan muy rápidas y los modelos necesarios para dar cuenta de las mismas son no estacionarios.

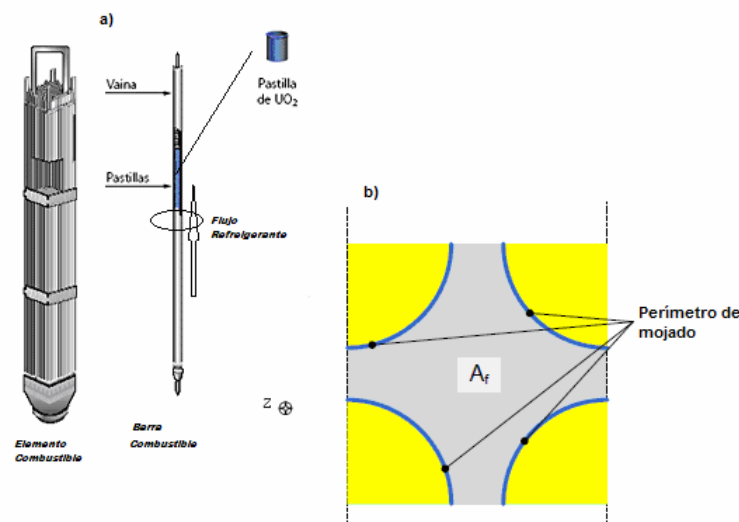


Figura 1. a) esquema de un elemento combustible PWR una barra y sus partes constitutivas principales. b) Canal refrigerante correspondiente a cada barra del elemento (tomado de (Muñoz, 2011))

En general, en accidentes de este tipo el sistema detecta una caída de presión en el líquido refrigerante, relacionada con una disminución de la velocidad en el circuito primario del reactor. Unos segundos después de detectado este malfuncionamiento, se produce la bajada de las barras de control dentro del núcleo, que interrumpe la irradiación. El calor acumulado en las barras y el que sigue generándose por decaimiento radiactivo, no obstante, debe ser disipado en condiciones de refrigeración defectuosas hasta que el encendido del circuito auxiliar de refrigeración reactive la disipación del calor hasta lograr restablecer el equilibrio. Este transitorio, que puede alcanzar los 10 a 300 segundos de duración dependiendo del tipo de reactor y su ingeniería, involucra diversas situaciones físicas que responden a las diferentes instancias anteriormente descriptas y suelen dividirse en tres etapas: 1) *Blowdown*: Desde el momento de la rotura hasta el momento en que la presión del sistema desciende hasta la presión atmosférica. Dependiendo de la magnitud de la rotura puede durar desde unos pocos segundos hasta decenas de segundos. La temperatura de la vaina se incrementa levemente debido a la disminución de la velocidad del fluido. Al caer las barras de control la irradiación se interrumpe, quedando el remanente gamma y el calor acumulado en las pastillas por disipar 2) *Refill*: Período durante el cual el nivel de refrigerante de emergencia alcanza al fondo del

núcleo (después que se vació el refrigerante principal). Es el período crítico: En este momento el calor acumulado en las barras comienza a incrementar el del fluido que no circula o circula con velocidad mucho menor hasta que comienza a evaporarse, lo que disminuye la conductancia y aumenta la temperatura de la barra. Ciertas zonas del núcleo pueden quedar descubiertas por lo que, debido a las altas temperaturas, el material de las vainas puede alcanzar el rango plástico y quedar deformado en forma permanente. En este momento se produce un crecimiento importante del óxido, la hidrurización y fragilización de la vaina, lo que puede generar roturas de la misma. Además, el hidrógeno liberado por las reacciones tiende a acumularse en la zona alta del núcleo y resulta peligroso debido a su volatilidad. Este período puede durar entre 10 y 100 segundos). 3) *Reflood*: Período del cubrimiento del núcleo con el refrigerante auxiliar. El sistema recupera lentamente las condiciones de extracción necesarias para disminuir la temperatura de las vainas. Este período puede durar varios minutos, dependiendo de la ingeniería del reactor, pero como el reactor se encuentra apagado el sistema vuelve al equilibrio lentamente sin peligro.

Este conjunto de fenómenos requiere de modelos adecuados, altamente no lineales que además de dar respuesta a cada reacción particular opere en forma interconectada con cada uno de los restantes procesos que se disparan en el momento de accidente. Esto significa, desde el punto de vista de la simulación, que no basta con obtener un modelo que describa acertadamente un problema aislado, sino que cada modelo descrito debe pensarse como parte de un todo combinado.

