

FENOMENOLOGÍA Y ESTABILIDAD TERMOHIDRÁULICA DEL REACTOR CAREM-25: EVALUACIÓN DEL EFECTO DE LA EBULLICIÓN SUBENFRIADA

Acuña, F.M.², Marcel, C. P.^{1,2,3}, Zanocco P.G.^{1,2}, Delmastro, D. F.^{1,2}

¹ Instituto Balseiro, S. C de Bariloche, Argentina.

² Centro Atómico Bariloche, S. C. de Bariloche, Argentina (CNEA).

³ Consejo Nacional de Investigaciones Científicas y Técnicas (CONICET).

Resumen

En este trabajo se analiza la fenomenología termohidráulica existente en los reactores auto-presurizados, integrados y refrigerados por circulación natural con bajo título termodinámico similares al CAREM-25. Asimismo se derivan relaciones analíticas para el caudal másico, la entalpía media del núcleo y la posición de la frontera de dos-fases en función de las denominadas variables naturales del sistema: la potencia generada por el núcleo, la potencia condensada y la presión del sistema. Además se discuten las implicancias que tiene el fenómeno de flashing en la termohidráulica del reactor, haciendo especial énfasis en la estabilidad del reactor.

Se estudió la performance de estabilidad del reactor mediante el uso del código HUARPE especialmente programado para tener baja difusión numérica. Los resultados obtenidos sin considerar el efecto de la generación de vapor subenfriado en el sistema se presentan en términos de los mapas de estabilidad, con los cuales se pueden ver los resultados para un amplio rango de condiciones de operación.

Por último se realizó una evaluación del efecto que causa la existencia de ebullición subenfriada en la estabilidad del reactor CAREM-25. Para esto se implementó un algoritmo que permite ajustar el perfil de vacío del código HUARPE con el que predice el código RELAP en condiciones estacionarias. Esta implementación tiene la ventaja de ser simple, al tiempo que permite tener parámetros de ajuste libres para abarcar un amplio rango de situaciones y así cubrir con amplio margen las incertezas que pudiese haber en el perfil de vacío en la rama caliente del reactor. Los resultados obtenidos demuestran que la existencia de vapor en condiciones subenfriadas mejoran la performance de estabilidad para un amplio rango de perfiles de fracción de vacío y de condiciones de operación. Por esta razón, basado en los resultados de este trabajo preliminar, se estima que despreciar la presencia de la ebullición subenfriada resulta ser un criterio conservativo en los cálculos de estabilidad del reactor CAREM-25.

Abstract

In this article the phenomenology present in self/pressurized, integral, natural circulation, low thermodynamic quality nuclear reactors similar to CAREM-25 is investigated. In particular, analytical relations for the mass flow rate, the core mean enthalpy and the location of the two-phase boundary are derived in terms of the so-called natural variables of the system: the nuclear power, the condensation power and the system pressure. In addition, some consequences of the flashing phenomenon in the reactor thermal-hydraulics are discussed emphasizing those affecting the reactor stability.

The reactor stability performance was studied by using the HUARPE code which is a low diffusive code. The stability results obtained by neglecting the subcooled effect in the system are presented in the so-called the stability maps in which the results are presented for a wide range of conditions.

The stability effect caused by the presence of subcooled boiling in the reactor core was also examined. In order to investigate such a consequence, the code was slightly modified such that the predicted vapor profile in the hot leg is similar to that estimated by RELAP system code at steady state conditions. The simple implemented algorithm allows varying a free parameter with which a broad number of cases can be studied. This is important since the subcooled boiling predictions generally have large uncertainties and therefore to cover a large number of situations is desired to derive confident conclusions.

The results show the existence of vapor created by means of subcooled boiling enhances the system stability for a wide range of conditions. For this reason from this preliminary investigation, it is concluded neglecting the subcooled effect in CAREM-25 stability studies is a conservative criterion.

Introducción

CAREM-25 es un proyecto argentino para alcanzar el desarrollo, diseño y construcción de un pequeño reactor nuclear. El concepto del reactor CAREM-25 se presentó por primera vez en Marzo de 1984 en Lima, Perú, durante una conferencia de la IAEA sobre reactores pequeños y medianos. CAREM-25 fue, cronológicamente, uno de los primeros diseños de la llamada nueva generación. La próxima etapa del proyecto es la construcción del prototipo de alrededor de 27 MWe (CAREM-25). El diseño básico está sustentado en la experiencia adquirida en el diseño de centrales nucleares experimentales, la construcción y operación de reactores de agua pesada presurizada, así como el desarrollo de avanzadas soluciones de diseño. CAREM-25 fue reconocido como un reactor a desarrollarse en el corto plazo (International Near Term Deployment (INTD) reactor) por el Foro Internacional de reactores (GIF, por sus siglas en inglés) [1].

Breve descripción del reactor

El reactor CAREM-25 es de ciclo indirecto, al tiempo que tiene algunas características distintivas que simplifican enormemente su diseño, y también contribuyen a aumentar su seguridad. Algunas de sus características más notables son:

- El sistema de enfriamiento primario está integrado en el recipiente de presión;
- Es autopresurizado;
- Se refrigera por circulación natural;
- Los sistemas de seguridad están basados en mecanismos de funcionamiento pasivo.

Por otra parte, al tratarse de un reactor de diseño innovador, se debe analizar en profundidad las interacciones entre los diferentes fenómenos presentes para asegurar la operación con los más altos estándares de seguridad en cualquier situación. En particular, este trabajo se centra en describir la fenomenología básica presente en el reactor y estudiar su comportamiento frente a inestabilidades inducidas por fenómenos termohidráulicos.

El circuito primario de refrigeración

La Figura 1 muestra un esquema del sistema primario. El recipiente de presión contiene el núcleo, los generadores de vapor, la totalidad del refrigerante del circuito primario y los mecanismos de las barras de control.

Luego de extraer el calor del núcleo del reactor, el refrigerante ingresa a la chimenea. A continuación se dirige a la región anular que se encuentra entre el recipiente de presión y el contenedor, atravesando ventanas dispuestas a tal fin. Allí ingresa a los generadores de vapor (GVs), donde transfiere el calor al sistema secundario, para dirigirse finalmente al núcleo, a través del *downcomer* y el *plenum* inferior.

La diferencia de altura entre el núcleo y los generadores de vapor genera la fuerza boyante necesaria para la circulación del refrigerante por circulación natural.

Los mecanismos de las barras de control se accionan hidráulicamente, y se encuentran dentro del recipiente de presión, en el domo superior.

La autopresurización se logra por medio de una zona de vapor en el domo superior. En esa zona, líquido y vapor se encuentran en equilibrio térmico. El control de presión se lleva a cabo mediante desbalances entre la potencia generada en el núcleo y la potencia removida en los generadores de vapor.

Fenomenología involucrada en la termohidráulica del reactor

Los fenómenos físicos involucrados en el reactor CAREM-25 incluyen diferentes fenómenos que han sido extensamente estudiados tales como la auto-presurización, *flashing*, la circulación

natural, condensación, inestabilidades por ondas de densidad, acoplamiento neutrónico, etc. La combinación de ellos, sin embargo, crea numerosas realimentaciones las cuales pueden influir en la dinámica del reactor, creando situaciones nuevas, las cuales son potencialmente desestabilizantes y por lo tanto deben ser investigadas exhaustivamente [2].

En las siguientes secciones, se describirán diversos aspectos de los mencionados fenómenos, lo cual contribuirá a la comprensión del comportamiento dinámico del reactor CAREM-25.

(a) *La circulación natural de simple fase*

En el reactor CAREM-25 la calidad termodinámica del vapor es muy baja y por lo tanto la mayor contribución al término gravitatorio en la ecuación de momento se debe a las fuerzas boyantes de simple fase. Debido a esto, en el siguiente análisis simplificado, se asume que para el cálculo del término boyante solo hay contribuciones originadas por la diferencia de densidad de la fase líquida.

Para simplificar la estimación del flujo másico, supongamos tener un circuito cerrado en el cual solo existe refrigerante en la fase líquida, con una sección calefaccionada uniformemente (ubicada en la parte inferior de la rama caliente) y con otra sección representando a los generadores de vapor donde se extrae el calor de manera uniforme (ubicada en la parte superior de la rama fría). Todas las demás secciones se asumen aisladas térmicamente. (Ver Figura 2).

