

SISTEMAS DE EXTRACCIÓN DEL CALOR RESIDUAL DE LA CONTENCIÓN EN LOS REACTORES PASIVOS DE TERCERA GENERACIÓN

J.C. DE LA ROSA - J.L. MUÑOZ-COBO - LUIS HERRANZ - A. ESCRIVÁ

Los dos principales problemas generalmente atribuidos a la generación eléctrica mediante energía nuclear son la seguridad de la instalación y la radiactividad de sus residuos, hasta el punto de que las únicas tareas de la Comisión Europea al respecto son asegurar que las instalaciones tienen un nivel de seguridad elevado, así como que el combustible y los residuos generados se gestionan adecuadamente.

En este artículo se comentan las principales líneas de trabajo en que está inmerso el CIEMAT y la Universidad Politécnica de Valencia relativas al estudio de los sistemas de funcionamiento pasivo de los reactores de diseño avanzado.

The two main problems generally attributed to the electricity generation by nuclear power are the security of the facility and the radioactivity of the nuclear wastes, in a way that the only tasks of the European Commission on this matter are to make sure a high level of security in the facilities, as well as an adequate fuel and waste management.

In this paper we discuss about the main lines in which the CIEMAT and the Polytechnic University of Valencia are working relative to the study of the passive working systems of the advanced design reactors.

INTRODUCCIÓN

En la actualidad asistimos a un proceso de transición en el que el diseño y la naturaleza de los nuevos reactores nucleares, los llamados reactores de diseño avanzado, está desarrollándose bien evolutivamente -mediante modificaciones moderadas que supongan una mejora sobre diseños ya existentes, minimizando el riesgo tecnológico-, bien innovadoramente -implicando cambios conceptuales radicales-, siendo la necesidad de crear un prototipo lo que verdaderamente caracteriza a los reactores de diseño innovador.

Desde que comenzaron a funcionar los primeros reactores comerciales en la década de los 60, se ha ido alcanzando un mayor consenso, sobretudo a partir de los últimos 15 años, respecto

a las líneas que habría que seguir para mejorar su seguridad. Una consecuencia sería la creación de la EUR (European Utility Requirements), cuyo principal objetivo es la mejora en la competitividad económica y la aceptación social de la opción nuclear mediante la armonización y convergencia relativas al diseño y construcción de la planta, así como respecto a las cuestiones relativas a su seguridad.

Explicemos a continuación la raíz del consenso entorno a lo que se conoce actualmente, referido a los componentes y sistemas, como pasividad.

Uno de los principales objetivos en la configuración de los diseños avanzados relativos a la seguridad ha sido el de minimizar tanto el número de componentes como la dependencia de su funcionamiento con respecto a cualquier componente o acción externa, ya sea un suministro de corriente eléctrica o un operario, de forma que una reducción en el número de componentes de un sistema suponga una mejora en la seguridad de la planta: al simplificar los sistemas que deben ser regulados, la operación y mantenimiento se reduce, haciendo que la probabilidad de fallo, por tanto, disminuya [1, 2].

A modo de ejemplo, el AP-1000 consigue una reducción del 80% en tuberías y cableado y un 50% en válvulas [3]. En este punto, la economía y la seguridad van de la mano. ¿Y cómo se puede conseguir simplificar tanto la construcción como la operación y el

mantenimiento del reactor? Modularizándolo y volviéndolo pasivo.

La modularización del reactor se enmarca dentro de un objetivo propuesto por la EUR. Dicha modularización afecta no sólo a la economía sino también a la seguridad, ya que permite un control de calidad más seguro y sencillo -al poderse efectuar una mayor cantidad de tareas constructivas en la fábrica y no in situ-, además de suponer un mayor control sobre el mantenimiento y los procedimientos operacionales, al haberse adecuado a una serie de prerequisites que deben cumplir [4].

Respecto a la naturaleza pasiva del reactor, en el momento en que una determinada función no requiere de componentes extras que la activen y controlen, el sistema se simplificará, ya que dichas funciones serán llevadas a cabo directamente por los propios componentes o elementos que realizan las funciones de seguridad, y no ya mediante sistemas auxiliares añadidos específicamente para la realización de dicha actividad -sistemas que pueden fallar-. Metafóricamente, sería análogo al descenso en el índice de criminalidad que sufre una ciudad cuando se pasa de una ética impuesta por leyes, que implicaría además un mayor coste público al requerir de un cuerpo de vigilancia y actuación mayor, a una ética interna al ciudadano, una ley moral que él mismo se autoimpone [5].

Un error puede ser el pensar que el funcionamiento pasivo de un componente conduce a una fiabilidad igual a

la unidad. Hay que ser precavidos con la interpretación de la relación entre pasividad y fiabilidad: al hacer pasivo un sistema que era anteriormente activo reducimos el número de componentes, y al ser el sistema más independiente, su probabilidad de fallo disminuye. Pero aun así, se puede haber introducido, con la pasividad, una restricción sobre la operación del fenómeno que constituye la función de seguridad, de modo que éste únicamente opere bajo un rango de actuación altamente específico, es decir, que sólo tenga lugar bajo unas características termohidráulicas y geométricas muy concretas, lo que reduciría la fiabilidad del sistema, tal y como dice Aksan [6].