Durante los últimos diez años, la Sección Códigos y Modelos de la Gerencia Ciclo del Combustible Nuclear del Centro Atómico Constituyentes, CNEA, viene desarrollando el código DIONISIO (Soba, 2007; Denis and Soba, 2003; Soba and Denis, 2008) para la simulación del comportamiento de los combustibles de reactores de potencia, bajo condiciones de operación normal. Constituye un código bidimensional que trabaja con elementos finitos y contiene más de 40 modelos interconectados (muchos de los cuales fueron desarrollados por miembros del grupo). En su construcción se buscó desde el inicio obtener gran versatilidad, facilitar la interacción entre el usuario y el código, permitiendo la modificación o adaptación del programa a las necesidades de cada uno y el manejo de resultados. Para ello se propusieron programas interactivos de visualización con las utilidades gráficas que ofrecen los nuevos sistemas operativos.

Recientemente se han introducido numerosas modificaciones en el código extendiendo su versatilidad y sus capacidades. Un desafío computacional de significación fue haber incluido la opción de simular una barra completa, dividiéndola en segmentos en la dirección axial, a elección del usuario, y resolviendo en cada sector un sistema completo similar. Esta modificación permite tener en cuenta la variación axial de la potencia lineal del reactor, y como consecuencia, evaluar la dependencia con esa coordenada de todos los parámetros que miden el comportamiento de la barra combustible.

El código fue designado para participar en el proyecto FUMEX III de intercomparación de códigos, patrocinado por el OIEA (www.iaea.org; www.oecd-nea.org) en el trienio 2007-2010. Los resultados de las simulaciones realizadas en el marco de ese proyecto fueron contrastados con más de 30 experimentos que involucran mediciones de diferentes parámetros efectuadas en más de 150 barras irradiadas. El alto número de casos testeados y la buena calidad de las predicciones obtenidas autorizan a considerar a DIONISIO como una herramienta confiable de simulación.

El proyecto actual propone incluir el modelado de condiciones de accidente dentro de DIONISIO, respetando su arquitectura, modo de ejecución y versatilidad (Ver Figura 2). Con este objetivo a la vista y a través del análisis de diferentes estudios presentes en la literatura abierta, se ha desarrollado en este trabajo un modelo que permite analizar y cuantificar el comportamiento del fluido refrigerante para caracterizar la termohidráulica del elemento combustible. Este modelo se acoplará en un futuro con otros destinados a predecir el crecimiento de la capa de óxido de la barra a altas temperaturas, similares a las previsibles en condiciones de accidente, la posible deformación mecánica de vaina, la liberación de gases de fisión a altas temperaturas y la fragilización de la vaina y posible rotura.

El presente trabajo representa el estado de avance del desarrollo de un código que forma parte de un proyecto mucho más complejo cuyo objetivo principal es la descripción del comportamiento termohidráulico y termomecánico de una barra combustible y su correspondiente canal refrigerante

(Ver Figura 1), perteneciente a un reactor nuclear enfriado por agua “Light Water Reactor” (LWR) en condiciones de accidente.

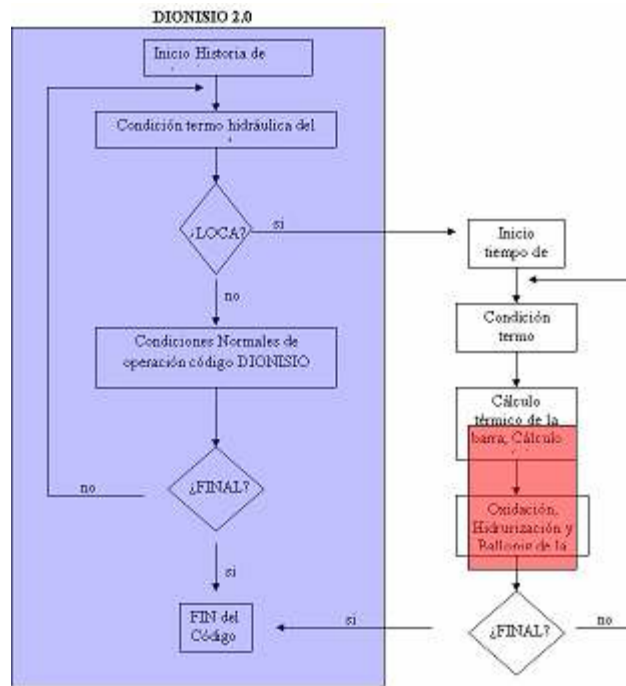


Figura 2. Diagrama de Flujo del código que incluye análisis de LOCA en DIONISIO 2.0. El recuadro azul indica al diagrama de flujo del código DIONISIO2.0 en su estado actual de desarrollo. Al hallarse un LOCA el código comienza la serie de transitorios que describen las nuevas condiciones de accidente. En rojo recuadrado los modelos aun no implementados.