La longitud de las secciones calefaccionada y enfriada es $L1$ y $L2$ respectivamente, mientras que L es la distancia vertical entre esas dos secciones. A es el área transversal de referencia del circuito.

Del balance de momento en el sistema se puede demostrar que, en condiciones de estado estacionario, el caudal másico obedece la siguiente relación [2]:

$$\dot{m} = \sqrt[3]{\frac{2A^2 Q_{Nuc} g \rho_l^2 \beta}{K c_p} \left[L + \frac{L1 + L2}{2} \right]} \quad (1)$$

donde ρ_l es la densidad del fluido a la salida de la sección calefaccionada, β es el coeficiente de expansión térmica, g la aceleración de la gravedad, c_p es la capacidad calorífica del fluido y Q_{Nuc} es la potencia total producida en el núcleo. Para simplificar el análisis se consideran todos los efectos de fricción en un sólo coeficiente K . Se supone válida la aproximación de Boussinesq.

Del balance de energía se puede demostrar que el aumento entálpico del fluido al pasar por el núcleo se puede expresar como

$$h_{Nuc,e} - h_{Nuc,i} = \Delta h = \frac{Q_{Nuc}}{\dot{m}} = \sqrt[3]{\frac{K c_p Q_{Nuc}^2}{2A^2 g \rho_l^2 \beta} \left[L + \frac{L1 + L2}{2} \right]^{-1}} \quad (2)$$

De la Ecuación (2) puede verse claramente que el salto entálpico en el núcleo disminuye al disminuir la potencia generada en el núcleo.

(b) *El mecanismo de auto-presurización*

Para que la presión dentro del recipiente del CAREM-25 sea constante durante la operación normal, algo de vapor debe ser creado en el circuito primario. Esta condición implica que la temperatura a la salida del núcleo tenga que ser cercana a la temperatura de saturación. Asumiendo que no existe arrastre de burbujas en el *downcomer* (carry under), el vapor generado en la rama caliente se deberá condensar antes de entrar en la zona de los generadores de vapor.

El balance de energía completo en condiciones estacionarias, y despreciando pérdidas de calor en el circuito, implica que:

$$Q_{Nuc} = Q_{SG} + Q_{Cond} \quad (3)$$

donde Q_{SG} es la potencia extraída en los generadores de vapor y Q_{cond} es la potencia relacionada con fenómenos de condensación de vapor en el domo de vapor.

Esa condensación es una consecuencia directa de las pérdidas de calor y de la interacción del vapor con las estructuras relativamente frías tales como las de los mecanismos de control de reactividad.

Usando la Ecuación (2) y asumiendo que el refrigerante se encuentra en condiciones de saturación a la salida del núcleo, se puede encontrar la siguiente expresión para describir la entalpía a la entrada del núcleo $h_{Nuc,i}$.

$$h_{Nuc,i} = h_{sat} - (Q_{Nuc} - Q_{Cond}) \sqrt[3]{\frac{Kc_p}{2A^2 Q_{Nuc} g \rho_l^2 \beta} \left[L + \frac{L1 + L2}{2} \right]^{-1}} \quad (4)$$

Utilizando el hecho de que $Q_{Nuc} \gg Q_{Cond}$ se puede ver claramente que, a diferencia de los reactores convencionales, en el CAREM-25 la entalpía a la entrada del núcleo aumenta al disminuir la potencia (Ver Ecuación (5)).

$$h_{Nuc,i} = h_{sat} - \sqrt[3]{\frac{Q_{Nuc}^2 Kc_p}{2A^2 g \rho_l^2 \beta} \left[L + \frac{L1 + L2}{2} \right]^{-1}} \quad (5)$$

(c) Inestabilidades por ondas de densidad

Estos tipos de inestabilidades son provocados por las denominadas 'ondas de densidad' (DWOs, por sus siglas en inglés) generadas por la circulación del refrigerante en estado bifásico.

Es común dividir a las inestabilidades por 'ondas de densidad' en dos grupos: las inestabilidades de baja frecuencia, de Tipo-I, las cuales están inducidas por términos de pérdida de carga de origen gravitatorio; y las de alta frecuencia, de Tipo-II causadas por pérdidas de carga por fricción.

Las inestabilidades de Tipo-I generalmente son dominantes en reactores de circulación natural en condiciones donde el refrigerante tiene un título de vapor bajo, como por ejemplo durante la puesta en marcha de reactores BWRs de circulación natural, y en condiciones normales en reactores innovadores como el CAREM-25. Bajo estas condiciones, el porcentaje másico de vapor a la salida del núcleo, es decir el título de vapor, es muy pequeño. Para títulos pequeños (y en particular a bajas presiones) el volumen de vapor (la fracción de vacío) aumenta muy rápidamente como función del título. Una pequeña disminución del flujo másico a la entrada del núcleo puede conducir a un gran aumento de vapor a la salida. En un reactor de circulación natural, esto provoca una onda de baja densidad que se transporta a través de la chimenea. Esto aumenta la fuerza boyante y, por lo tanto, también lo hace el flujo másico. Luego tiene lugar el proceso contrario y la fracción de vacío en la chimenea disminuye. Por esta razón, la fuerza boyante se hace menor y el flujo másico entonces disminuye. Esto completa un ciclo de una oscilación de Tipo-I. La constante de tiempo principal que gobierna este tipo de inestabilidad por ondas de densidad está relacionada con el tiempo de tránsito del flujo bifásico a través de la chimenea. (~5-15 s) [3], [4].

Las inestabilidades de Tipo II, en cambio, son importantes en reactores de tipo BWR en operación normal, es decir cuando la fracción de vacío en el núcleo es importante. Por esta razón, la constante de tiempo principal que domina a este tipo de inestabilidades está relacionada con el tiempo de tránsito del flujo bifásico en el núcleo. Así, las frecuencias asociadas a inestabilidades de Tipo II son mayores que las de Tipo I [4].

(d) *El fenómeno de flashing*

En el reactor CAREM-25, al margen de que algo de vapor se genera en el núcleo, (el título de vapor a la salida de dicha sección es prácticamente cero) una cierta cantidad de vapor se crea por el fenómeno de *flashing* presente en la chimenea.

Cuando el refrigerante atraviesa el núcleo y avanza por la chimenea encuentra que la presión hidrostática decrece. Por esta razón, también disminuye la entalpía de saturación. Si la entalpía de saturación toma un valor menor (o igual) a la entalpía del fluido a la salida del núcleo, se crea vapor por efecto de *flashing* (generación de vapor sin adición de calor) (Ver Figura 3). Este efecto de generación de vapor fuera del núcleo es mayor si la presión del reactor es baja, ya que en este caso la entalpía de saturación varía más significativamente con la posición axial. En el caso particular del reactor CAREM-25 el fenómeno de *flashing* es crucial para analizar la estabilidad del sistema en ambos casos, durante el arranque (es decir, a baja presión) y también en condiciones nominales (a alta presión).

Incluyamos el mecanismo de producción de vapor por *flashing* al modelo de circuito cerrado descrito previamente. Se asume que el fluido que entra a la sección de enfriamiento (representando a los generadores de vapor) está en condiciones saturadas. Asimismo el refrigerante deja esa sección (y luego entrará a la sección calefaccionada) con una entalpía $h_{Nuc,i}$. La entalpía del fluido al salir del núcleo del reactor es $h_{Nuc,e}$.

La presión en el sistema variará a lo largo de la dirección vertical debido a la disminución de la presión hidrostática. Se define P_{sys} a la presión en el punto más alto del sistema, la cual coincide con la presión a la entrada de la rama fría. La presión como función de la posición axial estará dada por:

$$P(z) = P_{sys} + \rho g z \quad (6)$$

donde z es la distancia desde la parte superior de la rama caliente. Como se puede ver, la densidad se asume constante a lo largo de la rama caliente por encima de dicha sección. Esta variación axial de la presión provoca la variación de la entalpía de saturación a lo largo de z . Esto se puede aproximar como

$$h_{sat}(z) = h_{sat}(P(z)) = h_{sat}(P_{sys}) + \left. \frac{\partial h_{sat}}{\partial P} \right|_{P=P_{sys}} \rho g z \quad (7)$$

El comienzo del *flashing* ocurrirá en $z = \lambda$ (en la rama caliente) cuando se satisfaga la siguiente igualdad:

$$h_{sat}(\lambda) = h_{Nuc,e} \quad (8)$$

siendo λ la frontera de *flashing* medida desde la parte superior de la chimenea.

