

CONSIDERACIONES NUMÉRICAS EN LA PREDICCIÓN DE LÍMITES DE ESTABILIDAD EN CIRCUITOS DE CONVECCIÓN NATURAL

P. Zanocco, D. Delmastro y M. Giménez

Centro Atómico Bariloche, CNEA
Av. Bustillo Km. 9,500, San Carlos de Bariloche, R8402AGP Río Negro, Argentina
e-mail: zanoccop@cab.cnea.gov.ar, web page: <http://www.cab.cnea.gov.ar>

Key words: integral reactors, stability analysis, natural circulation

Resumen. *En este trabajo, se analiza la estabilidad de circuitos de convección natural en dos fases, utilizándose un modelo desarrollado a tal fin. El mismo conforma un grupo de ecuaciones diferenciales no lineales de primer orden, que se resuelven por medio del método up-wind en diferencias finitas, utilizando combinaciones de esquemas explícitos e implícitos para la integración numérica de las diferentes ecuaciones de balance. Se implementa un esquema de nodalización adaptiva, con el fin de minimizar el error en la propagación de pequeñas perturbaciones a través de los volúmenes discretizados, especialmente los que se encuentran en el régimen de dos fases. Luego se implementa un método de linealización numérica por pequeñas perturbaciones, obteniéndose resultados en el dominio de las frecuencias, permitiendo una rápida visualización de la estabilidad lineal del sistema.*

Se analizan dos casos: un caso testigo, donde se comparan los resultados con una solución analítica en un amplio rango de títulos, y un caso de aplicación, donde se utiliza el modelo desarrollado para analizar la estabilidad de un reactor auto-presurizado en convección natural, tomando como referencia el reactor CAREM en su versión de prototipo. En ambos casos, se analiza el efecto de la difusión numérica y errores de integración en la predicción del límite de estabilidad, por medio de un análisis de convergencia utilizando distintos criterios de nodalización e integración numérica.

1 INTRODUCCIÓN

En reactores auto-presurizados, el control de presión se realiza por medio de desbalances de potencia en el circuito primario. Para que esto sea posible, el refrigerante debe estar acoplado termodinámicamente con el vapor en el domo. Esto se logra con un sumidero de calor en la zona de vapor, que promueve una condensación continua de vapor¹, obteniéndose una excelente auto-regulación en estas condiciones. Para compensar la condensación, se genera un flujo de vapor que proviene de la rama caliente. Esto establece un régimen de ebullición en la rama caliente.

Es bien sabido que los sistemas en ebullición pueden oscilar debido a la dinámica de dos fases, resultando inestables en condiciones particulares. Este problema ha sido ampliamente estudiado en reactores clásicos tipo BWR^{2,3}.

Tradicionalmente, la mayoría de los códigos numéricos utilizan esquemas numéricos que introducen una gran difusión artificial⁴. Los eventos relacionados con la estabilidad son iniciados por perturbaciones muy pequeñas, que usualmente se amortiguan como resultado de la difusión numérica. Sin embargo, este problema no es significativo en la mayoría de los problemas de interés, dado que se estudian transiciones bien definidas del estado de operación, condiciones bajo las cuales han sido validados la mayoría de los códigos. En muchos casos, se desarrollaron modelos que resuelven el problema en forma analítica para superar este inconveniente^{3,5,6}. Éstos consisten en linealizar las ecuaciones y resolverlas por medio de la transformada de Laplace; los resultados se obtienen en el campo de las frecuencias. Debido a la complejidad de las formulaciones matemáticas, se adoptaron modelos simplificados. Con estas herramientas se construyeron los mapas de estabilidad para las configuraciones más comunes de los reactores tipo BWR.

Paralelamente, ha habido un especial esfuerzo en reducir la difusión numérica en códigos en el dominio de tiempo⁷. En algunos casos, se adoptan modelos simplificados, denominados “fenomenológicos”^{8,9}, que permiten estudiar la naturaleza básica de los efectos no-lineales, no tenidos en cuenta en el grupo anterior. Algunos códigos de detalle también se mejoraron para considerar también problemas de estabilidad¹⁰, mostrando en algunos casos un buen acuerdo con experimentos¹¹.

En la última década, aparecieron nuevos conceptos de reactores BWR en convección natural^{12,13}, tomando especial interés el estudio de inestabilidades en este tipo de sistemas. Se estudió un tipo diferente de inestabilidad, que se hace presente bajo la combinación de convección natural y baja fracción de vacío, que es la condición en la que trabaja el prototipo del concepto CAREM. Este tipo de inestabilidades han sido observadas experimentalmente¹⁴, reportándose también en el reactor de Dodewaard¹⁵. También se han realizado análisis teóricos sobre estas inestabilidades¹⁶ y se ha anunciado un conjunto de estudios experimentales, concebidos para servir como base de datos para validaciones futuras¹⁷.

Recientemente, se han estudiado tanto los aspectos lineales como no lineales de este tipo de posibles inestabilidades para el prototipo del reactor CAREM^{18,19}. Para este fin se utilizó el código HUARPE, desarrollado inicialmente para modelar la dinámica del reactor durante

transitorios de desbalances de potencia. El mismo fue comparado con otros códigos (RETRAN y RELAP) y con datos experimentales tomados de la facilidad experimental CAPCN, que simula el primario del reactor a escala 1:1 en alturas y presiones^{20,21,22}, mostrando un buen acuerdo en todos los casos. El código mostró buena eficiencia computacional y a sido utilizado en estudios paramétricos para soporte al diseño²³. La utilización de un código propio nos permite realizar modificaciones a fin de analizar diferentes aspectos relativos al esquema numérico y a los modelos. Éste ha sido adaptado para realizar estudios de estabilidad, con especial énfasis en reducir la difusión artificial y errores de integración, implementándose un esquema de linealización. El propósito de este trabajo es analizar dichos aspectos.

2 CONCEPTO CAREM

En el presente trabajo, se toma como referencia el reactor CAREM, en su versión de prototipo (CAREM-25, 100 MWth)^{24,25,26,27}. La Figura 1-a muestra un diagrama del sistema primario. Algunas de las características distintivas de este reactor son: el sistema primario integrado dentro del recipiente de presión, la auto-presurización, la refrigeración por circulación natural y los sistemas de seguridad pasivos.