1 MODELOS INVOLUCRADOS

Una vez determinados la geometría y 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 generará dentro del combustible. 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 ley

$$Q(z) = Q_M \cos \frac{\pi z}{l_e} \quad (1)$$

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

En geometría cilíndrica, las ecuaciones que describen la generación y transferencia del calor en un sistema pastilla-gap-vaina-líquido refrigerante son de la forma:

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(\kappa_r^j(T) \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\kappa_z^j(T) \frac{\partial T}{\partial z} \right) = -Q^j(r) + C_p \rho \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2)$$

donde κ^j es la conductividad térmica para $j =$ pastilla, gap o vaina (el subíndice indica la posibilidad de anisotropía de la conductividad) siendo el valor para el término independiente Q en $W m^{-3}$

$$Q^j = \begin{cases} Q^{UO_2} & \text{potencia generada en la pastilla} \\ 0 & \text{en cualquier otro caso} \end{cases} \quad (3)$$

Se emplearon para las conductividades térmicas κ las ecuaciones empíricas (Fink, 1995; Mathews, 1972; Deletre and Charles, 1997)

$$\kappa^{Pastilla}(T) = \frac{1}{0.034944 + 2.2430 \times 10^{-4} T} + \frac{6.157 \times 10^9}{T^2} \exp\left[-\frac{1.41 \times 1.6 \times 10^{-19}}{kT}\right] \quad (4)$$

$$\kappa^{Vaina}(T) = 7.51 + 2.09 \times 10^{-2} T - 1.45 \times 10^{-5} T^2 + 7.67 \times 10^{-9} T^3 \quad (5)$$

La conductividad en el gap es calculada a partir de un promedio pesado de las conductividades de los gases contenidos en el interior a medida que se incrementa el quemado, inicialmente compuesto por helio, alcanzando luego una mezcla compuesta de helio y gases de fisión.

$$\kappa^{Gap}(T) = \text{“Modelo de mezcla de gases”} \quad (6)$$

con T en $[K]$ y κ en $[W m^{-1} K^{-1}]$, C_p en $[J Kg^{-1} K^{-1}]$ y ρ en $Kg m^{-3}$.

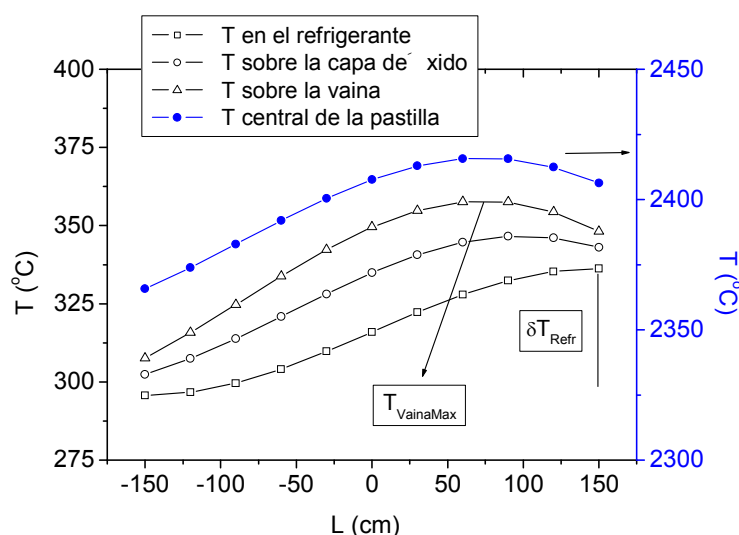


Figura 3. Distribución de temperatura en el canal, sobre la capa de óxido, sobre la vaina y en el centro de las pastillas.

Al variar Q con respecto a la posición en el eje z de la barra, se producen las variaciones en la temperatura en cada sector. DIONISIO particiona cada barra en un número de sectores a elección del usuario y sobre cada uno de ellos se resuelve el conjunto de ecuaciones que describen la

termomecánica y termoquímica con las condiciones locales, para calcular después de cada paso temporal los valores que corresponden a la barra entera. La distribución de temperatura sobre el refrigerante, la capa de óxido, la vaina y la pastilla en su centro en función de la coordenada z son representadas en la [Figura 3](#)