El balance de energía para el reactor en condiciones estacionarias está dado por la Ec. (3).

$$Q_{Nuc} = Q_{SG} + Q_{Cond} \quad (3)$$

Los balances de calor en las secciones calefactora y enfriadora son:

$$Q_{Nuc} = \dot{m}(h_{Nuc,e} - h_{Nuc,i}) \quad (9)$$

$$Q_{SG} = \dot{m}(h_{sat}(P_{sys}) - h_{SG,e}) = \dot{m}(h_{sat}(P_{sys}) - h_{Nuc,i}) \quad (10)$$

Reemplazando las Ecuaciones (9) y (10) en la (3) se obtiene una expresión para la potencia de condensación Q_{Cond} en el caso en que se considere el efecto de *flashing*.

$$Q_{Cond} = \dot{m}(h_{Nuc,e} - h_{sat}(P_{sys})) \quad (11)$$

Si se usan las Ecuaciones (7), (3), (9) y (10) para evaluar el punto en donde comienza a existir vapor creado por *flashing*, se obtiene:

$$\lambda = \frac{Q_{Cond}}{\dot{m}} \frac{1}{\rho g \left. \frac{\partial h_{sat}}{\partial P} \right|_{P=P_{sys}}} \quad (12)$$

Usando la Ecuación (1) para describir el flujo másico, la Ecuación (12) se puede transformar en:

$$\lambda = \frac{Q_{cond}}{\left. \frac{\partial h_{sat}}{\partial P} \right|_{P=P_{sys}}} \sqrt[3]{\frac{Kc_p}{2A^2 Q_{Nuc} g^4 \rho_0^5 \beta \left[L + \frac{L1+L2}{2} \right]}} \quad (13)$$

La Ecuación (14) tiene importantes implicaciones: Se conoce que el lugar donde se encuentra la frontera de ebullición-*flashing* tiene gran influencia en la demora en el transporte de las burbujas, lo cual es la base del mecanismo de inestabilidades por ondas de densidad. La importancia de la ubicación de la frontera de ebullición-*flashing* es por lo tanto obvia.

Si se utilizan los datos nominales del reactor CAREM-25 y se asume que el refrigerante sale del núcleo en condiciones saturadas, utilizando el modelo anterior se puede estimar la cantidad de energía que se convierte en vapor por medio del efecto de *flashing*, Q_{cond} :

$$Q_{Cond} = \dot{m}(h_{Sat,Ch,i} - h_{Sat,Ch,e}) = 0.5MW \quad (14)$$

La presencia del vapor generado por *flashing* mejora la auto-presurización del sistema. Sin embargo, si la generación de vapor es mayor que la tasa de condensación, la presión del sistema aumentará y entonces la creación de vapor por medio de *flashing* disminuirá. Esta realimentación también contribuye a mantener la presión del sistema en un valor constante.

La producción de vapor en la chimenea afecta directamente el término gravitatorio en la ecuación de momento. Por esta razón, es razonable esperar que el mecanismo de inestabilidades de Tipo-I se amplifique al considerar el efecto de *flashing*, particularmente en reactores de circulación natural con una chimenea de considerables dimensiones, como es el caso del reactor CAREM-25.

(e) Las variables naturales del sistema

Como puede verse de las ecuaciones anteriores, (Ver, por ej. las Ecuaciones (1), (4) y (13)) el comportamiento termohidráulico del reactor CAREM-25 puede ser descrito utilizando tres parámetros independientes, las denominadas variables naturales del sistema. Estas son:

- La presión del sistema, P_{sys} (definida en el domo de vapor), la cual básicamente influye en las propiedades del refrigerante y en la variación de la entalpía de saturación con la presión, ver Ecuación (13);
- La potencia nuclear, Q_{Nuc} , y
- La potencia condensada en el domo de vapor, Q_{Cond} .

Aunque esta elección no es la única, ha probado ser muy útil pues inmediatamente refiere a parámetros del reactor con un claro significado físico. Además, para el CAREM-25 (operando a presión constante) el uso del plano definido por las variables Q_{Cond} vs. Q_{Nuc} para representar la performance de estabilidad, amplía la región de interés la cual es, por el contrario, una región muy estrecha en el plano convencional definido por los parámetros adimensionales N_{sub} vs. N_{PCH} . Estos dos números adimensionales están definidos como:

$$N_{PCH} \equiv \frac{Q_{Nuc}}{\dot{m} h_{fg}} \frac{\rho_l - \rho_v}{\rho_v} \quad (15)$$

$$N_{sub} \equiv \frac{h_{l,sat} - h_{Nuc,i}}{h_{fg}} \frac{\rho_l - \rho_v}{\rho_v} \quad (16)$$

donde $h_{l,sat}$ se refiere a la entalpía de saturación de la fase líquida, al tiempo que las densidades de vapor y de líquido corresponden a saturación.

Operando con las ecuaciones anteriores y reagrupando algunos términos se puede llegar a obtener la siguiente relación para describir la potencia de condensación:

$$Q_{Cond} = N_{PCH}^{1/2} (N_{PCH} - N_{sub}) \sqrt{\left(\frac{h_{fg} \rho_v}{\rho_l - \rho_v} \right)^3 \frac{2A^2 g \rho_l^2 \beta}{Kc_p} \left[L + \frac{L1 + L2}{2} \right]} \quad (17)$$

Asumiendo que $Q_{Nuc} \gg Q_{Cond}$ y siguiendo el mismo procedimiento que antes para la potencia nuclear, se obtiene que:

$$Q_{Nuc} \approx N_{sub}^{3/2} \left[\frac{\rho_l - \rho_v}{h_{fg} \rho_v} \sqrt[3]{\frac{Kc_p}{2A^2 g \rho_l^2 \beta} \left[L + \frac{L1 + L2}{2} \right]^{-1}} \right]^{-1} \quad (18)$$

Para visualizar el mapeo definido por las Ecuaciones (17) y (18) se construyeron los siguientes mapas de estabilidad, los cuales corresponden al caso de un reactor de tipo BWR de circulación natural, para los casos con y sin realimentación neutrónica (Para el cual la presión se asume constante).

Como se puede observar en la Figura 4, la región de interés para el reactor CAREM-25 se amplía al usar la selección de variables propuestas. Este resultado confirma la conveniencia de usar el plano Q_{Nuc} vs. Q_{Cond} en el caso de reactores auto/presurizados y de circulación natural como es el caso del CAREM-25.

Se debe hacer énfasis en el hecho de que cuando el reactor está en estado estacionario, todos los parámetros termohidráulicos del sistema se pueden expresar en términos de las mencionadas variables naturales.

Análisis de estabilidad

Código Numérico

El código HUARPE cuenta con opciones de modelado en el dominio del tiempo y en el dominio de las frecuencias. Con él es posible confeccionar mapas de estabilidad y realizar barridos paramétricos en diversas variables, pudiendo de esa manera evaluar el efecto que dichas variables tienen en la estabilidad del sistema. Además es posible simular estados transitorios y evaluar la respuesta del sistema a perturbaciones, pudiendo de esta forma conocer por ejemplo las amplitudes máximas de oscilación y ciclos límites [5].

El código cuenta además con un esquema de 'nodalización adaptiva', que permite la minimización de efectos difusivos de origen numérico. Este esquema consta de una rutina iterativa que nodaliza al sistema en base a la velocidad de transporte de las perturbaciones, y de esta manera permite disminuir los efectos de difusión numérica.