Por tanto, la implementación de mecanismos pasivos de funcionamiento requiere un estudio profundo sobre los fenómenos naturales que tienen lugar. Es aquí donde se inserta el proyecto que actualmente desarrolla la Universidad Politécnica de Valencia y el CIEMAT con el Organismo Internacional de la Energía Atómica.

Historia reciente de los proyectos de seguridad pasiva en España

El programa Español de centrales nucleares avanzadas constituyó el mayor esfuerzo conjunto realizado en España, destinado al desarrollo de centrales avanzadas con sistemas de seguridad pasiva. El programa fue liderado en una primera etapa por UNESA y posteriormente por DTN (Agrupación Eléctrica para el Desarrollo Tecnológico Nuclear), y participaron las empresas más relevantes del sector nuclear como, INITEC, Empresarios Agrupados, ENUSA, ENSA y TECNATOM junto con el CIEMAT. Dentro de este programa se participó en los siguientes proyectos: Proyecto del reactor avanzado del EPRI, Proyecto de reactor simplificado SBWR de GE, proyectos de los reactores AP600, AP1000, y EPP1000 de WESTINGHOUSE.

También algunas entidades Españolas participaron en proyectos Europeos relacionados con la seguridad pasiva. En este punto cabe destacar la participación del CIEMAT y las Universidades Politécnicas de Cataluña y Valencia en el proyecto TEPPSS en el cual se comprobó el funcionamiento de los sistemas pasivos del reactor ESBWR. En este proyecto el CIEMAT en colaboración con la UPV, se hizo cargo del análisis de cuatro de los ocho experimentos realizados en la instalación PANDA (escala 1/25 GE-SBWR), en dichos experimentos se simulaban diferentes secuencias accidentales y se verificó la eficiencia de los sistemas de refrigera-

ción pasiva del núcleo. El CIEMAT participó también en el proyecto CONGA, que se ocupó del comportamiento de la contención en el reactor pasivo promovido por SIEMENS, colaborando la UPV con el CIEMAT en el desarrollo de modelos para los intercambiadores de tubos con aletas de la contención, en presencia de incondensables y aerosoles.

El proyecto del OIEA sobre sistemas pasivos basados en la circulación natural

En un documento del año 2000 [7] la Agencia de Energía Nuclear (NEA) de la OCDE elaboró una lista de las posibles vías de actuación que reducirían los costes de capital en las centrales nucleares. Una de ellas era el desarrollo futuro de sistemas de seguridad pasiva en aquellos casos en los que la función de seguridad pudiera ser llevada a cabo de forma más económica que con sistemas activos. Dicha actividad incluiría, además, el estudio de la fiabilidad de esos sistemas, hecho que es reconocido en el año 91 por el Organismo Internacional de la Energía Atómica [8], quien sin embargo considera, en una conferencia posterior, que se deberá realizar "un cuidadoso estudio de los modos de fallo potencial de los componentes y sistemas pasivos para poder identificar nuevos mecanismos posibles de fallo" [9].

Con objeto de fomentar y capacitar a los estados miembros para la consecución de una mejora en los costes y en la seguridad de los reactores enfriados por agua mediante la aplicación de sistemas de seguridad pasiva, el OIEA pone en marcha en el año 2004 un CRP (Coordinated Research Project) sobre "Fenómenos relativos a la Circulación Natural, Modelación y Fiabilidad de los Sistemas Pasivos que utilizan Circulación Natural" [10]. Su objetivo es el estudio de la circulación natural tanto para el enfriamiento del núcleo en su funcionamiento normal como para transitorios de emergencia y enfriamiento de la contención.

En el proyecto, cuya duración es de cuatro años, intervienen 17 organizaciones provenientes de 14 países, y las tareas se han organizando en tres bloques principales:

1. Identificación, modelación, y estudio de la capacidad de los códigos en la simulación de los fenómenos relacionados con la circulación natural recogidos en la tabla PIRT (conjunto de fenómenos relativos a la circulación natural que pueden tener lugar en el funcionamiento de un reactor, tanto estacionaria como transitoriamente) [11].

2. Descripción y Acoplamiento de los Sistemas de Referencia (reactores e instalaciones experimentales) con los fenómenos relativos a la circulación natural.

3. Investigación y Desarrollo (aplicación y mejora) de metodologías que nos permitan estudiar la fiabilidad de los sistemas de seguridad pasiva.

La UPV, trabajando conjuntamente con el CIEMAT, se halla involucrada en el estudio y modelación de dos fenómenos relativos a la circulación natural, en concreto, en el estudio del 'Efecto de los Incondensables' y en la 'Condensación en las Estructuras de la Contención'.

