

Tercer Ejercicio. Seguridad Nuclear

Tema 3.A.7

Flujo y transmisión de calor en régimen bifásico. Análisis termohidráulico del núcleo. Análisis multicanal

Resumen

Los flujos bifásicos de agua y vapor se presentan frecuentemente en los reactores nucleares de agua ligera, tanto en condiciones normales de operación como en transitorios accidentales. El estudio de los caudales bifásicos, y de la transmisión de calor en tales condiciones, son de suma importancia tanto en el diseño y optimización de las centrales como en los estudios de seguridad.

La formulación de la mecánica de fluidos bifásica requiere el planteamiento de las ecuaciones de conservación de masa, momento y energía para cada una de las fases, que deben ser cerradas con relaciones constitutivas y de salto. Las correlaciones experimentales que conforman las relaciones constitutivas se formulan en términos de los denominados *mapas o regímenes de flujo*, que describen de una manera somera la forma de las interfases líquido-vapor.

La transmisión de calor en régimen bifásico se caracteriza por una serie de regiones en las que el flujo calorífico varía enormemente. Se distinguen la zona de *convección monofásica*, *ebullición subenfriada*, *flujo calorífico crítico*, *ebullición de transición* y *ebullición en película*.

Toda esta fenomenología es utilizada en el llamado *Análisis termohidráulico del núcleo* para asegurar que no se violan ciertos límites de seguridad (SL), y asegurar así la integridad de las barreras de protección ante determinados tipos de transitorios. De este análisis se derivan también las condiciones límites de operación (LCO) cuyo cumplimiento se impone a través de las Especificaciones Técnicas de Funcionamiento (ETFs).

La aproximación más sencilla al análisis termohidráulico del núcleo es la denominada del *canal caliente*, en la que se considera un solo canal de refrigerante aislado másica y térmicamente. Este enfoque impone un grado de conservadurismo excesivo, que trata de reducirse mediante el *análisis de subcanales*, hoy en día mucho más extendido.

Índice

1. Flujo y transmisión de calor en régimen bifásico	1
1.1. Introducción	1
1.2. Flujo en régimen bifásico	1
1.3. Transmisión de calor en régimen bifásico	4
2. Análisis termohidráulico del núcleo	6
2.1. Definición	6
2.2. Limitación de la temperatura de vaina	8
2.3. Límites térmicos en centrales PWR	10
2.4. Límites térmicos en centrales BWR	13
3. Análisis multicanal	14

1. Flujo y transmisión de calor en régimen bifásico

1.1. Introducción

La energía liberada en los reactores de fisión nuclear se produce en forma de calor, por lo que no es directamente aprovechable para su consumo. Para aprovechar esa energía calorífica, la solución adoptada en las centrales nucleares de agua ligera consiste en el uso de uno o varios circuitos de refrigeración encargados de eliminar el calor del núcleo y transportarlo. Como etapa final del proceso, se produce vapor de agua que alimenta un grupo turbo-alternador para producción de energía eléctrica, más fácilmente transportable.

Frecuentemente el transporte del agua a lo largo del circuito tiene lugar en régimen monofásico, esto es con el fluido en estado líquido, pero en muchas otras ocasiones coexisten agua líquida y vapor en lo que se denomina régimen bifásico. Cabe citar a modo de ejemplo:

- En condiciones normales de operación:
 - en la vasija de los reactores BWR,
 - en los generadores de vapor de los reactores PWR.
- En condiciones accidentales, cuando se dan condiciones degradadas de la refrigeración del reactor, especialmente en los accidentes con pérdida de refrigerante (LOCA).

La presencia de dos fases complica enormemente el estudio del flujo del refrigerante y de la transmisión de calor. Desde el punto de vista hidráulico es necesario tener en cuenta no sólo la interacción del fluido con las paredes del circuito sino también la interacción de las dos fases entre sí, que es muy dependiente de la geometría de las interfases o superficies de discontinuidad que las separan. Desde el punto de vista térmico, la transmisión de calor entre paredes y refrigerante también depende de la geometría de las interfases, debido a la diferente conductividad térmica de cada una de ellas.

1.2. Flujo en régimen bifásico

Una descripción detallada de la mecánica de fluidos bifásica requeriría el planteamiento de las siguientes ecuaciones:

- Ecuaciones de campo: las ecuaciones de transporte de masa, momento y energía, para cada una de las dos fases, lo que hace un total de 6 ecuaciones.
- Ecuaciones de salto: dan cuenta de las discontinuidades de las ecuaciones anteriores en la interfase líquido-vapor. Son un total de 3 (masa, momento y energía).

- Ecuaciones constitutivas o de cierre: incluyen un gran número de ecuaciones necesarias para cerrar el sistema hacer el problema resoluble. Cabe citar las tablas de propiedades termodinámicas del agua y del vapor, las ecuaciones de conducción de calor entre el fluido y la pared, las de fricción con la pared, transmisión de calor y momento entre fases, entre muchas otras.

Las interacciones e intercambio de masa, momento y energía entre ambas fases es mayor cuanto mayor sea la superficie interfacial. La cantidad de área interfacial por unidad de volumen es por tanto una magnitud clave a la hora de integrar el sistema de ecuaciones planteado con anterioridad, lo que supone la resolución de un problema de fronteras móviles enormemente complicado. Por otra parte, la evidencia experimental muestra que las interfases cambian continuamente con una frecuencia elevada. A fin de dar solución a estos inconvenientes se suelen adoptar las dos hipótesis siguientes:

- Se promedian las ecuaciones originales tanto espacial como temporalmente, con lo que se eliminan componentes de alta frecuencia. El promediado da lugar a la definición de *fracción de huecos* α , que en un punto e instante dado vale 1 en presencia de vapor y 0 en presencia de líquido. Los valores intermedios son reflejo de la coexistencia, en mayor o menor medida, de ambas fases.
- Se considera que la interacción entre fases depende de unos *mapas o regímenes de flujo*. Éstos pueden ser definidos como patrones que tratan de describir la forma de las interfases líquido-vapor. En cada régimen de flujo se aplican correlaciones diferentes para los intercambios entre fases.