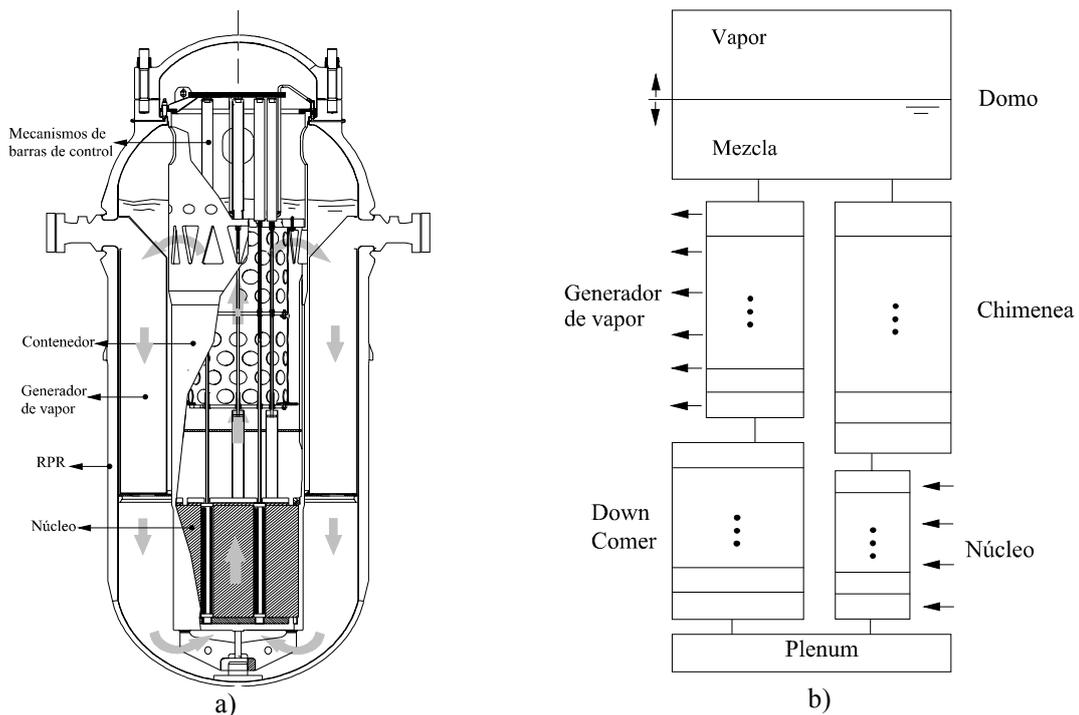


Figura 1: Sistema primario de CAREM-25: a) Diagrama, b) Esquema de la nodalización utilizada

El recipiente de presión del reactor (RPR) contiene el núcleo, los generadores de vapor (GV), la totalidad del refrigerante del primario y los mecanismos de las barras de control. El diámetro del RPR es de 3.2 m y la altura total es de 11 m.

El domo de vapor está localizado dentro de la zona superior del recipiente de presión. Doce generadores de vapor helicoidales de tipo paso simple se encuentran localizados en el espacio anular exterior (dentro del RPR). La localización de los GV sobre el núcleo genera la circulación natural en el circuito primario. El refrigerante (agua) refrigera el núcleo, sube por la chimenea que se encuentra confinada por un contenedor. Luego se dirige hacia la zona anular exterior a través de ventanas en el contenedor, y finalmente entra en los GV. El circuito se completa a través del “down comer” y plenum inferior.

Las barras de control son operadas por mecanismos hidráulicos que se encuentran localizados dentro del RPR, en la zona superior. Este diseño evita las perforaciones del RPR necesarias para mecanismos pasantes operados desde el exterior, lo que además evita la posibilidad de eyección incontrolada de barras de control y accidentes de pérdida de refrigerante.

Debido a la auto-presurización, la presión del sistema se mantiene muy cerca del valor de saturación en la chimenea. La condensación continua de vapor promovida por el flujo de líquido utilizado para la operación de los mecanismos de control de las barras absorbentes, asegura un buen acople termodinámico de la zona de vapor con el circuito primario. Los coeficientes de reactividad negativos, combinados con la dinámica de auto-presurización, sustentan una excelente respuesta ante transitorios operacionales. Sin embargo, la estabilidad del sistema es necesaria para garantizar este comportamiento.

3 MODELO TEÓRICO

El código desarrollado incluye el modelado del circuito refrigerante y el domo, de acuerdo a las leyes de conservación de masa, energía y momento y el modelado térmico del núcleo, teniendo en cuenta las realimentaciones neutrónicas de potencia. El desarrollo detallado del modelo teórico puede encontrarse en¹⁹, siendo sus principales características:

- ✓ Solución de flujo unidimensional.
- ✓ Modelo de “Drift-Flux” en equilibrio para las dos fases en el circuito primario (modelo homogéneo también disponible)
- ✓ Modelo de flujo estratificado en no-equilibrio para las dos fases en el domo.
- ✓ Presión dependiente sólo del tiempo y de la altura hidráulica
- ✓ No existe arrastre de burbujas (carry-under) a la salida del domo hacia los GV.
- ✓ Modelo de cinética puntual para la potencia generada en el núcleo.
- ✓ Esquema unidimensional para la estructura del núcleo, nodalizada en la dirección axial.

4 ECUACIONES BÁSICAS

El programa utiliza el modelo drift-flux de cuatro ecuaciones²⁸; éste modela una velocidad relativa entre fases como función de dos parámetros dependientes del régimen de flujo: La velocidad de “drift” y un parámetro de distribución radial de la fracción de vacío.