Las ecuaciones (1)-(6) se resuelven mediante el método de elementos finitos en coordenadas cilíndricas con condiciones de contorno: en la dirección z , de Neumann nulas, mientras que en la dirección radial las condiciones son las planteadas en el sistema (7)

$$\begin{aligned} \left(\frac{\partial T}{\partial r} \right)_{R=0} &= 0 \\ h_{F-V} (T(R_{EF}) - T(R_{IV})) &= \frac{P_L}{2\pi R_{EF}} \\ \left(\kappa_V(T) \frac{\partial T}{\partial r} \right) &= -\frac{P_L}{2\pi R_{IV}} \\ T(R_{EV}) &= T_M(z) \end{aligned} \quad (7)$$

donde P_L es la potencia lineal generada, R_{EF} , R_{IV} y R_{EV} son los radios exterior del combustible e interior y exterior de la vaina y h_{F-V} es la conductancia entre las superficies del combustible y la vaina. $T_M(z)$ es la temperatura externa de la barra que se elige constante para la porción de resolución en cada paso temporal. La conductancia total del gap corresponde a la suma de tres términos $h_{tot} = h_s + h_{rad} + h_{gasmix}$ uno de contacto sólido pastilla-vaina (diferente de cero si el gap está parcial o totalmente cerrado), un término de radiación y uno de conducción a través de la fase gaseosa, que dependerá de la composición de la atmósfera del gap.

Para determinar $T_M(z)$ debemos atender a las condiciones de extracción del sistema, que dependen de las condiciones termohidráulicas del refrigerante. Las correlaciones de transferencia de calor entre la vaina y el refrigerante son expresadas como un coeficiente que relaciona el flujo de calor de la superficie y la diferencia de temperatura entre la superficie de la vaina y el fluido:

$$q'' = h(T_M - T_f) \quad (8)$$

donde $q'' [Wm^{-2}]$ es el flujo de calor en la superficie de la vaina, $T_f [K]$ es la temperatura del fluido, $T_M [K]$ es la temperatura de la pared de la vaina y $h [Wm^{-1}K^{-1}]$ es el coeficiente convectivo. Para este modelo es crucial la determinación de la conductancia del fluido en contacto con la pared de la vaina y del flujo crítico del calor desde la barra combustible al refrigerante. Para las correlaciones de transferencia de calor se han usado modelos empíricos extraídos de la literatura específica, desarrollados para cuantificar la tasa de intercambio de energía entre una superficie sólida y un fluido que fluye sobre ella. La relación entre el flujo de calor del sistema y el llamado flujo crítico, o flujo para el cual se modifican las condiciones en las que se producen la extracción, hacen necesario un análisis muy detallado de este parámetro.

2.1 Cálculo del Flujo de calor crítico

En la superficie de una barra combustible tipo “Pressurized Water Reactor” (PWR) en contacto con el líquido refrigerante se produce la transferencia de calor desde el elemento caliente al líquido a menor temperatura. La velocidad del fluido así como la cantidad de calor a disipar desde la barra combustible son condiciones que deben tenerse en cuenta al momento del diseño de un reactor. Es necesario tener en cuenta que en la zona adyacente a la pared caliente, el líquido se encuentra sobrecalentado, y una nucleación de capa de burbujas de vapor de agua es conformada y removida rápidamente de acuerdo a los parámetros de diseño. Esa zona de coexistencia de burbujas y el agua a velocidad en el proceso de transferencia se denomina “*partial nucleate boiling*”. Pero si el flujo de calor se incrementa, las burbujas de vapor aumentan en densidad y se genera una zona extensa de nucleación de burbujas que afectará dicha transferencia. Esa zona dependerá de la presión, temperatura de trabajo del refrigerante, la potencia lineal del sistema, las condiciones del flujo (caudal y velocidad), etc. El apartamiento de la condición de “*nucleate boiling*” se suele denominar “*Departure from nucleate boiling (DNB) condition*” e implica que el sistema disminuye su capacidad extractiva de calor, con lo cual la temperatura de la superficie aumenta rápidamente, situación que debe evitarse operativamente.

Para cada tipo de elemento combustible y circuito de enfriamiento, es posible predecir ese punto crítico “*Critical Heat Flux*” (CHF) dependiendo de los flujos máscicos del agua, presión, temperatura, y potencia de trabajo. También dependen del diseño geométrico del elemento, básicamente del diámetro hidráulico de los elementos combustible. Existen tablas que proporcionan un valor de flujo de calor crítico en el sistema dado y el “*Departure from Nucleate Boiling Ratio*” (DNBR) que indica la relación entre el flujo local de calor extraído y el flujo de calor crítico. Cuanto más alto sea el valor de DNBR en las mismas condiciones de estudio, mayor será el rango de seguridad de trabajo de nuestro diseño y más apartados estaremos del flujo de extracción crítico.