Debido a la diferencia de densidad de las dos fases, la forma característica de las interfases en cada régimen de flujo está muy influida por la gravedad. En consecuencia se suelen distinguir los regímenes de flujo en tuberías verticales y en tuberías horizontales.

Regímenes de flujo en tuberías verticales Se distinguen los siguientes patrones, que pueden observarse en la figura 1:

Bubbly flow Se caracteriza por la presencia de burbujas de vapor en el seno de un continuo de líquido. El diámetro de las burbujas es menor que el de la tubería.

Slug flow A fracciones de huecos mayores, se producen burbujas de mayor tamaño por coalescencia, llamadas burbujas de Taylor, con un diámetro similar al de la tubería. La parte anterior de la burbuja es semiesférica, y la cola termina de manera abrupta. La burbuja está separada de la pared por una lámina de líquido, que ocasionalmente puede fluir hacia abajo.

Churn flow A medida que aumenta la velocidad del fluido las burbujas se rompen dando lugar a un régimen oscilatorio e inestable.

Annular flow El líquido fluye por las paredes de la tubería y el vapor por el interior. Puede haber pequeñas burbujas de vapor en el interior del líquido y pequeñas gotas de líquido en el interior del vapor.

Wispy annular flow A mayores caudales se observa mayor cantidad de líquido en el interior del vapor, que da lugar a grandes gotas por coalescencia.

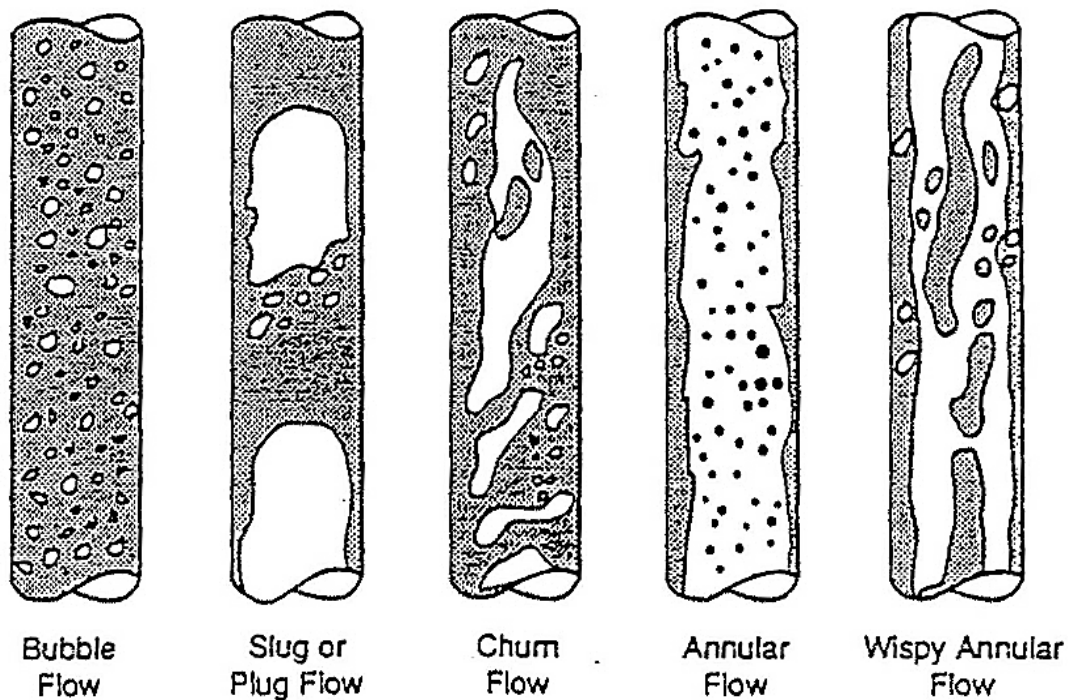


Figura 1: Regímenes de flujo en tuberías verticales.

Regímenes de flujo en tuberías horizontales Los patrones que se describen a continuación se representan gráficamente en la figura 2:

Bubbly flow Similar al homónimo en tuberías verticales, aunque por efecto de la gravedad las burbujas tienden a concentrarse en la parte superior de la tubería. Cuanto mayor es el caudal más homogénea es la concentración de burbujas.

Stratified flow A bajas velocidades las fases se separan completamente gracias a la fuerza gravitatoria, con el vapor situado en la parte superior. A medida que aumenta la velocidad se forman olas en la interfase.

Annular flow Similar a su homónimo en tuberías verticales, con la salvedad de que la lámina de líquido puede ser mucho más gruesa en la parte inferior de la tubería que en la superior.

Plug flow Se trata de un régimen intermitente que se produce a bajos caudales y velocidad del líquido moderada. Se observa la presencia de burbujas alargadas de vapor en el seno de tapones de líquido.

Slug flow Al igual que en tuberías verticales, mayores caudales dan lugar a un flujo caótico con intrusiones de gotas de líquido en las burbujas de vapor y de pequeñas burbujas en el seno de la fase líquida.