Para obtener el caudal debido a la fuerza boyante, que establece la circulación natural, deben resolverse las ecuaciones de masa y momento. Para obtener espacialmente los flujos máxicos de todo el circuito, se plantea la ecuación de conservación de la masa:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{1}{A} \frac{\partial GA}{\partial z} = 0 \quad (1)$$

Por otra parte, la ecuación de momento se resuelve integrando analíticamente a lo largo del circuito, resultando:

$$\frac{d\hat{G}}{dt} = -\int \rho g \cos \theta dz - \int \frac{f \Phi_{f0}^2 |G| G}{2D_h \rho_l} dz - \sum \left(K \frac{|G| G}{2\rho} \right) - \sum \frac{G^2}{2\rho} \left(1 - \frac{A_i}{A_o} \right) \quad (2)$$

La variable \hat{G} suele llamarse “momento total” del sistema, y se define como:

$$\hat{G} \equiv \int G dz \quad (3)$$

Para obtener las entalpías del circuito, se resuelve la ecuación de energía; existen varias formas de expresarla, la utilizada en este trabajo es la siguiente (ver h sombrero):

$$\rho \frac{\partial h}{\partial t} + \frac{1}{A} \frac{\partial (G \hat{h} A)}{\partial z} - \frac{h}{A} \frac{\partial (GA)}{\partial z} = \frac{q'}{A} + \frac{\partial P}{\partial t} \quad (4)$$

donde h y \hat{h} son las entalpías promediadas con las masas y los caudales de ambas fases, respectivamente.

4.1 Modelo térmico del combustible

Los elementos combustibles (núcleo del reactor) se modelan en un esquema unidimensional, nodalizado en la dirección axial. La derivada temporal para la temperatura del combustible es proporcional a la diferencia entre las potencias generada y transferida. Se modela un perfil de temperatura axial, despreciando la conducción de calor en esa dirección, debido a que la conductividad de los combustibles es relativamente pequeña, y el flujo axial de calor por conducción es despreciable frente al flujo de calor hacia el refrigerante por convección. De esta forma resulta:

$$\frac{dT_c(z)}{dt} M_{Nuc} C_{p_{Nuc}} = Per_e \left(Peso(z) \frac{Q}{L_{Nuc}} - h^t (T_c(z) - T(z)) \right) \quad (5)$$

El factor $Peso(z)$ tiene que ver con el perfil axial de la generación de potencia.

5 SOLUCIÓN NUMÉRICA

En la Figura 1-b se muestra un esquema de la nodalización del reactor. El domo se divide en dos volúmenes variables para representar las zonas de vapor y mezcla. Las ecuaciones se discretizan de acuerdo al esquema explícito, up-wind. Se pone especial atención en minimizar la difusión numérica de la ecuación de energía.

5.1 Integración del esquema numérico

Las ecuaciones enunciadas para el sistema discretizado espacialmente conforman un grupo de ecuaciones diferenciales de primer orden. Estas están fuertemente acopladas porque los caudales en un determinado tiempo dependen de las derivadas temporales de la densidad en el mismo tiempo, que a su vez dependen de las derivadas de entalpía y presión. La convergencia de las variables acopladas se obtiene a través de un proceso de iteración interna. Este procedimiento minimiza las inestabilidades numéricas relacionadas con problemas de falta de convergencia, que podrían “enmascarar” el análisis de estabilidad.

5.2 Nodalización adaptiva

Es sabido que, cuando se utiliza la combinación de esquema up-wind e integración explícita en ecuaciones de convección pura, el paso de tiempo debe ser menor que el tiempo de residencia del fluido en un volumen, porque de otra manera el esquema se vuelve numéricamente inestable; éste se llama límite de estabilidad de Courant. Un aspecto interesante de esta combinación es que, cuando el paso de tiempo coincide exactamente con el límite de Courant, los errores numéricos se minimizan y una pequeña perturbación puede propagarse perfectamente a través del volumen, sin sufrir el efecto de “difusión numérica”.

Con el fin de eliminar el efecto de difusión numérica en el sistema, se adopta un esquema de “nodalización adaptiva” permitiendo alcanzar el límite de Courant en todos los nodos, con especial atención a las zonas de núcleo y chimenea, en donde hay cambio de velocidad del fluido por cambios en la temperatura o la fracción de vacío. De esta forma se logra que el tiempo de residencia de una perturbación se iguale en todos los volúmenes.

Inicialmente se realiza una nodalización para calcular el estado estacionario del sistema, y en particular calcular la velocidad con la que se mueven pequeñas perturbaciones a lo largo del circuito. De esta manera, puede calcularse la longitud de un nodo o volumen en cualquier posición para establecer el mismo tiempo de residencia de una perturbación en cada uno de ellos.

Este esquema se aplica a la chimenea, donde se define el paso de tiempo como la relación tiempo de residencia / número de nodos. El mismo algoritmo se aplica al núcleo, a excepción del primer nodo a la entrada; éste opera como “nodo de ajuste”, de manera de permitir a todos los nodos en la zona superior coincidir con el mismo límite de Courant, sin violar la condición de geometría que impone diferentes tiempos de residencia en la chimenea y núcleo. En el resto del circuito, se coloca el máximo número de nodos por componente que permitan la máxima relación de Courant sin violar el límite de estabilidad numérica.

Cuando es necesario refinar la nodalización de algún componente en particular, sin penalizar el resto del circuito, es posible introducir pasos intermedios en la resolución de la ecuación de energía en el momento de actualizar las entalpías de ese componente, manteniendo constante el resto de las variables del sistema durante el paso de tiempo.

La estrategia de nodalización adaptiva se realiza junto con la etapa de inicialización del sistema, y permite el modelado del movimiento de perturbaciones pequeñas reduciendo la difusión numérica, especialmente en toda la región de dos fases (núcleo y chimenea).

5.3 Método de linealización

Para el análisis del sistema en el dominio de las frecuencias, es necesario linealizar alrededor de un punto de trabajo. Mediante el cálculo de autovalores, es posible una visualización rápida de la estabilidad del sistema linealizado de una manera muy simple, evitando un análisis exhaustivo de todos los transitorios posibles en el dominio de tiempo. Una forma apropiada para este fin es la linealización por medio de pequeñas perturbaciones; los detalles sobre el método pueden encontrarse en^{19,29}. Bajo la hipótesis de comportamiento lineal frente a pequeñas perturbaciones, las ecuaciones discretizadas pueden aproximarse de la siguiente manera:

$$\frac{d\delta y}{dt} \approx F(y_0, p, \Delta t)\delta y^n \quad (6)$$

donde y representa a los vectores de variables independientes o *variables de estado*, p es un vector de parámetros físicos y numéricos, y δ denota una desviación de la variable de estado alrededor de un valor estacionario. La matriz F contiene la dinámica del sistema de tiempo continuo que predice el esquema discreto en tiempo, y sus autovalores son relevantes para el análisis de estabilidad; la parte imaginaria es la frecuencia de un modo de oscilación, la parte real es la amplificación del mismo. Luego es posible evaluar el factor de amplificación y la frecuencia del modo de oscilación que prevalece por más tiempo, a y ω respectivamente. El factor de amplificación a se usa en este trabajo para definir estabilidad: valores positivos o negativos implican condiciones inestables o estables, respectivamente.