Para el cálculo del flujo de calor crítico se utilizó la correlación de Bowring (Todreas and Kazimi, 1990), aplicable a un amplio rango de valores de presión del sistema y flujos máscicos superiores a $271 \text{ kg m}^{-2} \text{ s}^{-1}$, dada por la expresión:

$$q''_{cr} = \frac{A - Bh_{fg}X_t}{C} \quad (9)$$

donde $q''_{cr} [\text{Wm}^{-2}]$ es el flujo de calor por unidad de área, $h_{fg} [\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}]$ es el calor latente de vaporización y los parámetros A, B y C se expresan en términos del diámetro hidráulico, el flujo máscico a través del canal y la presión del sistema

Por su parte X_t es la fracción en masa de vapor en el refrigerante obtenido mediante la correlación de Levy (Levy, 1967)

$$X_t = X_{eq} - X_{dep} \exp(X_{eq}/X_{dep} - 1) \quad (10)$$

donde $X_{eq} = (H_l - H_{l,sat})/h_{fg}$ es la fracción de vapor en equilibrio termodinámico, $X_{dep} = c_{pl}(T_{vai} - T_{ref})/h_{fg}$ es la fracción de vapor sub enfriado, $H_l, H_{l,sat} [\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}]$ son las entalpías del refrigerante y la del líquido saturado respectivamente, $c_{pl} [\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}]$ es el calor específico del líquido, $T_{ref} [\text{K}]$ es la temperatura del fluido y $T_{vai} [\text{K}]$ es la temperatura de la pared de la vaina.

Para valores de flujo máscico menores que $271 \text{ kg m}^{-2} \text{ s}^{-1}$, o para una fracción de vapor superior al

80%, la correlación utilizada es la de Zuber modificada obtenida de (FRAPTRAN, 2011) y dada por:

$$q''_{cr} = 743 F_g F_{sub} h_{fg} \sqrt{\rho_g} \left[\sigma \cdot g_{grav} \cdot (\rho_f - \rho_g)^{0.25} \right] \quad (11)$$

donde F_g depende de la fracción en volumen de vapor en el refrigerante, F_{sub} depende de las densidad del líquido y del vapor, $\rho_{f,g}$ [$kg\ m^{-3}$], respectivamente, de la temperatura de saturación del fluido y de la temperatura del fluido.

2.2 Cálculo del coeficiente convectivo

Los modelos para el coeficiente convectivo se han desarrollado a partir de correlaciones empíricas que buscan principalmente cuantificar la tasa de intercambio de energía entre una superficie sólida y un fluido que extrae calor de la misma. Basados en la cantidad de posibilidades que existen en los estados del fluido y la relación con la transferencia de calor por convección forzada, el comportamiento general de este coeficiente se divide en cinco modos, que se diferencian por el comportamiento básico de transferencia de calor:

- 1) Convección forzada de líquido en una sola fase en ebullición nucleada subenfriada.
- 2) Ebullición saturada.
- 3) Ebullición de transición post crítica.
- 4) Ebullición laminar post crítica,
- 5) Fase vapor en convección forzada.

Existen otros modos adicionales para condiciones de flujo que se pueden hallar en los transitorios graves, que ya no se encuentran en el régimen de transferencia de calor por convección forzada. Como por ejemplo condiciones de bajo flujo, con caudales inferiores a $271\ kg\ m^{-2}\ s^{-1}$ y condiciones del fluido estancadas, que se definen con un caudal por debajo del $0,0027\ kg\ m^{-2}\ s^{-1}$ (en este régimen el coeficiente de transferencia de calor se establece en un valor mínimo constante de $28,4\ W\ m^{-2}\ K^{-1}$).

En condiciones con caudales superiores a $271\ kg\ m^{-2}\ s^{-1}$ y flujo laminar ($Re \leq 2000$) se considera un número de Nusselt (Nu) constante igual a $Nu=7.86$ y el coeficiente convectivo h_{lam} es de la forma:

$$h_{lam} = 7.86 \left(\frac{k_l}{D_e} \right) \quad (12)$$

Para las mismas condiciones de caudales y flujo turbulento ($Re \geq 2000$) el coeficiente convectivo utilizado es la correlación de Dittus-Boelter (Tong and Weisman, 1996)

$$h_{turb} = 0.023 \left(\frac{K_f}{D_h} \right) Re^{0.8} Pr^{0.4} \quad (13)$$

donde $K_f [W m^{-1} K^{-1}]$ es la conductividad térmica del fluido, Re el número de Reynolds y Pr el número de Prandtl del fluido.