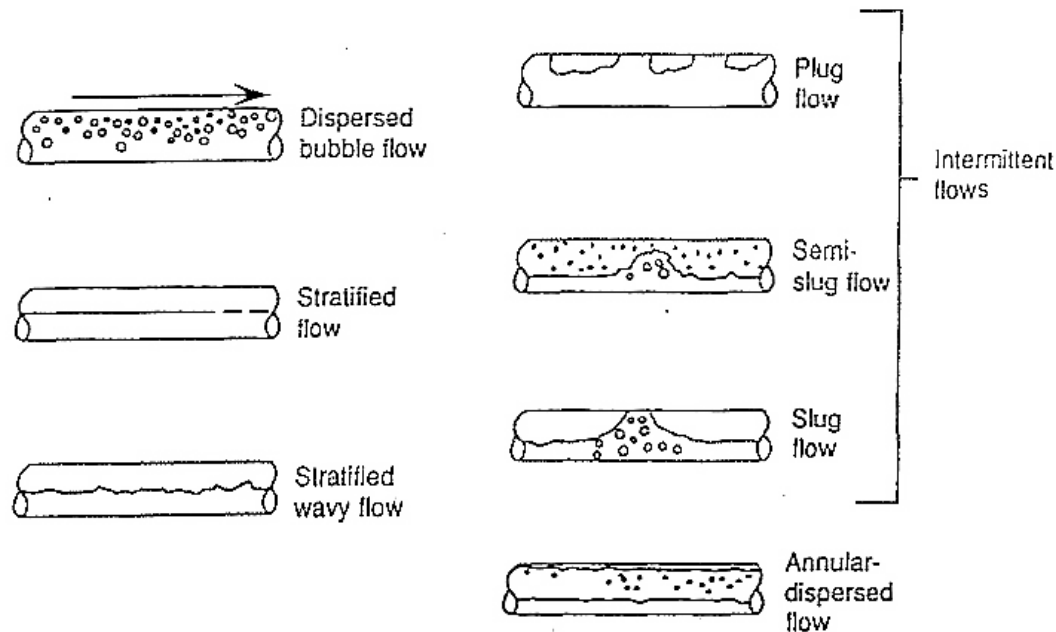


Figura 2: Regímenes de flujo en tuberías horizontales.

1.3. Transmisión de calor en régimen bifásico

La presencia de dos fases en un circuito de refrigeración condiciona no sólo los aspectos hidrodinámicos sino también la transmisión de calor entre las paredes y el fluido. Debido a la diferente conductividad térmica del líquido y del vapor, la conducción calorífica será muy distinta dependiendo de la fracción de volumen ocupada por cada fase y muy especialmente de cuál de las dos fases esté en contacto con la pared. De ahí la importancia de los regímenes de flujo a la hora de establecer correlaciones de transmisión de calor entre pared y fluido bifásico.

Supongamos una tubería por la que circula agua en convección forzada, y que además es calentada de manera que se controle el salto de temperatura $T_W - T_{sat}$, es decir la diferencia entre la temperatura en la pared y la temperatura de saturación del fluido a la presión dada. A medida que se incrementa el salto de temperatura el flujo calorífico entre pared y fluido sigue la curva representada en la figura 3.

Se observan cuatro regiones o modos de transmisión claramente diferenciados:

1. En esta región tiene lugar el modo de *convección monofásica*, en el que el calor transmitido al líquido no saturado se invierte en aumentar su temperatura.
2. A mayor salto de temperatura se observa el modo de *ebullición nucleada*. Cabe distinguir a su vez dos regiones dentro de este modo. En la primera, conocida como región de *ebullición subenfriada*, se forman en la pared pequeñas burbujas de vapor que se colapsan rápidamente en el seno del líquido. Éste es el régimen en el que opera normalmente el circuito primario de un reactor de agua a presión. La segunda región, conocida como de *ebullición nucleada desarrollada*, se caracteriza por la formación en la pared, y en torno a ciertos puntos llamados núcleos de ebullición, de burbujas de vapor que al alcanzar cierto tamaño se alejan

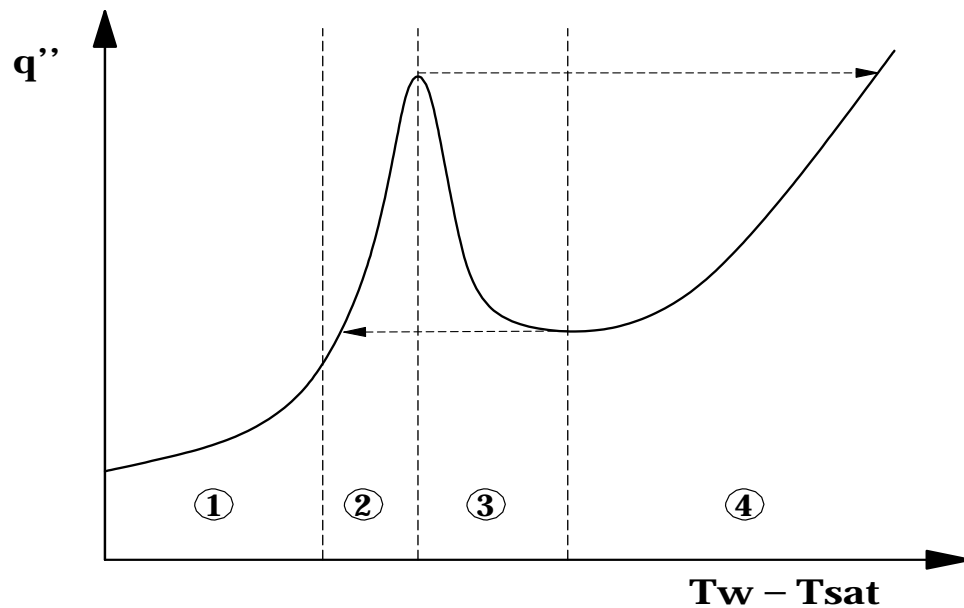


Figura 3: Regímenes de transmisión de calor.

de la pared y se incorporan a la corriente de fluido. El proceso de transmisión de calor en este modo es altamente eficiente, ya que la energía calorífica se invierte principalmente en el calor latente necesario para hacer cambiar el fluido de fase. Al ser éste un mecanismo que requiere un gran aporte de energía, la refrigeración de la pared es óptima. En este modo de transmisión de calor trabajan en operación normal los generadores de vapor de las plantas de agua a presión y los reactores de agua en ebullición.