6 RESULTADOS

A continuación se analizan los resultados obtenidos con el modelo desarrollado, aplicados a dos casos:

- un “caso testigo”, donde se comparan los resultados con un modelo analítico. La finalidad de la comparación de este modelo con el esquema numérico aquí desarrollado, es verificar que la difusión numérica es suficientemente baja como para evitar enmascarar el eventual fenómeno de inestabilidad física. En este caso se analiza un amplio rango de títulos de vapor a la salida del calefactor.

- un “caso de aplicación”, donde se utiliza el modelo desarrollado para analizar la estabilidad del reactor CAREM, en su versión de prototipo. En este caso se analiza en mayor detalle el rango de bajos títulos, propios de reactores auto-presurizados.

6.1 Caso testigo

En esta sección, se compara la predicción del límite de estabilidad contra un modelo desarrollado en el campo de la frecuencia³⁰. Este modelo, que llamaremos “modelo analítico” de aquí en adelante, fue desarrollado para el análisis de un sistema como el que muestra la Figura 2, el cual es una simplificación de un generador de vapor de recirculación de tipo tubos en U, sin sobrecalentamiento. Este método es estrictamente no difusivo.

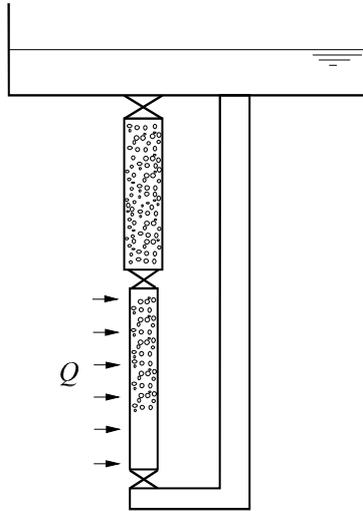


Figura 2: Esquema utilizado para el análisis de estabilidad

En el modelo analítico, se toman las siguientes hipótesis simplificativas:

- Modelo homogéneo para las dos fases
- Presión del sistema constante y uniforme
- No existe ebullición subenfriada
- Subenfriamiento constante a la entrada del calefactor
- Flujo de calor uniforme en la zona calefaccionada
- Temperatura de entrada constante

A fines comparativos, las mismas hipótesis se aplican al modelo numérico. Para el análisis, se introdujeron valores que permitan obtener límites de estabilidad típicos en un reactor tipo BWR en convección natural o en un generador de vapor tipo tubos en U.

La Figura 3-a muestra un diagrama de niveles del factor de amplificación obtenido con el modelo numérico y el límite de estabilidad obtenido con el modelo analítico. La Figura 3-b muestra diagrama de niveles de las frecuencias correspondientes a este caso. sus respectivas frecuencias,. El número de nodos en chimenea (N_{ch}) se fija en 10 en todo el rango, acomodando los nodos en la zona calefaccionada de acuerdo a la nodalización adaptiva. Como se verá en la sección 7, se encontró que esta nodalización resulta en una solución convergida. En esta Figura, se introducen el número de subenfriamiento N_{sub} y el número de Zuber N_{Zu} , que se definen:

$$N_{Zu} \equiv \frac{Q_c}{Wh_{fg}} \frac{\rho_f - \rho_g}{\rho_g} \quad N_{sub} \equiv \frac{h_f - h_{c,i}}{h_{fg}} \frac{\rho_f - \rho_g}{\rho_g} \quad (7)$$

Cuando N_{Zu} es mayor a N_{sub} , existe vapor a la salida del calefactor, mientras que en el caso contrario el fluido se encuentra en simple fase. Se observa un buen acuerdo entre modelos, lo cual demuestra que el modelo numérico es apto para analizar casos cercanos al límite de estabilidad. Se pueden visualizar dos zonas de inestabilidades, como se ha observado en soluciones analíticas y observaciones experimentales previas^{14,16}, donde aparecen las llamadas

oscilaciones de tipo-I y tipo-II. Las primeras son importantes en condiciones de baja potencia, y son causadas por variaciones en la fuerza boyante a lo largo de la chimenea. Estas son importantes en el caso de reactores auto-presurizados, y se verán con más detalle en la sección 6.2. Las oscilaciones de tipo-II son dominantes en condiciones de alta potencia, y son causadas por la interacción entre el caudal y las caídas de presión en las zonas de doble fase. Sin embargo, la transición entre ambas inestabilidades es gradual, y no existen límites definidos que las separen.