Hipótesis del Modelo

Las características principales del código se listan a continuación:

Para la resolución de las ecuaciones en el circuito, se realizan las siguientes hipótesis:

- El flujo del refrigerante es unidimensional: Se modela sólo una coordenada espacial y se toma en sentido de la circulación del fluido.
- Se supone válido el modelo de 'Drift-flux', en la zona de núcleo y chimenea: Se asume que ambas fases se comportan como una mezcla, con propiedades promediadas. Este modelo requiere la hipótesis de equilibrio termodinámico entre fases. Para introducir la velocidad relativa entre fases se utiliza el método de Drift-flux. Resulta un modelo de cuatro ecuaciones, correspondientes a los balances de masa, energía y momento para la mezcla más modelos semi-empíricos para la velocidad relativa entre fases.
- La presión se modela dependiente sólo del tiempo y de la altura hidrostática, en lo que refiere al cálculo de las propiedades de saturación del fluido. La influencia del cambio de presión debido a

la fricción se desprecia, lo cual es en general válido en circuitos de convección natural a bajos títulos.

- No existe 'carry under', es decir, arrastre de burbujas desde el domo a los generadores de vapor. Esto se debe a la baja velocidad que se espera tener a la entrada de los GV's.

Para el modelado del domo de vapor:

- Se considera flujo estratificado de no-equilibrio: la fase de vapor naturalmente se acumulará en la zona más alta del domo, produciéndose una estratificación. En la zona no existe una dirección preferencial bien definida para la circulación, por eso las consideraciones de flujo unidimensional no son aplicables aquí. Debido a esto, se promedian las propiedades del fluido en la zona de mezcla, algo válido ya que se espera que allí exista un efecto de mezclado causado por la ebullición y la condensación del vapor, como así también recirculación efectuada por el sistema de control de volumen.

- Se utilizan en el modelado cuatro ecuaciones las cuales corresponden a balances de masa y de energía para las zonas de mezcla y de vapor.

Para el modelado del combustible:

- Se asume un modelo cero-dimensional nodalizado: el combustible se nodaliza en forma axial, despreciando la conducción de calor en esa dirección. Se promedia radialmente la temperatura en las barras combustibles.

Dinámica del núcleo:

- Se utiliza un modelo de cinética puntual: se consideran 6 grupos de neutrones retardados y se contemplan realimentaciones de reactividad dadas por la temperatura del combustible y la densidad de refrigerante.

Modelado de las estructuras de domo:

- Se modelan las estructuras con frontera móvil siguiendo las variaciones de nivel del pelo de agua. Es decir, cada estructura en el domo se modela como dos volúmenes, uno en contacto con el líquido y otro con el vapor, considerando los intercambios de masa y energía entre las mismas.

Performance de estabilidad despreciando la ebullición subenfriada

El análisis de estabilidad lineal del reactor CAREM-25 se presenta en mapas de estabilidad. La preparación de tales mapas se realiza usando a la potencia nuclear (Q_{nuc}) como variable en las abscisas y a la potencia extraída por condensación en el domo de vapor (Q_{cond}) como variable en las ordenadas.

Al perturbar un sistema lineal, éste puede progresar de diferentes maneras: puede oscilar (o no) o puede presentar un comportamiento creciente o decreciente. La envolvente de la respuesta dinámica puede ajustarse con una función exponencial del tipo e^{at} . A partir de esta función, se define el factor de amplificación a , el cual se usa en este documento para definir la estabilidad del sistema: valores positivos equivalen a tener condiciones inestables; los valores negativos están asociados a casos estables.

En este documento los mapas de estabilidad se presentan como gráficos de curvas de nivel coloreadas, en los que el factor de amplificación a se grafica en términos de la mencionadas curvas de nivel.

Estabilidad en condiciones nominales ($P=12.25MPa$)

En esta sección se investiga la performance de estabilidad lineal del reactor CAREM-25 sin considerar la existencia de ebullición en condiciones subenfriadas.

En investigaciones previas se demostró que para ciertos valores de potencia de condensación, para los cuales la frontera de ebullición λ está fuera del núcleo, el sistema exhibe un importante aumento en el factor de amplificación (Ver Figura 5)[6]. Esto sucede cuando, sin existir ebullición en el núcleo, la entalpía del refrigerante a la entrada de la chimenea es mayor

que la entalpía de saturación a la salida de la misma. De esta manera se produce vapor por medio del fenómeno de *flashing*. La presencia de vapor en la rama caliente produce un aumento en la fuerza boyante. Cuanto más vapor se produzca, menor será la densidad del refrigerante en la rama caliente y mayor será la fuerza boyante. Si la frontera de ebullición está ubicada en la chimenea, la sensibilidad de la fuerza boyante a cambios en la entalpía del refrigerante aumenta. Esto se debe a que una pequeña perturbación en la entalpía del refrigerante a la salida de la núcleo provoca un importante cambio en la posición de λ , lo cual a su vez produce un importante cambio en la fuerza boyante. Este efecto tiende a inestabilizar al sistema, aumentando el valor del factor de amplificación. Este factor alcanza un valor máximo cuando λ está ubicada en la zona comprendida entre la entrada y el centro de la chimenea y decrece cuando λ se aproxima a la salida ó a la entrada. Asimismo, se puede notar que la posición de λ puede modificarse variando la potencia de condensación en el domo Q_{cond} . Por esta razón, cuando el sistema es inestable (es decir, cuando λ está ubicada en la zona central de la chimenea) se puede estabilizar tanto aumentando como disminuyendo Q_{cond} .

Para resaltar la region del sistema donde hay refrigerante en dos-fases, en los mapas de estabilidad se incluyen los puntos para los cuales la frontera de ebullición-*flashing* se ubica a la salida del núcleo y al medio de la chimenea.

Como se puede notar, cuanto menor es Q_{cond} , más cerca está la frontera de dos fases λ respecto a la salida de la chimenea (Ver Ecuación 14). Por lo tanto, al disminuir Q_{cond} la región de dos-fases se reduce, disminuyendo la contribución de dos-fases en la fuerza boyante; como resultado, se reduce la sensibilidad relativa a las perturbaciones. Por esta razón, las inestabilidades se amortiguan más eficientemente, emergiendo una nueva zona de estabilidad.

La influencia de la realimentación neutrónica en la estabilidad del reactor se detalla a continuación. Un aumento del caudal másico lleva a una disminución de la entalpía a la salida del núcleo y, consecuentemente a un aumento en la densidad del refrigerante. Esto provoca una inserción de reactividad debido a que el coeficiente de reactividad por densidad ($R\rho$) es positivo. Por esta razón aumenta la potencia generada por fisión, lo que conduce a un aumento de la entalpía a la salida del canal, lo que tiende a balancear el efecto termohidráulico detallado anteriormente, estabilizando al sistema. Asimismo, la realimentación neutrónica tiene una respuesta dinámica mucho más rápida que la realimentación termohidráulica de las ondas de densidad que viajan a través de la chimenea. Esto se debe a que un cambio en la densidad del refrigerante afecta a la generación de potencia antes del arribo del frente de entalpía a las zonas superiores de la chimenea. Esto reduce el retraso asociado a esta realimentación. Así la realimentación debida a los efectos neutrónicos provoca un efecto estabilizador de las inestabilidades de Tipo I (de baja frecuencia) presentes en el reactor CAREM-25.

En particular, el efecto de la dinámica del núcleo provee un efecto estabilizador respecto a la zona de inestabilidades inducida por *flashing*. En este caso, la frecuencia dominante del sistema en el punto de referencia de operación del reactor (asociada a un período de las oscilaciones de $T=12.9s$) corresponde al fenómeno de ondas de densidad que se transportan a través de la chimenea. (Las cuales tiene un tiempo de tránsito característico igual a $T_t=14.3s$). Este resultado concuerda con diversas investigaciones reportadas en la literatura donde se muestra que el período de tales inestabilidades es una o dos veces el tiempo de tránsito en la sección en cuestión., esto es, $T \in (T_t, 2T_t)$ [7], [8].

Como puede observarse de las Figura 5a y 5b la región inestable de Tipo I está limitada a casos en los cuales la frontera de ebullición-*flashing* λ , está localizada en una región que se extiende aproximadamente desde la salida del núcleo hasta la mitad de la chimenea.

Efecto de la ebullición subenfriada

En esta sección se evalúa el efecto que causa la existencia de ebullición subenfriada en la estabilidad de un reactor nuclear del tipo CAREM-25.