El coeficiente de convección del líquido subenfriado en fase simple esta dado por:

$$h_{fs} = \max(h_{lam}, h_{turb})$$

En la región de ebullición nucleada subenfriada se utiliza el coeficiente h_{ens} dado por la correlación de Chen (Todreas and Kazimi, 1990) como una modificación de Dittus-Boelter que considera el aumento de fase vapor en el fluido. La forma general de la correlación es:

$$h_{ens} = 0.023 \left(\frac{K_l}{D_e} \right) \left(\frac{G(1-X_t)D_e}{\mu_f} \right)^{0.8} Pr^{0.4} F \quad (14)$$

el factor F toma en cuenta el incremento del flujo y la turbulencia en el fluido debido a la generación de vapor, este esta dado por:

$$F = \begin{cases} 1 & \text{si } \frac{1}{X_{tt}} \leq 0.1 \\ 2.35(0.213 \frac{1}{X_{tt}})^{0.736} & \text{si } \frac{1}{X_{tt}} > 0.1 \end{cases} \quad (15)$$

donde $X_{tt} = (1 - X_t/X_t)^{0.9} (\rho_g/\rho_l)^{0.5} (\mu_l/\mu_g)^{0.1}$ es el parámetro de Lockhart-Martinelli (Todreas and Kazimi, 1990) que relaciona la caída de presión en una fase con la de dos fases.

Para la transferencia en fase film h_{film} se utilizo la correlación de Bishop-Sandberg-Tong (FRAPTRAN, 2011)

$$h_{film} = 0.0193 (k_{vf}/D_h) Re_{vf}^{0.8} Pr_{vf}^{1.23} (\rho_g/\rho_b)^{0.68} (\rho_g/\rho_l)^{0.068} \quad (16)$$

donde el subíndice vf considera las propiedades del fluido a la temperatura exterior de la vaina, El coeficiente convectivo de transición h_{tran} post DNB entre los regimenes de ebullición nucleada y en film es el propuesto por Tong¹¹:

$$h_{tran} = 39750 \exp[-0.0144\Delta T] + 2.3 \cdot 10^{-5} (k_g/D_e) \exp[-105/\Delta T] Re^{0.8} Pr^{0.4} \quad (17)$$

Para solamente en fase film se utilizo:

$$h_{vap} = 0.023 \left(\frac{k_{vap}}{D_e} \right) Re_{vap}^{0.8} Pr_{vap}^{0.4} \quad (18)$$

donde el subíndice *vap* indica las propiedades del vapor. Cuando el caudal es inferior a $271 \text{ kg m}^{-1}\text{s}^{-1}$ no se considera el coeficiente de transición ni el de film, se considera un coeficiente de transferencia dado por la correlación de Bromley (IAEA-TECDOC-1203, 2011) en film en bajo caudal:

$$h_{low} = 0.62 \left(\frac{D_h}{2\pi \sqrt{g_{grav} (\sigma / (\rho_l - \rho_{vf}))}} \right)^{0.172} \left[(k_{vf}^3 \rho_{vf} (\rho_l - \rho_{vf}) h_{fg} g_{grav}) / (D_h \mu_{vf} \Delta T) \right]^{0.25} \quad (19)$$

para un caudal inferior a $0.0027 \text{ kg m}^{-2}\text{s}^{-1}$ se considera un coeficiente constante $h_{est} = 28$.

2 RESULTADOS Y DISCUSIÓN

Cada una de las ecuaciones descritas en el apartado 1 son resueltas para cada uno de los sectores en los que se dividen las barras de combustible, con valores de los parámetros más destacados, que varían en función de la altura de la barra. En la Figura 4.a se muestran los valores calculados de las fracciones de vapor en volumen o “voids” del fluido y las fracciones en masa de vapor o “calidades” del fluido. Se distinguen tres tipos: a) con el fluido en equilibrio termodinámico con el seno del canal refrigerante, b) con desprendimiento, caso en el cual las burbujas parten de la pared de la vaina hacia el volumen del fluido y c) con la fracción real o instantánea cercana a la pared de la vaina. Estas fueron evaluadas en 10 sectores axiales, correspondientes a distintas alturas de la barra (el sector 1 corresponde a la parte inferior por donde ocurre el ingreso del refrigerante). Estos valores resultan determinantes para el cálculo de las ecuaciones (9)-(14).