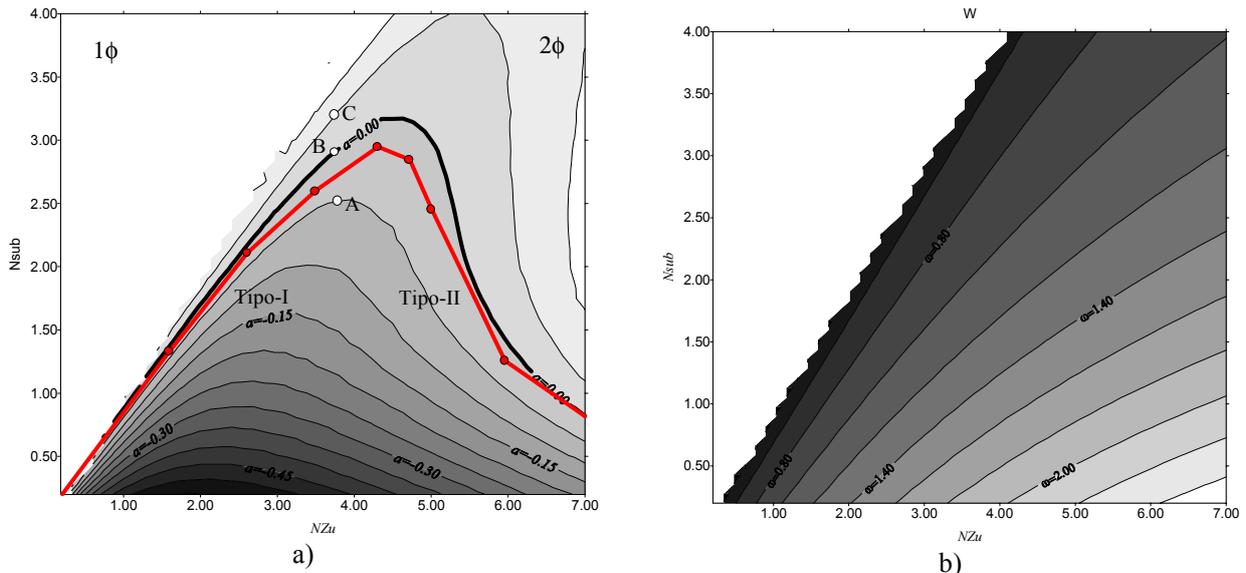


Figura 3: Diagrama de niveles obtenido con el modelo numérico; a) factores de amplificación, b) frecuencias.

Puede observarse que existe una mayor pendiente cerca de las inestabilidades de tipo-I que las de tipo-II. Esto hace que el límite de estabilidad del tipo-II calculado por modelos varíe más ante cambios en los mismos. Las variaciones de las frecuencias son continuas, es decir que solo hay un autovalor dominante en todo el rango y las oscilaciones de tipo-I presentan menores frecuencias.

La Figura 4 muestra los autovalores del sistema para los puntos que se indican en la Figura 3-a: A en la zona estable ($a = -0.05 \text{ s}^{-1}$), B en el límite de estabilidad ($a = 0 \text{ s}^{-1}$) y C en la zona inestable ($a = 0.05 \text{ s}^{-1}$). Allí pueden verse todas las frecuencias características del sistema (eje imaginario), con sus respectivas constantes de decaimiento (eje real). Los autovalores dominantes serán los que presentan la mayor parte real y que producirán oscilaciones con mayor permanencia en el tiempo. Puede observarse que existe una apreciable diferencia entre los autovalores dominantes y el resto.

Las Figuras 5-a, b, c muestra las evoluciones temporales de la perturbación en \hat{G} adimensionalizada, calculadas para los tres casos según el sistema no lineal (original) comparado con el sistema linealizado. El sistema se inicializa en estado estacionario, introduciendo a los 10 s una pequeña perturbación en \hat{G} . Puede observarse, en primer lugar, una total concordancia del sistema linealizado con el original para todos los casos, ya que las

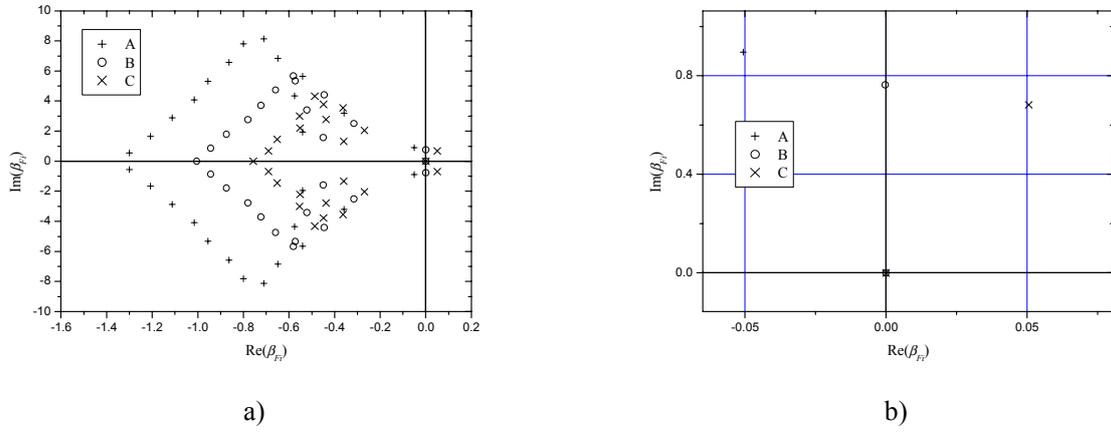


Figura 4: Autovalores del sistema discreto linealizado, en los tres puntos de análisis