Investigación previa con el código RELAP

Cálculos previos con el código RELAP permitieron obtener perfiles de fracción de vacío de referencia en los cuales se incluye el efecto de generar vapor por ebullición subenfriada. En particular se calculó la fracción de vacío en la rama caliente del reactor (núcleo y chimenea), en condiciones nominales de operación: 100 MW de potencia en el núcleo, 12.25 MPa de presión, 0.5 MW de potencia de condensación en el domo, y 410 kg/s de caudal del refrigerante.

La existencia de vacío en condiciones subenfriadas en la chimenea depende de dos factores: la generación de burbujas en el núcleo, y la condensación de las mismas en el seno del líquido subenfriado, mientras se desplazan en la chimenea.

En RELAP, las condiciones necesarias para la generación se predicen mediante el método de Saha-Zuber [9], que correlaciona un ritmo de generación con la temperatura de pared, y una “entalpía crítica” en el fluido, dependiente del flujo de calor.

La cantidad de vacío subenfriado en la chimenea también depende de la capacidad de condensación de burbujas en el seno del líquido subenfriado a medida que éstas se desplazan en esta región. Esta condensación depende a su vez de dos factores: del coeficiente interfacial de calor entre fases, y del mezclado de las burbujas dentro del líquido cuando éstas se mueven a lo largo de la chimenea.

Este último fenómeno depende fuertemente de efectos tridimensionales, ya que la distribución radial de potencia en el núcleo no es uniforme; es decir, el correcto modelado del efecto de la condensación dependerá del mezclado, lo cual supone el modelado tridimensional de un flujo de dos fases en turbulencia; lo cual excede el alcance de las herramientas actuales.

Por otra parte, el coeficiente interfacial utilizado por RELAP [10] ha sido derivado indirectamente a partir de experimentos en canales calefaccionados, donde se pretendía determinar tasas de crecimiento y tamaños máximos en las burbujas que se encuentran adheridas a calefactores. En estos casos el factor más importante es la tasa de generación de calor, el efecto de la condensación muchas veces suele ser despreciable. Esto es bien distinto al caso de burbujas totalmente inmersas en el líquido y sin flujos de calor externos, como es el caso de la chimenea. Por lo tanto, la correlación se encuentra fuera de rango más allá de la región del núcleo, dejando de ser válida, donde las predicciones sobre la fracción de vacío podrían estar lejos de la realidad en valores absolutos, aún sin referir la aproximación de flujo unidimensional. Por esto y por lo mencionado más arriba, los resultados obtenidos en RELAP sólo pueden tomarse como indicadores de tendencias.

Descripción de la modificación aplicada al modelo de Huarpe

La modificación aplicada es una corrección con la cual se intenta simular el efecto de tener vapor en condiciones subenfriadas en la rama caliente. La corrección propuesta consiste en modificar la presión con la cual se calcula la entalpía de saturación en cada nodo. Dicha modificación no afecta las demás variables termodinámicas del fluido, ni ninguna otra variable que dependa de la presión.

Esta corrección de presión se aplica a los nodos de la rama caliente del reactor, disminuyéndola para lograr entalpías de saturación menores, y así obtener fracciones de vacío mayores a las calculadas por el modelo de equilibrio termodinámico entre fases.

Para calcular estas correcciones se modificó la presión local utilizada para calcular la entalpía de saturación en el HUARPE de manera de obtener un perfil de vacío similar al predicho por RELAP para condiciones nominales de operación. Como resultado se obtuvo la

relación de los coeficientes de corrección de la presión respecto de la posición axial en la rama caliente, mostrada en Figura 6.

Estas mismas correcciones se aplicaron a todos los puntos de operación que aparecen en esta sección.

Para poder imponer estas correcciones en forma progresiva, se afectaron los perfiles por un factor único, que comprendía valores entre 0 y 1, siendo 0 el valor para el cual no se aplicaba ninguna corrección, y 1 el valor para el cual se aplicaba la corrección tal cual es mostrada en la Figura 6. A este factor se lo denominó “FCP” (Factor de corrección de presión). La fórmula con la cual se calcula la corrección de presión en cada nodo es por lo tanto:

$$P^* = P.[1 - FCP.(1 - f_{(z)})] \quad (19)$$

donde P^* es la presión corregida, P es la presión real, z es la posición, y $f_{(z)}$ es la corrección obtenida con los ajustes lineales mencionados. Tal como se puede observar, para $FCP=1$ la expresión se reduce a:

$$P^* = P.f_{(z)} \quad (20)$$

Se impuso que la corrección de presión se anula un metro antes de llegar a la salida de la chimenea.

Performance de estabilidad incluyendo el efecto de la ebullición subenfriada

En la Figura 7 pueden verse los perfiles de fracción de vacío obtenidos con el modelo HUARPE para distintos valores de FCP y con el modelo RELAP.

Evaluación del efecto de ebullición subenfriada en la estabilidad

En este apartado se analiza el efecto de tener vacío subenfriado en la estabilidad del reactor CAREM-25 operando en condiciones nominales: 100 MW de potencia de núcleo, 12.25 MPa de presión, y 0.5 MW de potencia de condensación en el domo.

En la Figura 8 se puede observar que al comenzar a incluir la ebullición subenfriada, el factor de amplificación disminuye considerablemente, lo que significa que la presencia de vapor subenfriado tiene un efecto estabilizador respecto al mecanismo de inestabilidades de Tipo I. Recién alcanzando valores de FCP cercano a 1 el sistema se vuelve menos estable. Para resaltar la posición de la frontera de ebullición obtenida para cada valor de FCP se construyó la Figura 9.

Se observa que al aumentar el FCP la frontera de ebullición se mueve hacia zonas inferiores de la rama caliente del reactor.

En particular es de interés analizar qué sucede cuando la frontera de ebullición se coloca en la región correspondiente al núcleo ya que es allí donde tiene sentido modelar la ebullición subenfriada. Cuando la potencia de condensación es de 0.5MW esto ocurre para valores de FCP mayores a 0.014. Como puede verse, al ubicarse la frontera de ebullición en el núcleo, el sistema se estabiliza, reduciéndose el factor de amplificación. Para resaltar este resultado se puede observar la Figura 10, en la cual se muestra la relación existente entre el factor de amplificación y la posición de la frontera de ebullición.

Como se muestra en la Figura 8, cuando el FCP supera al valor 0.8, existe un cambio en la tendencia, aumentando el factor de amplificación. Este cambio podría deberse a que otro autovalor pasa a ser dominante.

En la Figura 11 se muestran las curvas del factor de amplificación en función de la posición de la frontera de ebullición para diferentes valores de FCP, para condiciones de 100 MW de potencia de núcleo y 12.25 MPa de presión. Para generar las curvas se utilizó como parámetro la potencia de condensación, variando su valor entre 0.2 MW y 3.0 MW en todos los casos. Si bien el movimiento de la frontera de ebullición en la chimenea es ficticio para valores de FCP no nulos, se puede observar que cuando ésta se ubica en la zona del núcleo el reactor es más estable. Este resultado confirma que la existencia de vacío subenfriado en el núcleo del

reactor tiende a estabilizarlo para un amplio rango de condiciones operativas. Por esta razón se concluye que desprestigiar la presencia de vacío subenfriado en los análisis de estabilidad termohidráulica es conservativo.

Conclusiones

Se verificó que la fenomenología del reactor CAREM-25 involucra la interacción de un número de fenómenos (la auto-presurización, la circulación natural con bajo título, las ondas de densidad, el fenómeno de *flashing*, etc.) que hacen que su comportamiento no sea comparable a otros reactores nucleares.

Se derivaron relaciones analíticas que permiten relacionar el caudal másico, la posición donde se encuentra la frontera de dos-fases y la entalpía del refrigerante a la entrada del núcleo con parámetros físicos y geométricos del reactor.

Se encontró que para un amplio rango de condiciones de operación, el mecanismo más propenso a provocar inestabilidades es el de ondas de densidad de Tipo I.

Un resultado importante de este estudio muestra que al incluir la generación de vapor en condiciones subenfriadas se aumenta la estabilidad del sistema. Esto se debe al aumento del valor de las realimentaciones de origen neutrónico, lo cual incrementa la performance de estabilidad. Asimismo se observó que el factor de amplificación tiene una fuerte relación con la posición de la frontera de ebullición, disminuyendo su valor a medida que ésta última se desplaza aguas arriba.