EFFECTO DE LOS INCONDENSABLES

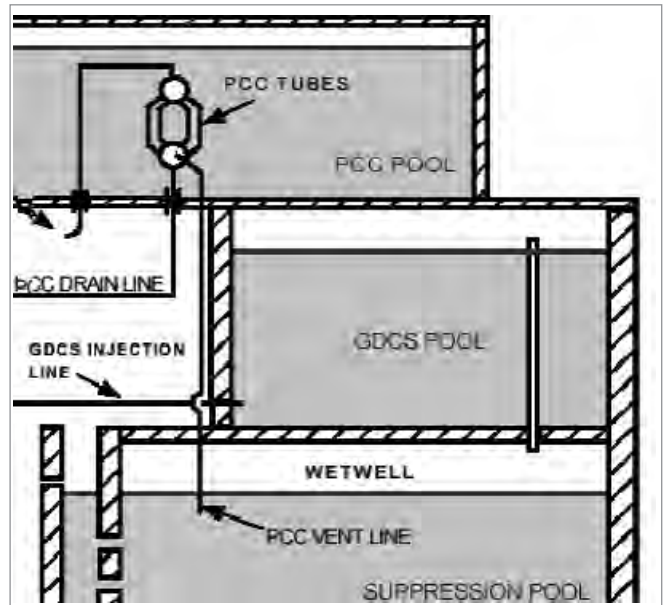
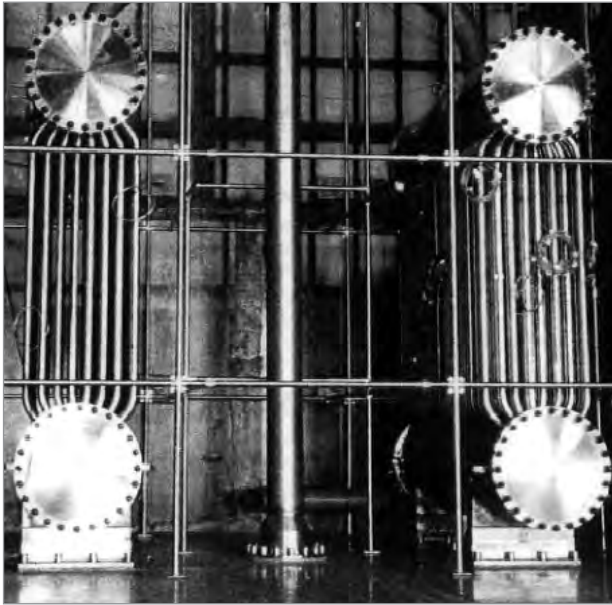
Los gases incondensables se hallan presentes en la contención, pudiendo intervenir en los procesos de condensación relacionados con los sistemas pasivos de enfriamiento de la contención (PCCS).

La estructura de estos sistemas difiere enormemente según el tipo de reactor considerado. Dentro de los sistemas de referencia manejados por el OIEA relativos a los nuevos reactores nucleares, la UPV junto con el CIEMAT ha realizado un modelo para los PCCS del ESBWR y el SWR-1000. El objetivo consiste en obtener un modelo físico de la condensación, su traducción a un código informático, su validación con datos experimentales, y por último, la implementación del modelo en un código termohidráulico comercial.

ESBWR

Tras un accidente de pérdida de refrigerante se liberan grandes cantidades de vapor caliente a la contención, que junto a los gases ya acumulados, se introducen por circulación natural en el tambor superior de un condensador situado a una mayor cota con respecto a la vasija, formado por un haz de tubos sumergido en una piscina de líquido subenfriado. En su paso por los tubos, parte del vapor se condensa, recogiendo en su tambor inferior para volver a introducirse en la vasija. La parte de vapor no condensada, junto con los incondensables, se desplaza por diferencia de presión a la piscina de supresión mediante un conducto sumergido a cierta profundidad.

En este sistema tienen lugar tres fenómenos relacionados con la circulación natural: la ascensión del vapor en



el pozo seco por diferencia de temperatura (*buoyancy forces*), el fenómeno de cambio de fase en los tubos, y la circulación del vapor por diferencia de presiones entre el pozo seco y el pozo húmedo [12]. Además, en la piscina de supresión aparecerá otro fenómeno -indeseable- relacionado con la circulación natural: la estratificación térmica. Estos cuatro fenómenos afectarán a la dinámica del sistema.

Por tanto, el fenómeno a modelar será la condensación en el interior de tubos verticales en presencia de gases incondensables [13].

La UPV, siguiendo la trayectoria iniciada por K. Vierow en la Universidad de Berkeley [14] ha desarrollado el modelo en dos etapas:

1. Partiendo de la teoría de Nusselt sobre condensación en paredes verticales planas, se obtiene un primer estimador del espesor del condensado sobre la pared, distinguiendo según el régimen sea laminar o laminar ondulado:

$$\delta_N = 0.909 \text{ Re}_l^{-1/4} J_L \text{ para } \text{Re}_l < 30,$$

$$\delta_N = 1.2165 \text{ Re}_l^{-0.22} J_L \text{ para } \text{Re}_l > 30$$

Donde Re_l es el Reynolds del condensado, y J_L la longitud equivalente.

Este espesor se adapta a las condiciones geométricas del tubo:

$$\delta_p = \frac{1.189 \delta_N}{(1 + a_1' x_N + a_2' x_N^2)^{1/4}}$$

Donde a_i son coeficientes constantes, y x_N el cociente entre el espesor de Nusselt y el radio interior del tubo.