3. El flujo calorífico en régimen de ebullición nucleada alcanza un máximo al aumentar el salto $T_W - T_{\text{sat}}$, ya que a partir de ese punto la generación de vapor es tan abundante que el líquido no llega a mojar la pared. El máximo se denomina de varias maneras, tales como punto de *dryout*, DNB (departure from nucleate boiling) o CHF (critical heat flux). A la derecha de este punto se encuentran los regímenes *post dryout*. El primero de ellos, correspondiente a la tercera región en la figura 3, es el régimen de *ebullición de transición*. Se caracteriza porque el flujo calorífico es decreciente con el salto $T_W - T_{\text{sat}}$, hasta alcanzar un mínimo. Esta propiedad hace que la región sea inestable, por lo que el sistema la abandona rápidamente y cicla entre la región de ebullición nucleada y la que se describe a continuación. Este ciclo viene representado por las dos flechas en la figura 3.
4. Tras el punto de flujo calorífico mínimo se extiende la región de *ebullición en película*, caracterizada también porque el vapor está en contacto permanente con la pared aunque la curva tiene pendiente positiva.

2. Análisis termohidráulico del núcleo

2.1. Definición

En una instalación nuclear, el daño último que se trata de evitar es la dosis radiológica a las personas, al medio ambiente o al patrimonio. Sin embargo, la relación entre las variables de proceso de la instalación y el daño radiológico en el medio exterior no es fácil de establecer. La variable *dosis* está muy alejada, en términos de modelación, de las variables de proceso de una central. Por ello se hace necesario dividir el problema general en un conjunto de problemas parciales y esta división será tanto más útil cuanto más desacoplados estén entre si los problemas parciales.

Se pretende, por tanto, obtener un conjunto de límites, subordinados a los límites de dosis, que puedan ser aplicados a variables más cercanas a las de proceso. La existencia de barreras físicas destinadas a contener los materiales radiactivos juega un papel clave en este proceso de simplificación.

Un paso más en el proceso de conversión de límites es obtener, a partir de los límites de integridad de barreras, otros límites expresados ya en términos de variables de proceso, que son las variables físicas que describen el comportamiento de la instalación (presiones, caudales, temperaturas, etc.) u otras obtenidas como función de ellas.

Una barrera puede fallar de distintos modos, según el tipo de agresión que sufra y las condiciones en las que ésta se produce. Se define como *variable de seguridad* una función de las variables de proceso que es indicativa de un determinado tipo de amenaza a una barrera de protección. Se define como *límite de seguridad* un valor de una variable de seguridad que no se debe sobrepasar bajo condiciones especificadas. La elección de variables y límites de seguridad se hace de manera que la no superación del límite permita garantizar con suficiente nivel de confianza que no se va a producir el modo correspondiente de fallo de la barrera. Por tanto, la superación del límite es una condición necesaria para que el modo de fallo se produzca.

La conversión de límites de integridad de barreras en límites de seguridad se debe considerar como parte del análisis de seguridad. Sin embargo, no suele hacerse instalación por instalación sino que los diseñadores realizan estudios genéricos, frecuentemente acompañados de resultados de programas experimentales, en los que se demuestra la relación entre dichos límites así como el rango de validez y el nivel de confianza de esa relación. Una vez aprobado el estudio genérico por la autoridad reguladora, en los análisis específicos de planta se deben demostrar dos cosas: que la instalación cumple las hipótesis del estudio genérico y que se respetan los límites de seguridad. Un ejemplo de este proceso es el uso de las correlaciones de DNB en centrales PWR o de CPR en las centrales BWR, límites éstos que se estudiarán más adelante. En ambos casos se trata de relacionar la generación de daños locales en las vainas del combustible (criterio de integridad de barreras) con la existencia de condiciones de flujo calorífico crítico, expresadas en términos de DNBR o MCPR (variables de seguridad).

Otro aspecto importante del análisis de seguridad consiste en determinar bajo qué condiciones iniciales y de frontera (LCO, Limiting Conditions of Operation), se garantiza que no se sobrepasan los límites de seguridad¹.

¹Ver el tema A13 para una definición completa de los límites de seguridad y de las condiciones límite

Según el capítulo IV de los Estudios de Seguridad [1], el objetivo general del diseño termohidráulico del núcleo del reactor es facilitar una adecuada transferencia calorífica que sea compatible con la distribución de calor generado en el núcleo de modo que la extracción de calor por el Sistema de Refrigeración de Emergencia del Reactor o por el Sistema de Refrigeración de Emergencia del Núcleo (donde sea aplicable), asegure que se cumplan los siguientes criterios de funcionamiento y seguridad²:

- a. No se esperan daños en el combustible ³ durante el funcionamiento normal y transitorios de operación (Condición I) o cualquier condición transitoria derivada por fallos de frecuencia moderada (Condición II). No es posible, sin embargo, excluir un número muy pequeño de fallos de la barra. La capacidad del sistema de limpieza de la planta podrá absorber este número muy pequeño de fallos de la barra. Éstos son consistentes con las bases de diseño de la planta.
- b. El reactor se puede llevar a un estado seguro a continuación de un caso de Condición III, con sólo una pequeña fracción de barras de combustible dañadas aunque pudiera producirse suficiente daño en el combustible, para impedir la reanudación inmediata del funcionamiento.
- c. El reactor se puede llevar a un estado seguro y el núcleo se puede mantener en condiciones subcríticas con una geometría aceptable de transferencia calorífica, a continuación de transitorios derivados de casos derivados de la Condición IV.