Se observó que el reactor tiene un comportamiento notablemente más estable para los casos con ebullición subenfriada en el núcleo ($FCP > 0.014$), que para el caso de ebullición saturada/*flashing* ($FCP = 0$). Debido a esto, la conclusión principal es que la presencia del fenómeno de ebullición subenfriada tiende a estabilizar al sistema, y por lo tanto realizar cálculos de estabilidad sin modelar este fenómeno conduce a resultados conservativos cuando se trata de condiciones nominales de operación.

Referencias

- [1] International Atomic Energy Agency (IAEA). “Advanced Water Cooled Reactor Case Studies in Support of Passive Safety Systems”. IAEA-TECDOC, IAEA, Vienna (In preparation).
- [2] Marcel, C.P., Furci, H., Delmastro, D.F., Masson V. Phenomenology involved in self-pressurized, natural circulation, low thermo-dynamic quality, Nuclear reactors: The thermal-hydraulics of the CAREM-25 reactor. *Nuclear Engineering and Design*. (2012), <http://dx.doi.org/10.1016/j.nucengdes.2012.09.005>
- [3] Marcel C.P., Rohde, M., Van Der Hagen, T.H.J.J. Experimental and numerical investigations on flashing-induced instabilities in a single channel. *Experimental Thermal and Fluid Science*, 33 (2009) 1197–1208.
- [4] Marcel, C.P., Rohde, M., Van der Hagen, T.H.J.J., “Experimental Investigations on the ESBWR stability performance”, *Nuclear Technology* 164 (2) Nov. (2008) pp.232-244
- [5] Zanocco, P., Giménez, M., and Delmastro, D., “Modeling Aspects in Linear Stability Analysis of a Self-Pressurized Natural Circulation Integral Reactor,” *Nucl. Eng. Des.*, 231 (2004) pp. 283–301 .
- [6] Zanocco, P., Delmastro, D., and Giménez, M., “Linear and Nonlinear Stability Analysis of a Self-Pressurized, Natural Circulation, Integral Reactor,” ICONE12, *International Conference on Nuclear Engineering, Washington, DC* (2004).

- [7] Rohde, M., Marcel, C.P., Van der Hagen, T.H.J.J., Manera, A., Shiralkar, B. “Investigating the ESBWR stability with experimental and numerical tools: A comparative study”. *Nuclear Engineering and Design*, 240 (2) (2010) pp.375–384.
- [8] Marcel, C. P., “Experimental and Numerical Stability Investigations on Natural Circulation Boiling Water Reactors”. *IOS press* (2007).
- [9] Lahey R.T., Moody F.J., 1977. The thermal-hydraulics of a boiling water nuclear reactor. American Nuclear Society ,
- [10] Ünal H.C., 1975. Maximum bubble diameter, maximum bubble-growth time and bubble growth rate during the subcooled nucleate flow boiling of water up to 17.7 MN/m². *International Journal of Heat and Mass Transfer* 19, 643-649.

Nombre	CAREM-25
Tipo de reactor	PWR int.
Potencia térmica	100 MW(t)h
Potencia eléctrica	27 MW(e)
Combustible	LE UO ₂
Modo de refrig.	Nat. Circ.
Invent. refrigerante	39 m ³
Caudal másico	410 Kg/s
Presión de operación	12.25 MPa
Temp. salida núcleo	284 °C
Temp. ent. núcleo	326 °C
Altura del núcleo	1.4 m
Altura de chimenea	4.6 m
N° gen. De vapor	12
Temp. agua realim.	200 °C
Presión del sec.	4.7 MPa

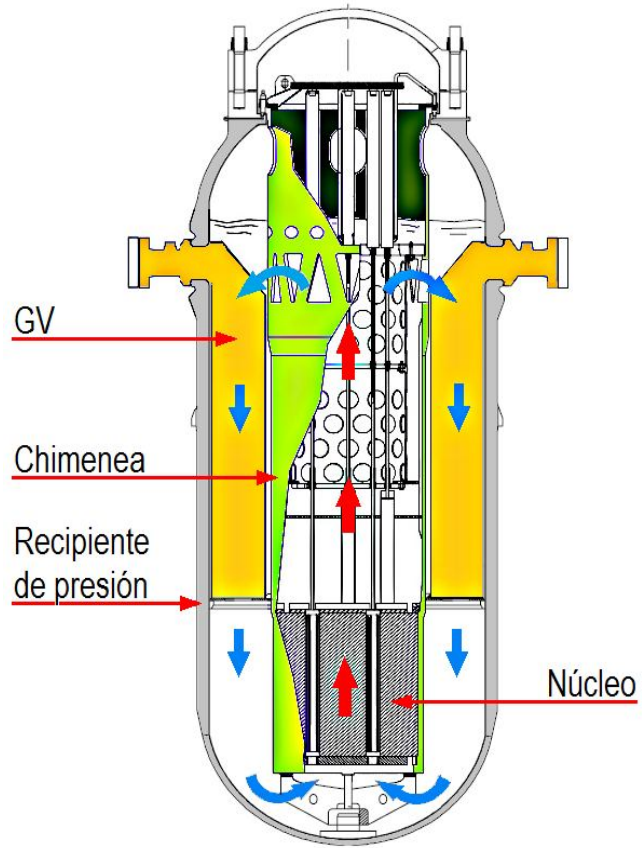


Figura 1: El reactor CAREM-25 y el sistema primario de refrigeración.

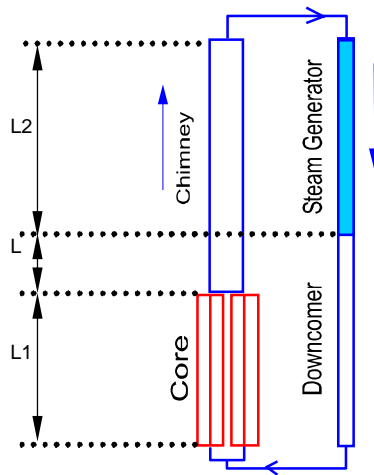


Figura 2: Esquema del circuito cerrado que representa al CAREM-25.

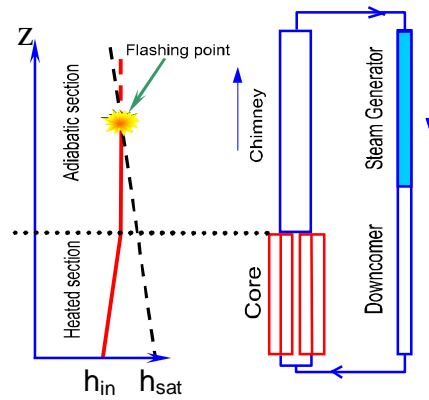


Figura 3: Esquema del circuito que representa al reactor CAREM-25 y la ocurrencia del fenómeno de flashing