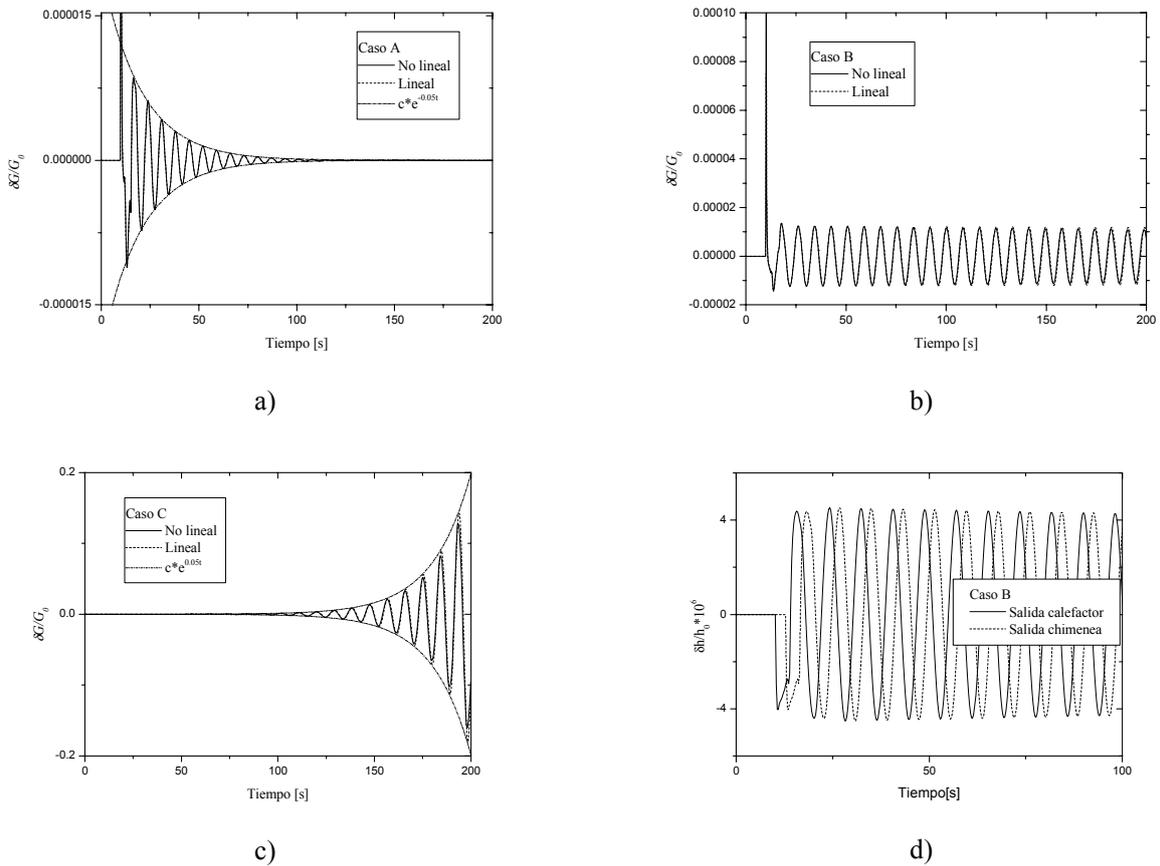


Figura 5: Evoluciones temporales del flujo másico promedio adimensionalizado, según el sistema no lineal (original) y el sistema linealizado, para los puntos a) estable, b) indiferente y c) inestable (puntos A, B y C). c) entalpía a la salida del calefactor y su propagación a la salida de chimenea.

evoluciones están prácticamente superpuestas. Se observan oscilaciones decrecientes para el

punto A, oscilaciones auto-sostenidas para el punto B y oscilaciones crecientes para el punto C, coincidiendo las constantes de decaimiento (crecimiento) con el factor de amplificación calculado, en un todo de acuerdo con lo analizado anteriormente. Puede observarse también una concordancia del período de la oscilación con la frecuencia de oscilación calculada.

La Figura 5-d muestra la propagación de la perturbación de entalpía a lo largo de la chimenea, pudiendo observarse que la amplitud y período de la onda a la entrada permanecen inalterados al transportarse hasta la salida. Esto muestra la baja difusión alcanzada en el esquema gracias a la nodalización adaptiva.

6.2 Caso de aplicación

Se consideran las geometrías, potencia axial y distribución de fricciones tomadas del diseño del reactor CAREM-25. Las Figuras 6-a y b muestran los mapas de estabilidad suponiendo presión de domo constante, lo que equivaldría a un volumen de vapor infinito, y teniendo en cuenta las realimentaciones de presión, utilizando el modelo de no-equilibrio entre fases para la zona del domo.

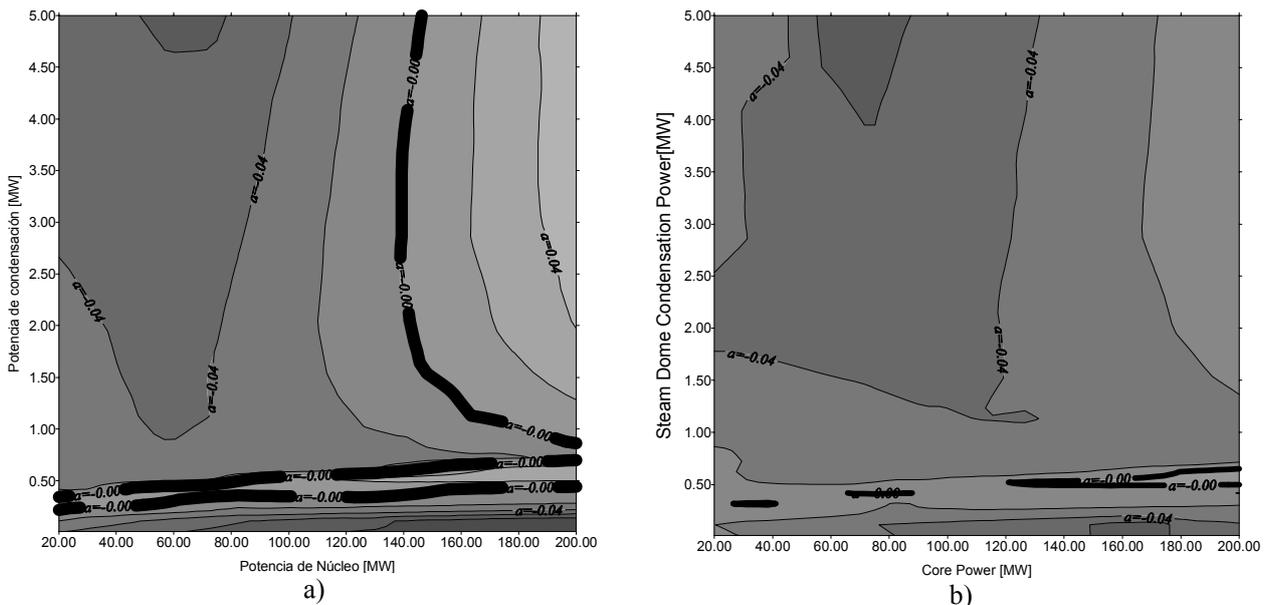


Figura 6: Mapa de estabilidad mostrando la influencia de la realimentación de presión: a) sin realimentación, b) considerando realimentación.

En los mapas se utiliza potencia de núcleo (Q_{Nuc}) como variable en las abscisas, potencia de condensación en el domo de vapor como ordenadas (Q_V), en lugar de subenfriamiento a la entrada de núcleo como comúnmente se utiliza; esto permite una mejor visualización de la zona de interés: un amplio rango de potencia de núcleo y baja potencia de condensación. En este caso, las oscilaciones ocurren debido a la interacción de la fuerza boyante con el caudal.

Lo primero que puede observarse, es un fuerte efecto estabilizador de la realimentación de presión. Esto puede explicarse de la siguiente manera: un incremento de la fracción de vacío

en la chimenea expande todo el refrigerante, presurizando el sistema en forma inmediata. Esto aumenta la entalpía de saturación, tendiendo a disminuir la fracción de vacío. Por lo tanto, el efecto natural de la realimentación de presión es el de balancear los cambios de densidad en la zona de dos fases, estabilizando el sistema.