El proceso de análisis termohidráulico del núcleo se ejecuta normalmente tras el análisis nuclear, en el que se calculan el flujo neutrónico y la densidad de potencia, dadas una distribución de isótopos físiles en el reactor y unas condiciones supuestas en el moderador. Puesto que las condiciones del moderador dependen a su vez de la potencia del reactor, el análisis global nuclear y termohidráulico es susceptible de seguir un procedimiento iterativo hasta llegar a una solución consistente. No obstante, lo más habitual es ejecutar los cálculos en una sola etapa.

Los límites objeto de estudio en el análisis termohidráulico del núcleo son los siguientes:

- *Limitaciones de temperatura del combustible.* La temperatura del centro de la pastilla debe ser inferior a la de fusión. Para combustibles cerámicos de UO_2 dicha temperatura es de unos 2800 °C. Para el carburo de uranio, la temperatura de fusión es de unos 2500 °C. En combustibles metálicos, los posibles cambios de fase introducen ciertas limitaciones de temperatura.
- *Limitaciones térmicas de la vaina.* Aunque no es previsible que la vaina alcance su punto de fusión en condiciones normales de operación, sí que puede verse sometida a esfuerzos considerables debido a grandes gradientes térmicos. También deben tenerse en cuenta los esfuerzos debidos a las presiones de las pastillas de combustible. Por otra parte, el excesivo calentamiento de la vaina favorece la reacción de oxidación del zirconio en presencia de agua. Dicha oxidación debe ser menor del 17 % durante cualquier transitorio.

de operación.

²En este caso, nos ceñimos exclusivamente a centrales de tecnología PWR

³Daño en el combustible, en el sentido en que se usa aquí, se define como penetración de la vaina por parte de los productos de fisión

- *Limitaciones de temperatura del refrigerante.* Este tipo de limitaciones tratan en general de prevenirla ebullición en el seno del fluido y evitar así un aumento brusco de la temperatura de la vaina. En reactores de agua a presión la variable de referencia es el DNBR (departure from nuclear boiling ratio). En reactores de agua a presión existe un criterio similar, recogido en la variable MCPR (minimal critical power ratio).

2.2. Limitación de la temperatura de vaina

La temperatura en el centro de la pastilla de combustible se determina a partir de las ecuaciones de transmisión de calor y de conservación de la energía, suponiendo conocidas la densidad de potencia y la temperatura del refrigerante.

La ecuación de conservación de la energía se representa mediante la ecuación

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho c T) = q'''(r, t) - \nabla \cdot \mathbf{q}(r, t) \quad (1)$$

donde

- ρ es la densidad del combustible,
- c es la capacidad calorífica,
- T es la temperatura,
- $q'''(r, t)$ es la densidad de potencia, y
- $\mathbf{q}(r, t)$ es el flujo calorífico.

La ecuación de transmisión de calor, o ley de Fourier, adopta la forma

$$\mathbf{q}(r, t) = -k \nabla T(r, t) \quad (2)$$

donde k es la conductividad térmica del material considerado.

La formulación de las ecuaciones anteriores en coordenadas cilíndricas, en régimen estacionario, y considerando la conductividad térmica del combustible constante, lleva a la ecuación

$$\frac{1}{r} \frac{d}{dr} \left(k r \frac{dT}{dr} \right) = -q''' \quad (3)$$

donde k_F es la conductividad térmica del combustible.

Resolviendo la ecuación (3) se obtiene el salto de temperatura entre el centro del combustible y la periferia:

$$\Delta T_F = \frac{q_l' k_F}{4\pi} \quad (4)$$

donde q_l' es la densidad lineal de potencia. Considerando despreciable la conducción axial frente a la radial, se deduce inmediatamente

$$q' = \pi r_F q'''$$

(5)

-
-
-
-

-
-
-

En el huelgo entre la pastilla de combustible y la vaina se resuelve la misma ecuación que en combustible, esta vez sin fuentes de potencia. Para huelgos estrechos la solución se puede aproximar por

$$\Delta T_G \approx \frac{q' t_G}{2\pi r_F k_G} \quad (6)$$

donde

ΔT_G es el salto de temperatura en el huelgo,

r_F es el radio del combustible,

t_G es el espesor del huelgo,

k_G es la conductividad térmica del huelgo.

La ecuación (6) es válida suponiendo un combustible ideal. En la práctica el hinchamiento progresivo del combustible provoca que parte de él esté en contacto con la vaina, con lo que la situación se hace más difícil de modelar. Suele definirse el coeficiente de transmisión de calor en el huelgo como

$$h_G \equiv \frac{q''}{T_G} \quad (7)$$

Teniendo en cuenta que

$$q'' = q''' \text{ Superficie lateral del combustible} = q''' \frac{\pi r_F^2}{2\pi r_F} = \frac{q'}{2\pi r_F} \quad (8)$$

el salto de temperatura en el huelgo es

$$\Delta T_G = \frac{q'}{2\pi r_F h_G} \quad (9)$$

El salto de temperatura en la vaina sigue una ecuación similar a la del huelgo:

$$\Delta T_C = \frac{q' t_C}{2\pi r_f k_C} \quad (10)$$

donde T_C es el espesor de la vaina más el huelgo.

La transmisión de calor de la vaina al refrigerante sigue la ley de Newton:

$$q'' = h_S (T_S - T_{fl}) \quad (11)$$

donde

h_S es u coeficiente de transmisión de calor,

T_S es la temperatura de la superficie y

T_{fl} es la temperatura del refrigerante.