Y finalmente se modifica para incorporar el efecto de la tensión cortante entre las fases de gas y líquido, quedando:

$$\delta = \left[\frac{1.259 \delta_N^{4/3}}{\delta_N \sum_{j=1}^N a_j x_j^{1/3} + L \sum_{j=1}^N b_j x_j^{1/3} + m_i \delta_N (c_i + c_N x_N)} \right]^{3/4}$$

Donde a_j , b_j , y c_i son constantes, y x_p es el cociente entre el espesor adaptado al tubo y su radio interior.

Los coeficientes l_i y m_i dependen de la tensión cortante τ_{if} entre fases y el factor de fricción f_g de la mezcla gaseosa respectivamente:

$$l_i = \frac{2 \tau_{if}}{(\rho_l - \rho_g^*) g}$$

y

$$m_i = \frac{180 f_g \rho_g (u_g - u_i)^2}{(\rho_l - \rho_g^*) g R}$$

siendo u_g y u_i las velocidades del gas y del líquido en la interfase, respectivamente.

2. Con este valor de espesor, y definiendo un factor de degradación como el cociente entre el coeficiente de transferencia experimental y el teórico sin incondensables,

$$f(M_{NC}) = \frac{h_{exp}}{h_{th}} = \frac{h_{exp} \delta}{k_l}$$

podemos obtener el valor del coeficiente de transferencia de calor real para interior de tubo vertical y en presencia de incondensables:

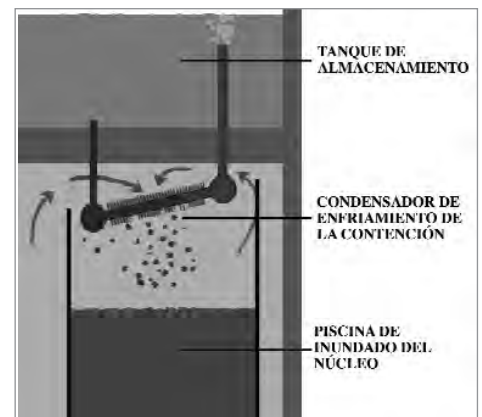
$$h = \frac{k_l}{\delta} f$$

La desviación que presenta el modelo -mediante su comparación con los datos de la Universidad de Berkeley [15]- es inferior al modelo de la Universidad de Berkeley y el modelo de la Universidad de Ankara [16], fundamentalmente porque su *carga empírica*

es inferior, ya que el espesor teórico se calcula teniendo en cuenta la totalidad de los fenómenos salvo el efecto de los incondensables, de manera que el factor empírico de degradación sólo será función de su concentración, mientras que en los otros dos modelos con los que se ha comparado, el factor empírico obtenido debe considerar también los efectos de la tensión de corte interfacial y el hecho de que se calcula el espesor para una pared plana circular.

SWR-1000

El sistema pasivo de enfriamiento de la contención del SWR-1000 está formado por 124 tubos aleteados dispuestos en dos capas, con una inclinación de 12° y una longitud de 4 metros, situados encima de una piscina de inundación que recoge el vapor condensado. En su interior circula agua subenfriada proveniente de un tanque de almacenamiento situado a mayor cota que puede actuar de sumidero de calor al menos durante 72 horas. El refrigerante se desplaza por circulación



natural debido a su pérdida de densidad al calentarse.

El principal problema que se registra en su funcionamiento está relacionado con el efecto de los incondensables.

A diferencia del modelo anterior en interior de tubos, se ha construido un modelo analítico fundamentado en el cálculo del HTC (Coeficiente de Transferencia de Calor) mediante una suma en serie de las resistencias térmicas mencionadas a continuación:

1. Refrigerante.
2. Pared del tubo.
3. Capa de condensado. Se recurre al modelo de Adamek y Webb [17], donde se ha dividido el tubo circunferencialmente en tres zonas -no inundada, parcialmente inundada, y totalmente inundada, donde no se produce condensación-.

De nuevo se divide el tubo en 3 zonas principales, para cada nodo axial: la parte superior (tip) de la aleta, su parte lateral (side), y la que pertenece al propio tubo (bottom). El primer paso para cada una de ellas es calcular la masa total de condensado en la zona no inundada.

Para ello, se calcula la tasa de condensación de cada elemento diferencial en que hemos dividido cada zona resolviendo la ecuación de conservación del momento -a partir de la ecuación de condensación de Nusselt para placas planas inclinadas- en función de la fuerza principal que actúe en ese elemento diferencial -la gravedad o la tensión superficial de la película-.