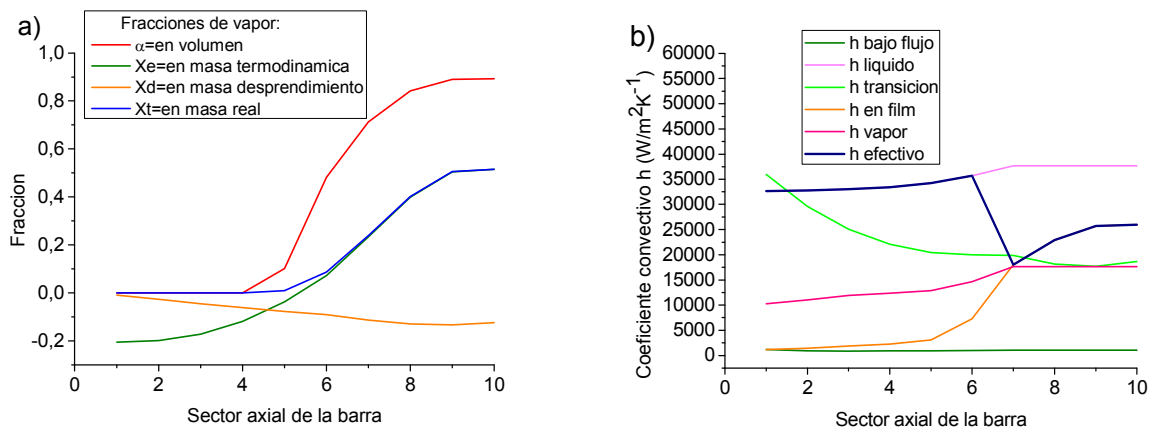


Figura 4. a) Fracciones de vapor en volumen y en masa en sectores axiales de la barra. b) Modos de transferencia de calor en sectores axiales de la barra.

En la Figura 4.b pueden observarse los valores obtenidos para los distintos modos de transferencia de calor entre la barra y el refrigerante, en los distintos sectores axiales. Los valores corresponden a un instante de 0.4 seg, con una presión inicial del sistema 15 MPa, velocidad del refrigerante 4 m/seg y temperatura de entrada del refrigerante de 280 °C. El coeficiente efectivo es el que de acuerdo a las condiciones termo hidráulicas de la vaina en la altura correspondiente, es el utilizado para calcular la transferencia de calor entre la vaina y el refrigerante.

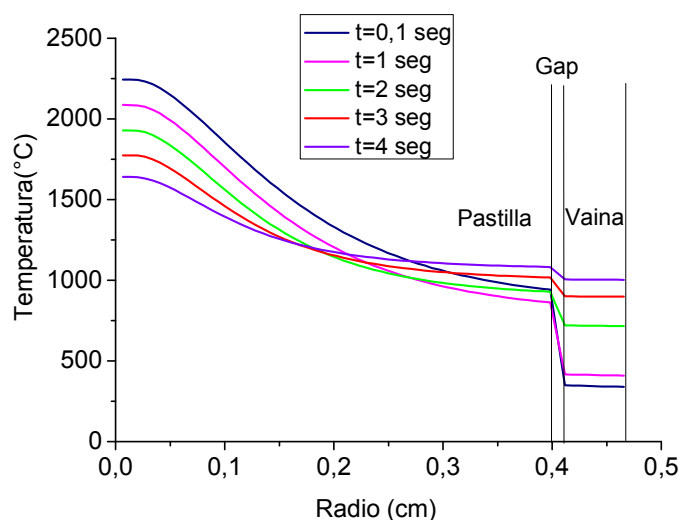


Figura 5. Variación de la temperatura en el dominio en el sector medio de la barra en función del tiempo.

En las [Figura 5](#) [Figura 6](#) se representan resultados generales del modelo actuando en conjunto para reproducir situaciones características de un LOCA. Los primeros segundos durante el accidente son cruciales por la cantidad de calor acumulada y la lentitud de la disipación, que resulta en un aumento considerable de la temperatura de la vaina. Parámetros de seguridad del diseño de los reactores proponen un límite máximo estimado de 1200 °C para temperatura que el Zircaloy puede alcanzar, para evitar que el material alcance el límite de deformación plástica, en conjunción con el aumento de captura de hidrógeno y oxidación, factores ambos que promueven la posible rotura de la vaina.

La [Figura 5](#) presenta el estado de temperaturas pastilla-gap-vaina durante los primeros segundos después del apagado del reactor (scram). Puede apreciarse la disminución de la temperatura central de la pastilla con el consiguiente aumento en la temperatura de la vaina desde su valor inicial, cuando el funcionamiento era normal.

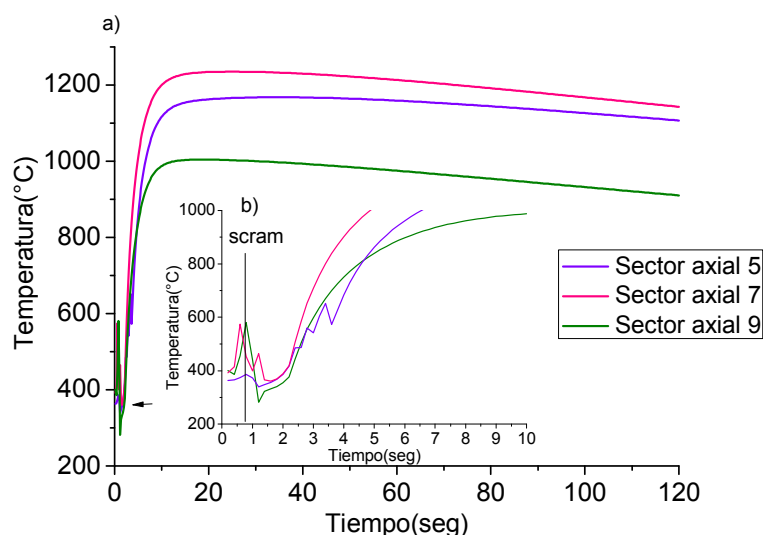


Figura 6. Variación de la temperatura de la vaina en función del tiempo para diferentes sectores (detalle en el tiempo inicial. b) Variación de la temperatura de la vaina en función del tiempo para diferentes sectores en un tiempo característico de las condiciones reales de un LOCA.