En función de la densidad lineal de potencia, la ecuación anterior se convierte en

$$T_S - T_{fl} = \frac{q' r_F}{h_S 2\pi(r_F + t_C)} \quad (12)$$

Sumando todos los saltos de temperatura expresados en las ecuaciones (4), (6), (10) y (12), se obtiene la siguiente ecuación para la diferencia de temperaturas entre el centro de la pastilla y el refrigerante:

$$T_F - T_{fl} = \frac{q' r_F}{2\pi r_F k_F} + \frac{1}{h_G} + \frac{t_C}{k_C} + \frac{r_F}{h_S(r_F + t_C)} \quad (13)$$

La ecuación (13) muestra claramente cómo la temperatura del centro de la pastilla de combustible se acota limitando la densidad lineal de potencia. Esta es la razón por la que la evolución histórica del combustible ha tendido siempre a reducir la densidad lineal de potencia incrementando el número de varillas por elemento combustible. El análisis debe ser completado con un estudio de las caídas de presión en el núcleo, a fin de determinar la distribución de caudales y los esfuerzos dinámicos a soportar por las varillas y los elementos estructurales.

Puesto que el objeto de este análisis no es conocer con exactitud las condiciones termohidráulicas del núcleo, sino tan sólo garantizar que las variables de interés no exceden los límites impuestos por la regulación, se utilizan normalmente hipótesis simplificadoras. La estrategia más comúnmente utilizada es el uso del llamado *canal caliente*, entendiendo como tal el canal de refrigerante en el que el flujo calorífico y el aumento de entalpía del refrigerante son máximos. En este contexto se considera canal una porción longitudinal de refrigerante, en el sentido de las varillas de combustible, cuya sección transversal está limitada por cuatro varillas de combustible en los vértices si la disposición es cuadrada. El canal caliente suele ser el más centrado en el núcleo, aunque variaciones espaciales en el enriquecimiento del combustible y, en última instancia, en la generación de potencia, pueden hacer que el canal caliente no sea el central. Se considera que no hay flujos cruzados entre canales adyacentes; es decir, el canal caliente se supone aislado por paredes adiabáticas.

2.3. Límites térmicos en centrales PWR

Se definen los siguientes límites térmicos, que en conjunto garantizan que los perfiles axiales y radiales de potencia satisfacen los criterios de seguridad impuestos por la regulación:

DNBR (Departure from Nucleate Boiling Ratio), también denominado CLEN (Condición Límite de Ebullición Nucleada). Su función es limitar el perfil radial y axial de potencia de manera que se evite la pérdida de refrigeración de las vainas, con el consiguiente riesgo de rotura. Es una variable definida localmente, a través de la expresión

$$\text{DNBR} = \frac{\text{flujo calorífico crítico}}{\text{flujo calorífico}} \quad (14)$$

donde se entiende que el flujo calorífico crítico (CHF) es aquél que haría perder las condiciones de ebullición nucleada. El DNBR es una variable definida

localmente, y se considera como una variable de seguridad en el análisis de transitorios del Estudio de Seguridad. El correspondiente límite de seguridad se fija de manera que se garantice que exista al menos una probabilidad del 95 %, con una nivel de confianza del 95 %, de que no se alcance el DNB en el núcleo.

El valor del límite de seguridad depende de correlaciones obtenidas mediante experimentos del fabricante. En el caso de utilizar la correlación W-3 de Westinghouse, el límite de seguridad se fija en 1,3. Posteriormente han ido surgiendo otras correlaciones más detalladas, como la WRB-1, WRB-2 y WRB-2M, que han permitido reducir el valor de dicho límite.

$F_Q^T(z)$ (Heat Flux Hot Channel Factor), o factor de flujo calorífico en el canal caliente. Se trata de una curva, dependiente de la altura del núcleo z , que envuelve el perfil axial de potencia. Se define como

$$F_Q^T(z) = \frac{\text{Máxima densidad lineal de potencia en el plano } z = \text{cte}}{\text{Densidad lineal de potencia media en todo el núcleo}} \quad (15)$$

Esta variable se considera un límite de operación (LCO) que garantiza que el pico de temperatura de vaina (PCT) no supera los 2200 °F (1024 °C) durante un accidente con pérdida de refrigerante (LOCA) y que además no se violan los SAFDL (Specified Acceptable Fuel Design Limits) durante transitorios de condición I y II.

Para entender la metodología de cálculo del $F_Q^T(z)$ es necesario definir dos nuevos parámetros:

$F_R^T(z)$ (Radial Hot Channel Factor), o pico de potencia radial normalizado. Se define como

$$F_R^T(z) = \frac{\text{Máxima densidad lineal de potencia en el plano } z = \text{cte}}{\text{Densidad lineal de potencia media en el plano } z = \text{cte}} = \frac{q_{\text{max}}^l(z)}{\frac{1}{N} \sum_{r=1}^N q_r^l(z)} \quad (16)$$

Este parámetro no puede ser controlado durante la operación.

$P(z)$ (Axial Hot Channel Factor), o factor nuclear axial de canal caliente. Se define por la expresión

$$P(z) = \frac{\text{Densidad lineal de potencia media en el plano } z = \text{cte}}{\text{Densidad lineal de potencia media en el núcleo}} = \frac{\frac{1}{N} \sum_{r=1}^N q_r^l(z)}{\frac{1}{N} \sum_{r=1}^N q_r^l} \quad (17)$$

Este parámetro puede ser controlado en operación mediante la posición de las barras de control y la concentración de boro.

Para calcular $F_Q^T(z)$, se obtienen primeramente, mediante un código 3D, los $F_R^T(z)$ en estado estacionario correspondientes a las distintas configuraciones de los bancos de control en función del quemado. A continuación se obtienen

mediante un código 1D las formas axiales de potencia $P(z)$ correspondientes a un amplio espectro de operación del núcleo (estacionario, seguimiento de carga, etc.).