Cuando la condensación es relativamente alta (mayor de 0,75 MW aproximadamente), la ebullición ocurre en el núcleo. La sensibilidad de la fuerza boyante frente a perturbaciones de entalpía crece al incrementar la potencia de núcleo o al disminuir la condensación, inestabilizando el sistema en esta dirección.

Cuando la condensación es baja (menor a 0,75 MW), la ebullición ocurre en la chimenea, debido a la despresurización con altura (flashing). En este caso, la ubicación de la frontera de ebullición es mucho más sensible a perturbaciones, incrementando la sensibilidad de la fuerza boyante, desestabilizando el sistema.

Para condensación muy baja, la frontera de ebullición se encuentra cerca de la salida de chimenea, disminuyendo el tamaño de la zona de dos fases, estabilizando el sistema.

7 ANÁLISIS DE CONVERGENCIA LINEAL

Una forma de visualizar el error de truncamiento del método es a través del efecto del cambio de nodalización en el factor de amplificación, calculado a través del método de linealización por pequeñas perturbaciones. Esto permite un análisis sistemático de este error, asegurando la validez de la hipótesis lineal, lo cual es frecuentemente difícil de lograr mediante simulaciones temporales.

En esta sección, se analiza la convergencia lineal del esquema numérico, para lo cual se toman los dos casos analizados en la sección 6; el “caso testigo” es de interés porque se analiza un amplio rango de títulos, incluyéndose las oscilaciones de tipo I y II. Por otra parte, en este caso se cuenta con una solución analítica del problema. Mientras que el “caso de aplicación” es de particular interés porque incluye todos los modelos postulados para el refrigerante y núcleo del circuito primario del reactor analizado en este trabajo.

7.1 Caso testigo

A fin de analizar la convergencia del modelo, se calcula la frontera de estabilidad utilizando diferentes nodalizaciones. El objetivo es constatar que existe convergencia espacial en el modelo termohidráulico en lo que a las ecuaciones de momento y energía se refiere.

En primer lugar, se analiza la convergencia del método, aplicando integración explícita en todo el esquema. Se analizan los casos de $N_{ch} = 5, 10$ y 50 , acomodando los nodos en la zona calefaccionada de acuerdo a la nodalización adaptativa, sin utilizar pasos intermedios. Los resultados pueden verse en la Figura 7-a.

En el caso de una nodalización muy gruesa, como es el caso de $N_{ch} = 5$, se observa en primer lugar discontinuidades que coinciden con el cambio de número de nodos del calefactor; esto se debe a que aparecen saltos en la relación de Courant del primer nodo, que como se explica en la sección 5.2 actúa como nodo regulador o de ajuste. Estas discontinuidades se hacen casi imperceptibles a partir $N_{ch} = 10$, donde el peso del primer nodo

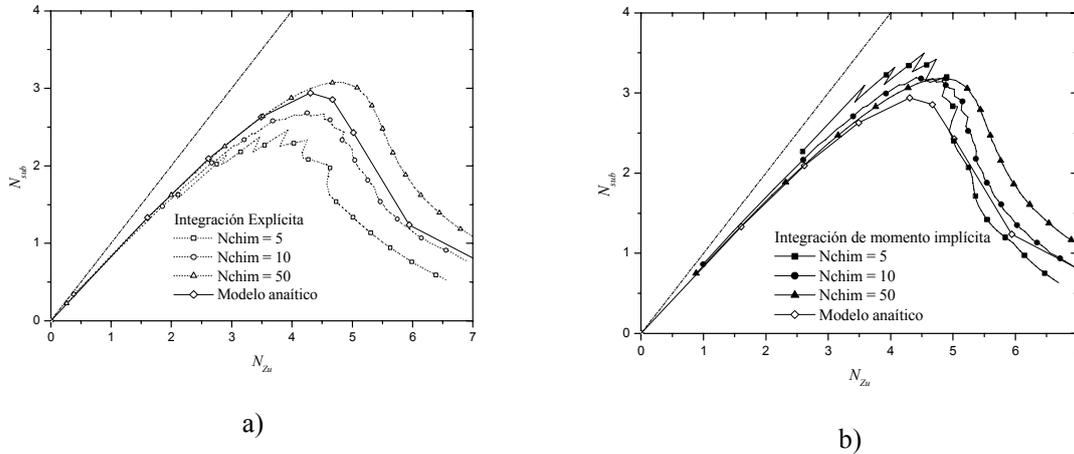


Figura 7: Análisis de convergencia del modelo numérico utilizando el esquema de nodalización adaptiva: a) Integración totalmente explícita, b) integración de la ecuación de momento implícita

es bastante menor. Por otra parte, en el caso de bajos títulos el paso de tiempo requerido según la relación de Courant supera el límite de estabilidad numérica en la ecuación de momento, por lo que no es posible el barrido en esta zona.

También puede observarse una sobrepredicción del límite de estabilidad que se atenúa cuando la nodalización se refina, lo que hace que el límite converja desde la zona estable. Este comportamiento es inverso a lo que se podría esperar desde el punto de vista de la difusión de frentes de entalpía: éstos tenderían a difundirse para nodos más grandes, estabilizando el sistema para nodalizaciones gruesas. En este caso, dado que con el esquema de nodalización adaptiva se minimiza el problema de difusión de frentes de entalpía, esta fuente de error es menor en relación a otras y el efecto que resulta es el inverso. En este caso, la integración temporal de la ecuación de momento introduce un error que es de mayor orden en relación a la ecuación de energía. El error en la integración explícita puede interpretarse como una “difusión negativa” en el sentido de que su efecto es contrario al efecto de la discretización espacial, lo que provoca la cancelación de errores en la ecuación de energía cuando se cumple el límite de Courant. Debido a que la ecuación de momento solo tiene dimensión temporal, el efecto de cancelación de errores no se produce, introduciendo un factor desestabilizante que se incrementa con el paso de tiempo. Esto provocaría la sobreestimación e la inestabilidad, lo cual ya ha sido observado en otras aplicaciones³¹.