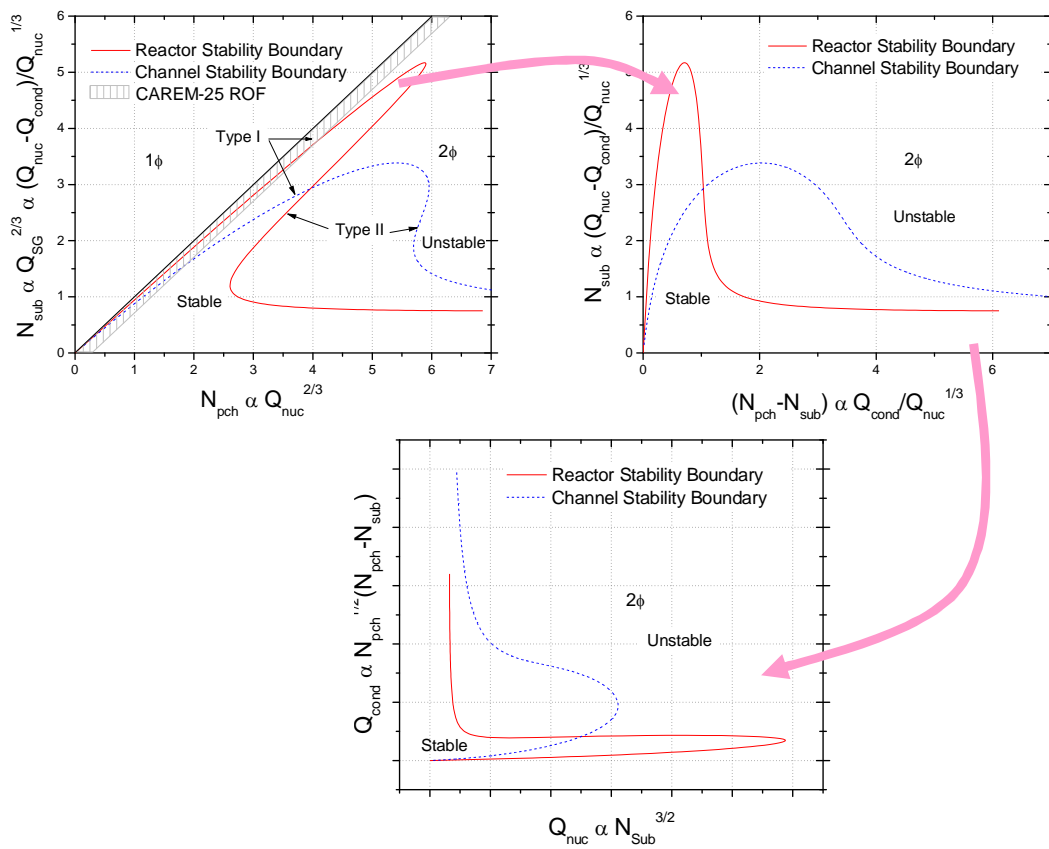


Figura 4: La transformación del plano N_{PCH} vs. N_{Sub} en el plano Q_{Nuc} vs. Q_{Cond} .

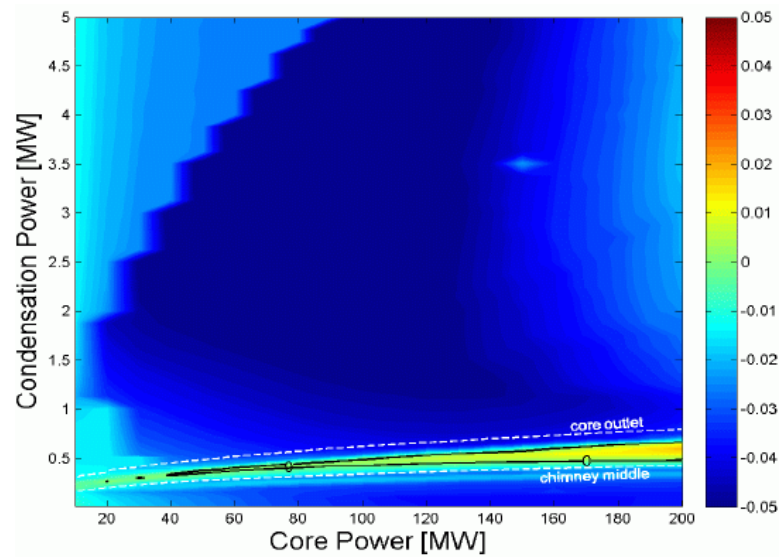


Figura 5a: Mapa de estabilidad para el reactor CAREM-25 para el caso en el que no se considera la existencia de vapor generado en condiciones subenfriadas.

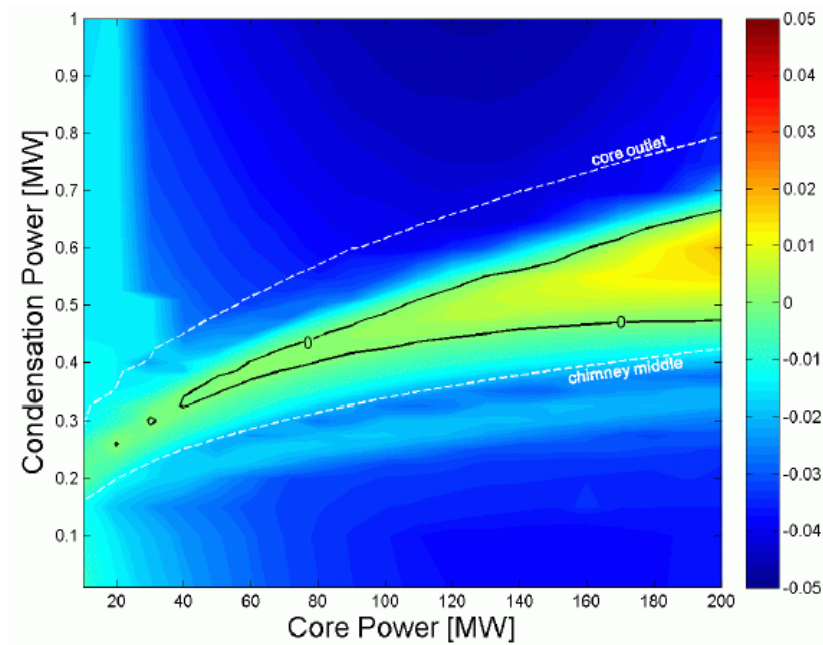


Figura 5b: Vista ampliada del mapa de estabilidad del reactor CAREM-25 presentado en la Figura 5.

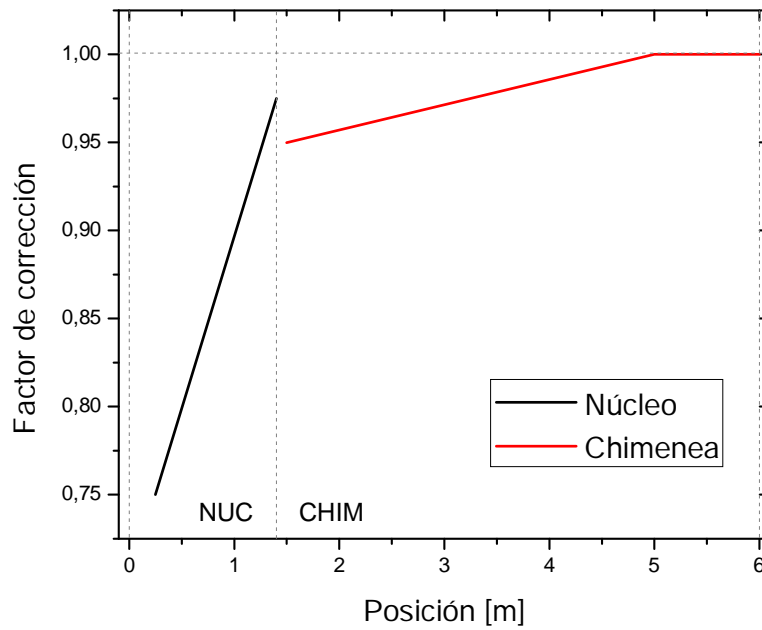


Figura 6: Ajustes lineales del factor de corrección aplicado en la presión en las zonas de núcleo y de chimenea, para el cálculo de entalpías de saturación. Dicha función de corrección se denomina $f(z)$.

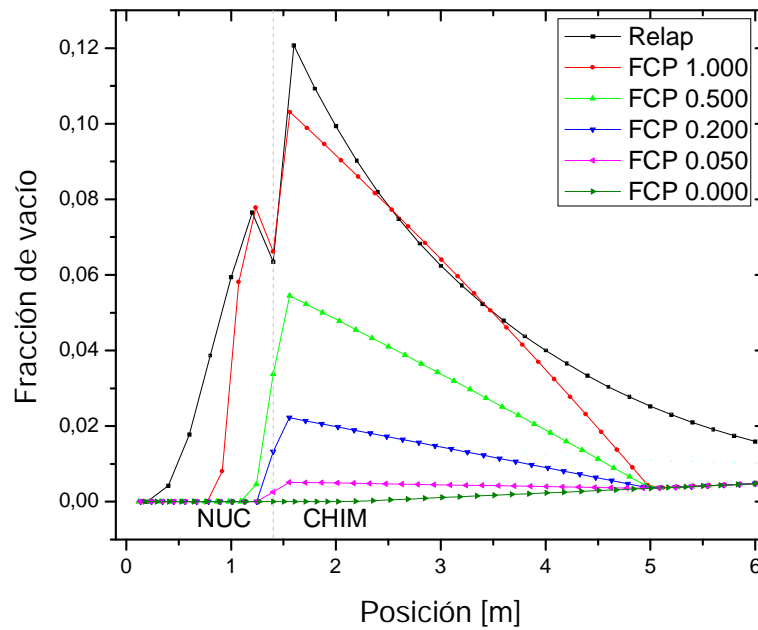


Figura 7: Comparación de perfiles de fracción de vacío entre RELAP y HUARPE para distintos valores de FCP (Factor de corrección de presión).