En la [Figura 6.a\)](#) se observa la variación de la temperatura de la vaina en función del tiempo para

diferentes sectores durante los primeros 120 segundos, tiempos característicos de los analizados en condiciones reales de un LOCA, mientras que en la Figura 6.b) se amplifica dicha curva para los primeros 10 seg y el instante del scram. Las condiciones de operación fueron: operación normal 1 año a potencia: 350 Wcm^{-1} , velocidad del refrigerante de entrada: 4 ms^{-1} , presión del sistema inicial: 15,5 MPa, temperatura de entrada del refrigerante: 280°C , se consideró un scram a los 0.8 seg, una presión del sistema final 3 MPa a los 10 seg y una velocidad final de refrigerante de 0.1 ms^{-1} a los 3 seg.

3 CONCLUSIÓN

El estado de avance del modelo termohidráulico vaina-refrigerante presentado permite analizar y cuantificar un gran número de parámetros y variables que intervienen en la evolución de la temperatura de la barra combustible en cada posición en la barra y en el tiempo, como ser: calor acumulado y su disipación, temperatura exterior de la vaina (y del combustible en su conjunto), temperatura del fluido en el canal refrigerante, fracciones de vapor en volumen y en masa, caídas de presión y de caudal. Estos parámetros se calculan no sólo en situaciones normales de operación del reactor sino también en casos de rápidos transitorios como los que suceden en accidentes tipo LOCA donde las condiciones de presión, caudal, temperatura, etc. del refrigerante varían drásticamente y pueden afectar la integridad física y mecánica las barras combustibles.

El modelo se halla en continua mejora con el fin de construir una herramienta de simulación que describa todas las condiciones que afectan a las barras combustibles durante un LOCA, esto es: predicción de crecimiento de óxido a altas temperaturas, formación de nuevas fases en el material, fenómenos físicos y mecánicos que sufre el combustible a altas temperaturas que no han sido considerados en este avance.

REFERENCIAS

- Muñoz, E. Modelación de la transferencia de calor en las varillas de combustible del reactor nuclear PWR, 2011
- Soba, A. Simulación del comportamiento termomecánico de una barra combustible en operación. *Tesis de doctorado, FCEyN, UBA.* 2007.
- Denis, A., and Soba A., Simulation of Pellet-Cladding Thermomechanical Interaction and Fission Gas Release. *Nucl. Eng. and Dgn.* 223 ,2003.
- Soba A., and Denis A., Simulation with Dionisio 1.0 of thermal and mechanical pellet-cladding interaction in nuclear fuel rods. *J. Nucl. Mater.* 374 ,2008.
- <http://www.iaea.org>
- <http://www.oecd-nea.org/science/fuel/ifpelst.html>
- Fink J. K., and Leibowitz L. , Thermal conductivity of zirconium, *J. Nucl. Mater.* 226 ,44-50 1995.
- Mathews J. R., The quantitative description of deformation and stress in cylindrical fast reactor fuel pins, *Advances in Nuclear Science and Technology*, Vol.6 Academic Press, 1972.
- Delete G. and Charles M., Thermal conductivity of fully dense unirradiated UO₂: a new formulation from experimental results between 100°C and 2500°C and associated fundamental properties. *Water Reactor Fuel Element Modelling at High Burnup and its Experimental Support*, IAEA-TECDOC-957, IAEA 203-216, 1997.
- Todreas N. E. and Kazimi M. S., *Nuclear Systems I, Thermal Hydraulic Fundamentals*, Massachusetts Institute of Technology, 1990.
- Levy S., Forced convection subcooling boiling , prediction of vapor volumetric fraction, *Int. J. Heat mass transfer*, vol 10, 951-965, 1967.
- FRAPTRAN 1.4: A Computer Code for the Transient Analysis of Oxide Fuel Rods, 2011.
- Tong L. S., Weisman J., *Thermal analysis of pressurized water reactor*, American Nuclear Society,

(1996)
IAEA-TECDOC-1203, Thermohydraulic relationships for advanced water cooled reactors. 2011.