Entonces, la masa total de condensado para la mitad del tubo circunferencial y la mitad del espacio entre aletas será:

$$\dot{M}_{1/2} = \dot{M}_f + \dot{M}_u$$

Donde el subíndice f indica el condensado para la zona parcialmente inundada (sólo se produce condensación en la parte superior de la aleta), y el subíndice u para la zona no inundada:

$$\dot{M}_u = \eta_{\text{fin}} \left[\frac{d_r}{2} \int_0^{\psi_0} d\psi (\dot{m}_{\text{uw}}(\psi) + \dot{m}_{\text{ut}}(\psi)) + \frac{d_m}{2} \int_0^{\psi_0} d\psi \dot{m}_{\text{uz}}(\psi) \right] + \eta_{\text{tube}} \int_0^{\psi_0} d\psi \dot{m}_{\text{uz}}(\psi) + \frac{d_r}{2} \int_0^{\psi_0} d\psi \dot{m}_{\text{ut}}(\psi)$$

y para la zona parcialmente inundada:

$$\dot{M}_f = \eta_{\text{fin}} \frac{d_r}{2} \int_0^{\psi_0} d\psi \dot{m}_{\text{tip}}(\psi)$$

Donde las tasas de condensación por unidad de longitud circunferencial son:

$$\dot{m}_{\text{tip}} = \dot{m}_{01'} + \dot{m}_{1'2'}$$

$$\dot{m}_{\text{base}} = \dot{m}_{54} + \dot{m}_{65}$$

ψ_0 es el ángulo circunferencial que marca el final de la zona no inundada, así como ψ_0 es su equivalente para la zona parcialmente inundada. Las eficiencias se han obtenido del modelo de Murata [18] para evitar así el proceso iterativo que incluye el modelo de Webb.

De este modo, la tasa total de condensado es:

$$\dot{M}_f = 4 N_f J_c \dot{M}_{1/2}$$

donde se ha multiplicado por cuatro para tener en cuenta la doble división realizada en el cálculo del modelo, y por el número total de aletas, $N_f L$, siendo N_f el número de aletas por unidad de longitud, y L la longitud total de condensación del tubo.

Finalmente, el coeficiente de transferencia de calor se obtiene como:

$$h_{c,f} = \frac{\dot{M}_f (h_{f2} + 0.68 C_{p,f} (T_f - T_{\text{uw}}) + C_{p,g} (T_g - T_f))}{A_0 (T_f - T_{\text{uw}})}$$

Donde $C_{p,l}$ y $C_{p,g}$ es el calor específico del líquido y la mezcla gaseosa; T_b es la temperatura en el bulk; T_{we} es la temperatura en la pared exterior; y T_i es la temperatura en la interfase. El segundo sumando del numerador se añade para tener en cuenta el efecto de subenfriamiento que sufre el vapor condensado [19].

4. La película de difusión es una resistencia en paralelo, resultado de considerar por separado la transferencia de calor debido al aporte por condensación y por convección en la capa de difusión:

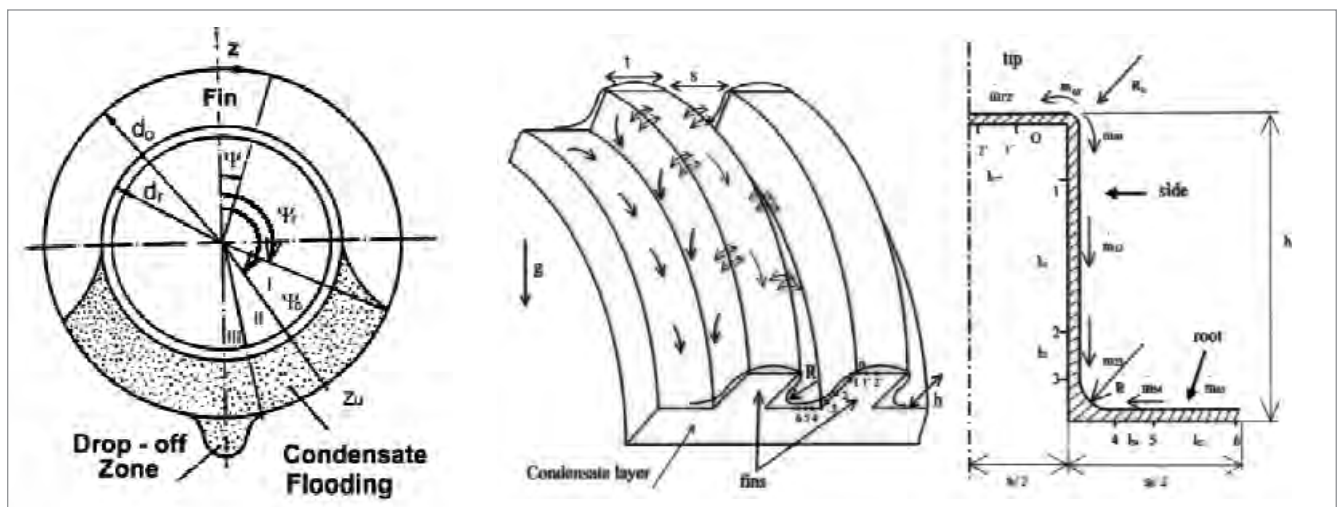
$$q_{\text{dp}} = q_{\text{cond}} + q_{\text{conv}} = (h_{\text{g,cond}} \Theta_{\text{cond}} + h_{\text{g,conv}} \Theta_{\text{conv}}) (T_b - T_{\text{fi}}) - \left[\frac{N u k_s}{d} \Theta_{\text{conv}} + \frac{5 h k_{\text{cond}}}{d} \Theta_{\text{cond}} \right] (T_b - T_{\text{fi}})$$

donde $h_{\text{g,cond}}$ es el coeficiente de transferencia de calor (CTC) por condensación de la capa de difusión; Θ_{cond} y Θ_{conv} son los factores de succión de la condensación y convección; y $h_{\text{g,conv}}$ es el CTC por convección del gas. Los factores de succión son multiplicadores mayores que la unidad, debiéndose al adelgazamiento de la capa de película debido a la transferencia de momento de la mezcla gaseosa a la capa de condensado por su mayor velocidad.