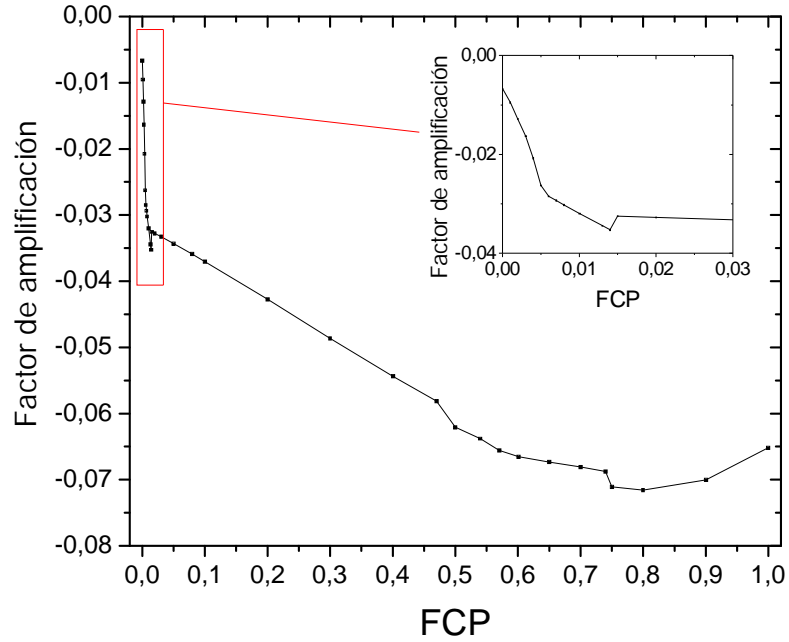


Figura 8: Factor de amplificación para condiciones nominales de operación, en función de FCP. Se muestra un detalle de la zona de bajos valores de FCP. Valores positivos del factor de amplificación indican que el sistema es inestable.

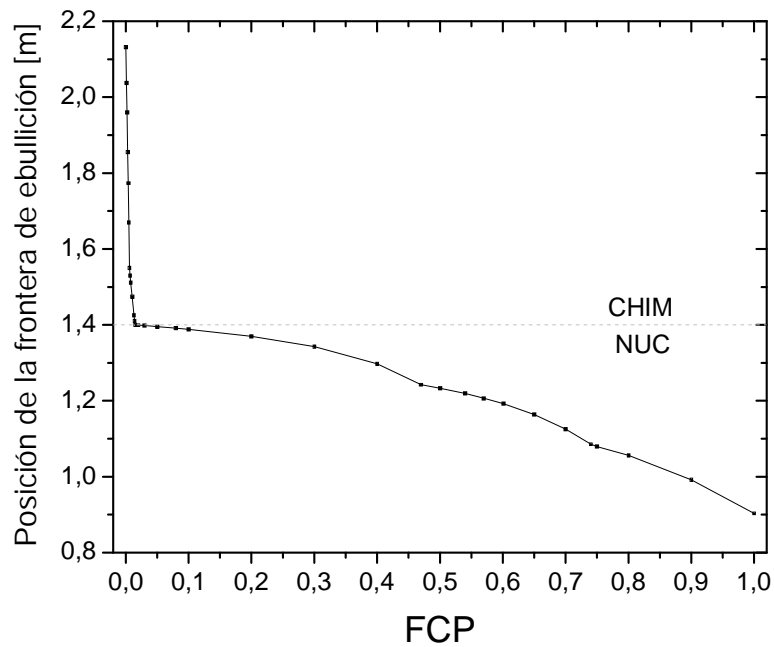


Figura 9: Posición de la frontera de ebullición en condiciones nominales en función de FCP. El punto 1,4m corresponde al límite superior del núcleo.

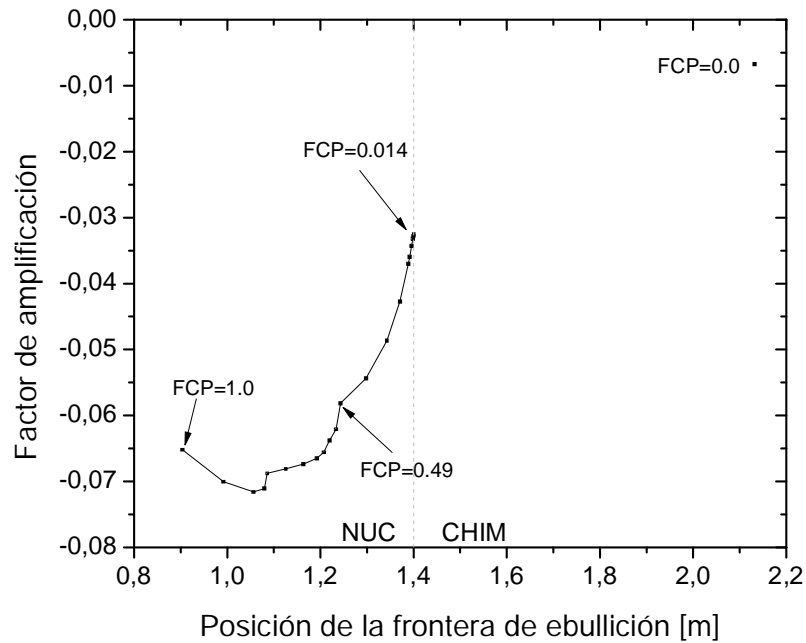


Figura 10: Factor de amplificación para condiciones nominales de operación en función de la posición de la frontera de ebullición. El punto 1,4m corresponde al límite superior del núcleo. Notar que los resultados obtenidos con valores de $0 < FCP < 0.014$ han sido eliminados por carecer de sentido físico.

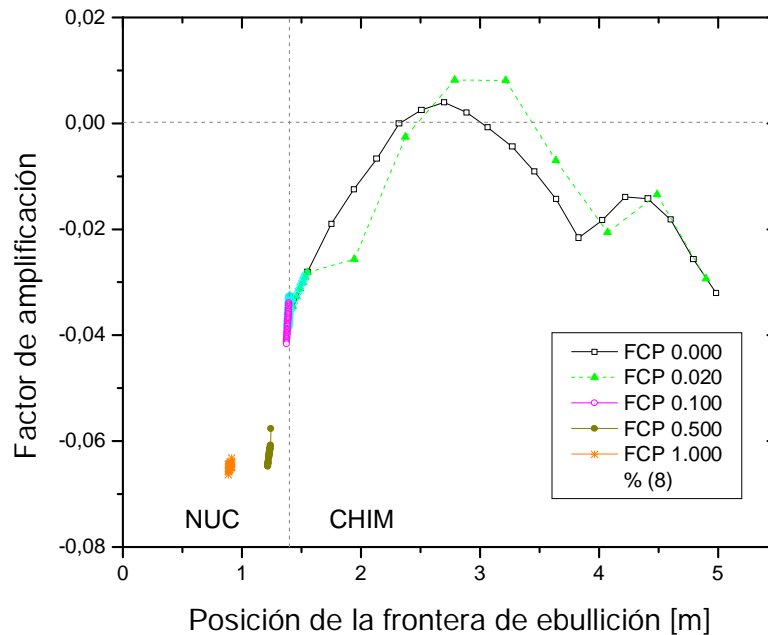


Figura 11: Factor de amplificación en función de la posición de la frontera de ebullición, parametrizado con la potencia de condensación en el domo. La potencia de condensación se varió entre 0.2MW y 3.0MW, y se mantienen condiciones de 100MW de potencia de núcleo y 12.25MPa de presión. Se muestran las curvas para distintos valores de FCP.