Se obtiene entonces la *envolvente de operación* como

$$F_Q^N(z) = \max_{\text{configuraciones}} P(z) \cdot F_{xy}^N(z) \quad (18)$$

La envolvente de operación se multiplica por los tres factores siguientes:

F_{NO} factor de incertidumbre nuclear. Se introduce para compensar incertidumbres en la determinación de $F_{xy}^N(z)$ y $P(z)$, ya que éstos se obtienen experimentalmente como cociente de flujos caloríficos y no de densidades lineales de potencia. Por otra parte, la instrumentación nuclear presenta unas incertidumbres en las medidas. El valor de F_U^N suele situarse en torno a 1,05.

F_{EO} factor de ingeniería. Se introduce para obtener un mayor grado de conservadurismo y así dar cuenta de incertidumbres en la fabricación de elementos combustibles (enriquecimiento, densidad, dimensiones, etc.). Su valor típico se sitúa en torno a 1,03.

$S(z)$ o tolerancia por densificación. Se introduce para tener en cuenta los efectos de densificación a la altura z del núcleo.

Con todos estos elementos, se obtiene finalmente la expresión

$$F_Q(z) = \max_{\text{configuraciones}} P(z) \cdot F_{xy}^N(z) \cdot s(z) \cdot F_U^N \cdot F_{EO}^Q \quad (19)$$

F_{NH} (Nuclear Enthalpy Rise Hot Channel Factor), o factor de incremento de entalpía en el canal caliente. Se trata de una LCO cuya función es limitar el perfil radial de potencia, y se define como

$$F_{NH} = \frac{\text{Potencia de la varilla más potente}}{\text{Potencia media por varilla}} \quad (20)$$

Evidentemente se trata de un factor global que afecta a todo el canal. Al imponer una LCO sobre $F_{\Delta H}^N$ se evita que se alcance el límite de seguridad del DNBR en transitorios de condición I y II.

AFD o ΔI (Axial Flux Difference), o asimetría axial de potencia. Se define como

$$AFD = \frac{\varphi_{\text{top}} - \varphi_{\text{bottom}}}{\varphi(100\%)} \quad (21)$$

donde φ_{top} y φ_{bottom} son los flujos neutrónicos en la mitad superior e inferior del núcleo respectivamente, medidos mediante la instrumentación extranuclear (ex-core). Con este parámetro se limita la distribución del Xenon y se garantiza el cumplimiento del límite de operación $F_Q(z)$.

2.4. Límites térmicos en centrales BWR

En centrales de agua en ebullición se toma como canal caliente todo un elemento combustible rodeado de su camisa. Se postulan unos límites térmicos con funciones parecidas a los de centrales PWR, pero con algunas diferencias en su definición debidas a la diferencia de tecnologías.

PLHGR (Peak Linear Heat Generation Rate). Máxima potencia lineal en un nodo dentro de una varilla determinada.

Para calcular el PLHGR se deben definir los siguientes factores de pico:

RPF (Radial Peak Factor). Es una variable definida para cada elemento, a través de la expresión

$$RPF = \frac{\text{Potencia del elemento}}{\text{Potencia media por elemento}} \quad (22)$$

APF (Axial Peak Factor). Se trata de una variable definida para cada uno de los 24 nodos axiales en que se divide un elemento combustible, mediante la expresión

$$APF = \frac{\text{Potencia del nodo}}{\text{Potencia media por nodo en el elemento}} \quad (23)$$

LPF (Local Peak Factor). Dentro de cada elemento y nodo axial considerado, se define para cada varilla el LPF mediante la expresión

$$LPF = \frac{\text{Potencia del trozo de varilla más potente}}{\text{Potencia media por trozo de varilla en el nodo}} \quad (24)$$

TPF (Total Peak Factor). Dentro de cada elemento considerado, se define como

$$\begin{aligned} TPF &= RPF \cdot APF \cdot LPF \\ &= \frac{\text{Potencia del trozo de varilla más potente en el núcleo}}{\text{Potencia media por trozo de varilla en el núcleo}} \end{aligned} \quad (25)$$

MTPF (Maximum Total Peak Factor). Proporciona el valor máximo del factor de pico local en todo el núcleo, y obviamente está definido por

$$MTPF = \max TPF = \max (RPF \cdot APF \cdot LPF) \quad (26)$$

A partir de las definiciones anteriores se obtiene el valor máximo de la potencia lineal como

$$PLHGR = q' \cdot MTPF \quad (27)$$

que se corresponde con la máxima potencia lineal de una varilla en un nodo dentro del núcleo.

Al PLHGR se le asigna una LCO que aparecerá debidamente reflejada en las Especificaciones Técnicas de Funcionamiento. Su valor típico se encuentra en torno a los $42\text{--}45 \frac{\text{kW}}{\text{m}}$.

El cumplimiento de esta LCO garantiza que no se viola el límite del 1 % de deformación plástica. En análisis del límite de operación incluye además márgenes de seguridad que permiten violar los límites de operación en transitorios operacionales previsibles (AOO). El PLHGR también contribuye a evitar que se viole el límite de PCT (Peak Clad Temperature) durante un LOCA, así como el resto de los SAFDL (Specified acceptable Fuel Design Limits).

MAPLHGR (Maximum Average Planar Linear Heat Generation Rate). Máxima potencia lineal promediada en un plano horizontal. Es necesario definir previamente la variable APLHGR (Average Planar Linear Heat Generation Rate) como

$$APLHGR = LHGR = \frac{\sum_{i=1}^N LHGR_i}{N} \quad (28)$$

donde N es el número de varillas de combustible en cada elemento.

El MAPLHGR es el valor máximo de este parámetro sobre los 24 nodos de cada elemento combustible.

Este límite garantiza que no se alcance una PCT de 2200 °F (1024 °C) durante un LOCA y que no superen los SAFDL durante AOOs.