Para la transferencia de calor por condensación se ha utilizado la analogía de transferencia de calor y masa, sustituyendo el número de Nusselt por el número de Sherwood. d es el diámetro característico para la condensación, y k_{cond} es la conductividad de condensación definida por Peterson [20]:

$$k_{\text{cond}} = \frac{D_{\text{avg}} h_{\text{fg}}^2 C_g M_{\text{st}}^2 X_{\text{st,avg}}}{R T_{\text{avg}}^2 X_{\text{w,avg}}}$$

Donde D es el coeficiente de difusión del medio aire-vapor; h_{fg} es la entalpía específica de cambio de fase



más el término de subenfriamiento; C_g es la concentración molar de la mezcla; M_{st} es el peso molecular del vapor; R es la constante universal de los gases; T_{cli} es la temperatura interfacial; y finalmente $X_{st,avg}$ y $X_{nc,avg}$ las medias logarítmicas de las fracciones molares del vapor y no-condensables respectivamente.

5. Sumándolas todas,

$$h_T = \frac{1}{A_0 \left(R_{cond} + R_{wall} + R_{rf} + R_{gas} \right)}$$

Y mediante un doble proceso iterativo sobre la temperatura exterior de la pared y la temperatura de la interfase, finalmente obtenemos por la ley de enfriamiento de Newton la transferencia de calor por unidad de área:

$$q'' = h_T (T_b - T_c)$$

Los resultados obtenidos se han comparado con los experimentos llevados a cabo por De Santi en el JRC [21], y Suckow en el PSI [22], obteniendo errores relativos muy satisfactorios.

Actualmente se está trabajando en la posible mejora del modelo mediante la consideración del aporte de calor transferido a la capa de condensado por parte de los incondensables.

CONDENSACIÓN EN LAS ESTRUCTURAS DE LA CONTENCIÓN

AP-600 / AP-1000

Estos nuevos modelos de reactores PWR incorporan PCCS para eliminar el calor de la contención. Éste consiste en la propia superficie de acero de la contención que actúa como superficie de intercambiador de calor, siendo enfriada por una corriente de aire desde el exterior que circula por fuerzas de empuje, y por el agua proveniente de dos depósitos situados sobre ella que cae por acción de la gravedad.

El trabajo desarrollado por el CIEMAT ha dado lugar tanto a un estudio empírico de las principales variables que afectan al proceso de condensación -la inclinación de la superficie de condensación, la temperatura de la pared y del gas, la presión, el efecto de la composición de los incondensables presentes en la contención-, como a un modelo analítico [23] capaz de reproducir los procesos de transferencia de calor y masa que tienen lugar sobre la superficie metálica de la contención bajo condiciones de accidente en que se libera grandes cantidades de agua a alta presión que por efecto flashing se convierte en vapor.

Este modelo analítico sigue el desarrollo expuesto para la condensación exterior en tubos con aletas, es decir:

cálculo del CTC mediante las distintas resistencias térmicas (refrigerante, pared, capa de condensado, y gas), donde la única diferencia estriba en la resistencia del condensado, en la que directamente se parte del CTC de Nusselt para placas planas verticales, modificándolo mediante un multiplicador mayor que la unidad para tener en cuenta el efecto positivo de ondulación de la película:

$$h_{film} = \left[\frac{\rho_l (\rho_l - \rho_{gb}) \cdot g \cdot \sin \theta \cdot h_{f2}' \cdot k_l^3}{4 \cdot \mu_l \cdot z \cdot (T_l - T_w)} \right]^{1/4} \cdot \Psi$$

Donde θ es el ángulo de inclinación de la pared, y Ψ tiene en cuenta el efecto positivo sobre la transferencia de calor debido a la ondulación de la película, definido por Kutateladze:

$$\Psi = Re_l^{0.04}$$

Con respecto a la resistencia térmica de la película de difusión gaseosa, se ha hecho valer la transferencia de calor y masa, habiéndose hecho uso del coeficiente de conductividad de Peterson -modificado por Herranz para incluir explícitamente la influencia de los incondensables-. De esta manera, tenemos que el flujo calorífico en la película de difusión es:

$$q_g = \frac{Sh}{L} k_{eff} (T_g - T_c)$$

Donde L es la longitud equivalente; Sh es el número de Sherwood, corregido para tener en cuenta que en nuestro escenario el transporte de masa es elevado -donde la analogía de transferencia calor/masa falla-; y k_{eff} es la conductividad efectiva, suma de la transferencia de calor por condensación y convección:

$$k_{eff} = k F \left(\frac{Pr}{Sc} \right) + k_{cond}$$

El primer sumando es el coeficiente de convección calculado mediante el número de Nusselt, para lo cual se ha debido emplear una función F que depende directamente del número de Prandtl, Pr , e inversamente del número de Schmidt, Sc ; y el segundo sumando es la conductividad de Peterson.