MCPR (Minimum Critical Power Ratio). Se define el CPR (Critical Power Ratio) como el cociente

$$CPR = \frac{\text{Potencia del elemento que causaría el } dryout}{\text{Potencia del elemento}} \quad (29)$$

EL MCPR es el mínimo de todos los CPR. Sobre el MCPR se impone un límite de seguridad (SLMCPR) que garantiza que el 99% de las varillas evitarán el *dryout*. Obviamente el valor del SLMCPR debe ser mayor que 1, y típicamente se encuentra en el rango [1,02, 1,10].

Se trata de una magnitud similar a DNBR en centrales PWR, con la diferencia de que ésta última es una variable local.

3. Análisis multicanal

La aproximación del canal caliente supone que no existen flujos cruzados entre canales adyacentes. Esta hipótesis puede ser demasiado conservadora, con lo que pueden obtenerse diseños poco optimizados y con un excesivo margen de seguridad.

En oposición al concepto de canal caliente, el *análisis de subcanales* o *análisis multicanal* trata de reducir el grado de conservadurismo suponiendo canales paralelos de refrigerante no aislados entre sí ni másica ni térmicamente. Esto implica la existencia de flujos cruzados entre canales adyacentes debidos a los gradientes transversales de presión y a los fenómenos de turbulencia.

El análisis de subcanales se aplica preferentemente en centrales tipo PWR, y muy especialmente en aquellas diseñadas para seguimiento de carga, con el fin de obtener

cálculos más realistas del DNBR. No obstante puede aplicarse también en centrales BWR, ya que aunque la camisa garantiza el aislamiento másico de los elementos combustibles, pueden hacerse cálculos más detallados que contemplen flujos cruzados entre los canales definidos por las varillas de cada elemento.

La definición de subcanal es una decisión sujeta al arbitrio del diseñador. En general, suele definirse un canal como la sección de refrigerante comprendida entre cuatro varillas de combustible (si éstas están dispuestas en una configuración cuadrada o rectangular), tal como describe la región de color gris claro en la figura 4. También puede definirse un subcanal centrado en una varilla de combustible, tal como aparece definido por la región gris oscura en la misma figura. No existe impedimento alguno para definir subcanales que comprendan un número mayor de varillas de combustible. En general, se eligen los subcanales de forma que puedan aplicarse hipótesis simplificadoras por cuestiones de simetría.

■

■

■

■

■

Figura 4: Subcanales centrados en el refrigerante y en la varilla.

Una vez seleccionado el subcanal, éste se mantiene fijo durante los cálculos, definiendo el volumen de control sobre el que se aplicarán todas las ecuaciones de conservación (masa, momento y energía) excepto la del momento transversal. El tratamiento del momento transversal es el aspecto clave del análisis de subcanales, ya que los flujos cruzados entre canales adyacentes determinan el mezclado de masa y energía entre ambos. Se considera que el flujo transversal, al abandonar la pared que define el subcanal, adopta la orientación del flujo axial en el canal adyacente. Evidentemente esta es una hipótesis que vulnera la formulación tridimensional de la ecuación del momento, y que por tanto puede perder su validez en determinadas circunstancias como la concurrencia de convección natural y forzada.

Un análisis ideal de un reactor mediante el método de subcanales supondría definir un subcanal por varilla. Esto implica la definición de unos 30.000 – 40.000 subcanales,

según diseños, que pueden reducirse a unos 4.000 por cuestiones de simetría. Aún así, el problema resulta demasiado complejo, por lo que se suele adoptar uno de los dos enfoques que se describen a continuación:

En el método denominado *en cascada* o *multi-etapa*, se analiza primeramente el núcleo elemento a elemento. De esta primera etapa se obtiene el canal caliente (con el mayor incremento de entalpía) y sus condiciones de contorno. Llegados a este punto, se puede proceder con un esquema de dos etapas o de tres etapas.

- En el esquema de dos etapas, se analiza el canal caliente mediante análisis de subcanales, tomando un subcanal por varilla y adoptando las condiciones de contorno calculadas en la primera etapa.
- En el esquema de tres etapas, se analiza el canal caliente dividiéndolo en cuatro regiones. A la más caliente de ellas se le aplica el análisis de subcanales.

En el método simplificado de una sola etapa, se analiza el núcleo usando una nodalización fina en los subcanales con mayores factores de pico radial, y una nodalización más gruesa fuera es esta zona.

En la actualidad, prácticamente la totalidad de los códigos para análisis termohidráulico del núcleo son de tipo multicanal. Entre estos códigos cabe citar:

La serie THINC de Westinghouse. THINC III se emplea habitualmente en cálculos transitorios y THINC IV en estacionarios.

La serie COBRA del MIT.

La serie VIPRE del EPRI. con capacidades parecidas a las de COBRA, de General Electric.

La serie FIBWR, del EPRI, para reactores BWR. Últimamente en desuso en favor del VIPRE.

Referencias

- [1] Regulatory Guide 1.70, "Standard Format and Content of Safety Analysis Reports for Nuclear Power Plants." USNRC.
- [2] L.S. Tong, Joel Weisman. *Thermal analysis of pressurized water reactors*. 3ª ed. American Nuclear Society, 1996.
- [3] Neil E. Todreas, Mujid S. Kazimi. *Nuclear systems*. Vol. II: *Elements of thermal hydraulic analysis*. Taylor & Francis, 2001.

Relación con otros temas

B-13 1er ejercicio Mecánica de fluidos y transmisión de calor en centrales nucleares. Pérdidas de refrigerante del reactor. Refrigeración por convección natural. Golpes de ariete. Descarga de válvulas de alivio y seguridad.

A-1 La Seguridad Nuclear. Fundamentos. Métodos de análisis. Aplicación a centrales nucleares e instalaciones del ciclo del combustible.

A-13 Análisis de transitorios en el estudio de seguridad de reactores de agua ligera.