Finalmente, de forma similar al modelo de condensación en tubos con aletas, se calcula la resistencia térmica total, y mediante la ley de enfriamiento de Newton se calcula el flujo calorífico:

$$q_T = h_T (T_g - T_c)$$

Donde h_T es el HTC total, y T_g y T_c son las temperaturas del gas y el refrigerante respectivamente. Al igual que

el modelo anterior, de nuevo se hace necesario iterar para calcular la temperatura de la interfase, a través de la igualdad entre el flujo calorífico que atraviesa la película de difusión y el que atraviesa la película de condensado.

El modelo se ha comparado con los de Uchida, Tagami, Dehbi, y Kataoka para la base de datos del programa experimental llevado a cabo por Anderson en la Universidad de Madison [24], obteniendo resultados más satisfactorios con el modelo desarrollado por el CIEMAT, y demostrando como consecuencia que los modelos basados en meras correlaciones empíricas son insuficientes, tanto por ser demasiado dependientes de los experimentos que han permitido obtener la correlación, como porque no incluyen todas las variables que se ponen en juego. Valgan como ejemplos los modelos de Uchida y Kataoka, donde la única variable, W , es la fracción másica de incondensables:

$$h_{Uchida} = 380 \cdot \left(\frac{W}{1-W} \right)^{-0.7}$$

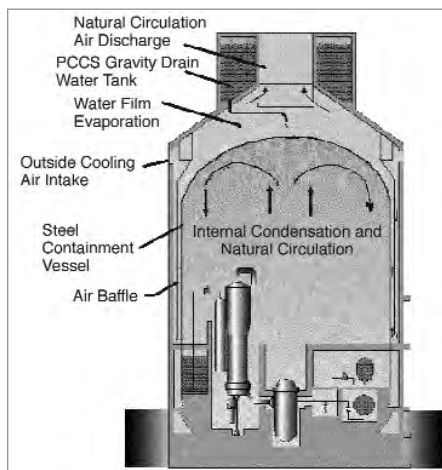
$$h_{Kataoka} = 0.43 \cdot \left(\frac{W}{1-W} \right)^{-0.8}$$

Las comparaciones realizadas muestran resultados tanto globales sobre el HTC -donde el error promedio del modelo de Herranz es del 12% y, por ejemplo, el de Dehbi es del 43%- , como según la variación de determinados parámetros a través de los cuales se estudia la sensibilidad del modelo y las correlaciones comparadas respecto a la variación de dicho parámetro. Es el caso de la concentración de incondensables, su composición, el grado de subenfriamiento -medido como la diferencia entre la temperatura en el bulk y la pared y la presión. En todas ellas, el modelo desarrollado por el CIEMAT presenta mejores resultados en promedio que cualquier otro con el que ha sido comparado, todo lo cual demuestra la necesidad de emplear modelos más complejos que las correlaciones actualmente implementadas.

Además, el trabajo desarrollado expone la necesidad de tener en cuenta en la modelación del PCCS los procesos dependientes de la escala, tales como la degradación debida a la posible estratificación que puede tener lugar en función del peso molecular de los incondensables, o la orientación de las superficies metálicas donde se produce la transferencia de calor.

CONCLUSIONES

Hacer los reactores más seguros es uno de los retos fundamentales con



que se enfrenta la industria nuclear, y la naturaleza pasiva de sus sistemas es una de las vías principales para llevarlo a cabo.

La UPV, en estrecha colaboración con el CIEMAT, está involucrada en un proyecto internacional organizado por el OIEA cuyo principal objetivo es el estudio teórico de los fenómenos y sistemas relativos a la circulación natural, así como su aplicación práctica a través de la generación de una base de datos y la implementación de los modelos generados en códigos termohidráulicos de uso comercial.

BIBLIOGRAFÍA

- [1] Dirección General de Energía y Transportes. Comisión Europea. *Libro Verde. Hacia una estrategia europea de seguridad del abastecimiento energético*. Noviembre de 2000
- [2] IAEA Report, IAEA-TECDOC-936. *Terms for describing new advanced nuclear power plants*. April 1997
- [3] <http://www.ap1000.westinghousenuclear.com/A2.asp>
- [4] BERBEY, P. *Proceedings of Ninth International Conference on Nuclear Engineering*. (ICONE-9), CD-ROM. Nice, France, 2001
- [5] BRANDT, R. *Teoría ética*. Madrid, Alianza Universidad, 1982
- [6] AKSAN, N. Application of Natural Circulation Systems. Paper ID. T3. IAEA Course on Natural Circulation in Water-Cooled Nuclear Power Plants. Trieste, Italy. June-July 2004
- [7] Organization for Economic Cooperation and Development - Nuclear Energy Agency. *Reduction of capital cost of nuclear power plants*. 2000
- [8] International Atomic Energy Agency. *Safety related terms for advanced nuclear power plants*. IAEA-TECDOC-626. Vienna, Austria. 1991
- [9] International Atomic Energy Agency. *The Safety for nuclear power: strategy for the future*. Proceedings of a Conference held in Vienna. Vienna, Austria, 1991
- [10] International Atomic Energy Agency. *Status of advanced light water reactor designs*. IAEA-TECDOC-1391. Vienna, Austria, May 2005
- [11] WILSON, G.E., BOYACK, B.E. The role of the PIRT process in experiments, code development and code applications associated with reactor safety analysis. *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 186. 1989
- [12] OH, S., REVANKAR S.T. Effect of noncondensable gas in a vertical tube condenser. *Nuclear Engineering and Design* 235. Jan 2005
- [13] MUÑOZ-COBO J.L. et al. Turbulent vapour condensation with noncondensable gases in vertical tubes. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 39 No. 15. 1996
- [14] VIEROW, K.M. *Behaviour of steam-air systems condensing in cocurrent downflow*. Master Thesis. University of California at Berkeley. 1990
- [15] KHUN, S.Z., SCHROCK, V.E., PETERSON, P.F. *Final report of the U.C. Berkeley, Single tube condensation studies*. Department of Nuclear Engineering. UCB-NE-4201. 1994
- [16] AGLAR, F., TANRIKUT. Activities of passive cooling applications and simulation of innovative nuclear power plant design. *International Atomic Energy Agency*. IAEA-TECDOC-1281, pp. 115-124. Viena, Austria. 2002
- [17] ADAMEK T., WEBB R.L. Prediction of film condensation on horizontal integral fin tubes. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 133. 1990
- [18] MURATA, K., ABE, K., and HASHIZUME, K. Prediction of condensation heat transfer coefficient in horizontal integral-fin tube bundles. *Experimental Heat Transfer*, Vol. 5. 1992
- [19] MILLS A.F. *Transferencia de Calor*. Editorial Irwin, 1995
- [20] PETERSON, P.F., SCHROCK, V.E., KAGEYAMA K. Diffusion layer theory for turbulent vapor condensation with non-condensable gases. *Journal of Heat Transfer*, Vol. 115, pp. 998. 1992
- [21] DE SANTI, F., HUMMEL R., KRASENBRINK A. PWR heat exchangers performance in the presence of soluble and non-soluble aerosols. Topical Report, INNO-CONGA (99)-P009. 1999
- [22] SUCKOW P.D., GUNTAY S., DEHBI A. Summary report of the results of aerosol tests in the CESANE facility. Topical Report INNO-CONGA (99)-P012. 1999
- [23] HERRANZ L.E., ANDERSON M.H., CORRADINI M.L. A diffusion layer model



Juan Carlos DE LA ROSA es Ingeniero Industrial especializado en Energía Nuclear. Desde el año 2004 trabaja en el Instituto de Ingeniería Energética, donde realiza el doctorado sobre condensación en circulación natural. Actualmente colabora en un proyecto con el Consejo de Seguridad Nuclear relativo a las metodologías de incertidumbre en códigos termohidráulicos, así como en el mencionado proyecto con el OIEA.

José Luis MUÑOZ-COBO, Catedrático de Ingeniería Nuclear de la Universidad Politécnica de Valencia, Miembro fundador del



instituto de ingeniería energética de la UPV, ha trabajado en numerosos proyectos con la industria nuclear y las instituciones nacionales y comunitarias en los campos de la termohidráulica y la neutrónica, es miembro del Consejo editorial de la revista *Annals of Nuclear Energy* y ha publicado más de 200 trabajos en las principales revistas del campo y en las actas de los principales congresos.



Luis E. HERRANZ se licenció en Ciencias Químicas en la UAM en el año 1986. Es diplomado en Ingeniería Nuclear por el Instituto de Estudios de la Energía (1987) y doctor por la UPM desde 1996. En 1987 se incorporó al Programa de Seguridad Nuclear del CIEMAT, y actualmente dirige la Unidad de Investigación sobre Seguridad Nuclear del

Departamento de Energía de dicho organismo. Su investigación se desarrolla en las áreas de los accidentes severos, el comportamiento del combustible nuclear altamente irradiado, los sistemas de seguridad pasivos de centrales avanzadas y los ciclos de potencia de reactores de IV Generación. En la actualidad es coordinador de las líneas de investigación sobre el comportamiento de aerosoles y la química del yodo en contención de la Red Europea de Investigación sobre Accidente Severo (SARNET).

Alberto ESCRIVÁ es Doctor Ingeniero Industrial por la Universidad Politécnica de Valencia (UPV) desde 1998.



En 1996 entra como profesor de Termohidráulica, Seguridad Nuclear y Física Nuclear en dicha Universidad. Es miembro desde su formación del Grupo de Termohidráulica e Ingeniería Nuclear del Instituto de Ingeniería Energética de la UPV. Ha participado en varios Proyectos de Investigación Internacionales y ha realizado más de 30 publicaciones internacionales.

for steam condensation within the AP600 containment. *Nuclear Engineering and Design*, Vol.183, pp. 133-150. July 1998

[24] ANDERSON M.H., HERRANZ L.E., CORRADINI M.L. Experimental analysis of heat transfer within the AP600 containment under Postulated Accident Conditions. *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 185, pp. 153-172. 1998.