Una alternativa es introducir un esquema pseudo-implícito a la ecuación de momento, que consiste en utilizar una densidad estimada $\rho_j^{(n+1)+}$ a partir de la derivada de densidad convergida de acuerdo la siguiente expresión:

$$\rho_j^{(n+1)+} = \left. \frac{d\rho}{dt} \right|_j^+ \Delta t + \rho_j^n \quad (8)$$

Esta densidad se utiliza para calcular la fuerza boyante resultante en la ecuación 2.

El resultado que se obtiene puede verse en la Figura 7-b, observándose una significativa

mejora en la convergencia en relación al caso totalmente explícito e invirtiendo la tendencia a la sobreestimación en el caso de oscilaciones de tipo-I. Ambos casos (integración de ecuación de momento explícita o pseudo-implícita) convergen al mismo valor al incrementar la nodalización.

Otro punto que interesa comparar es el resultado obtenido con la nodalización adaptiva frente a una nodalización fija. Para esto, se fija $N_{ch} = 10$ y el paso de tiempo de acuerdo al criterio de Courant; en el caso de la nodalización adaptiva, N_{Nuc} varía entre 9 y 24 a lo largo del límite de estabilidad. Para la comparación, se utilizan nodalizaciones fijas con estos dos valores extremos, cuyos resultados se muestran en la Figura 8-a.

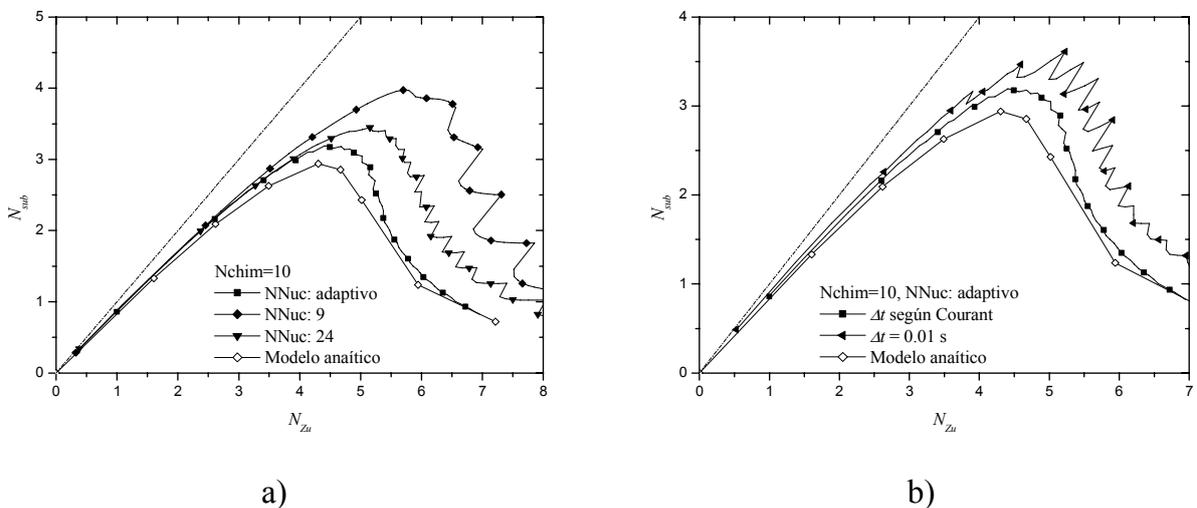


Figura 8: Comparación de las predicciones del los límites de estabilidad de la nodalización adaptiva frente a a) nodalizaciones fijas b) menores pasos de tiempo.

Lo primero que se observa en las nodalizaciones fijas, en relación a la adaptiva, es una ampliación de la zona estable, lo cual responde a la mayor difusión numérica que existe en este caso; esto es más visible en la zona de inestabilidades de tipo-II. Este efecto se reduce al incrementar el número de nodos en el calefactor; sin embargo no es posible aproximar el límite predicho por la nodalización adaptiva sin incrementar también la nodalización en chimenea.

También se observan discontinuidades en el límite de estabilidad en el caso de nodalizaciones fijas; éstas coinciden con el paso de la frontera de ebullición (λ) de un nodo a otro. Cuando esto sucede, se produce un cambio discreto en el tiempo de residencia del fluido en el volumen donde se encuentra λ , lo que provoca un salto en la difusión numérica del modelo en los volúmenes que contienen dos fases, resultando en la discontinuidad. Este efecto no aparece en la nodalización adaptiva, y se reduce al incrementar el número de nodos en nodalizaciones fijas.

A continuación se analiza el efecto de Δt . En el caso de la nodalización adaptiva, Δt se ajusta de acuerdo al criterio de Courant, variando entre 0.05 y 0.8 s a lo largo de la frontera de

estabilidad. La Figura 8-b muestra una comparación de este límite con el obtenido en el caso de imponer $\Delta t = 0.01$ s en todo el rango, utilizando el mismo esquema de nodalización adaptiva.

Como se explica en la sección 5.2, el error de la discretización espacial tiende a cancelarse con el de la integración temporal cuando Δt cumple con el criterio de Courant en todos los nodos. Al reducir Δt se reduce el error de integración temporal, quedando solamente el atribuible a la discretización espacial; ésta tiende a difundir los frentes de entalpía, estabilizando el sistema. También se observa, como el caso de las nodalizaciones fijas, discontinuidades que coinciden con el paso de λ de un nodo a otro, lo que provoca saltos discretos en la difusión numérica del modelo, asociado con el esquema up-wind.

7.2 Caso de aplicación

En esta sección, se toma como base para el análisis de convergencia el caso mostrado en la sección 6.2; esto es, se modela el primario del reactor sin tener en cuenta las realimentaciones de presión.

El efecto de la nodalización puede observarse en la difusión de pequeñas perturbaciones a lo largo del circuito. En el caso que aquí se trata, las variaciones de caudal producen dos tipos de perturbaciones:

- A la salida del núcleo, que se propagarán a lo largo de la chimenea. Estas perturbaciones se producen en la zona de doble fase, y son causante de las inestabilidades del sistema.
- Por otra parte, las perturbaciones a la salida de los generadores de vapor (en el lado primario) que se propagarán a lo largo del downcomer. Estas perturbaciones se producen en la zona de simple fase, y son dominantes solamente en las regiones más estables.

La Figura 9 muestra el mapa de estabilidad cuando no se modelan las propagaciones de las perturbaciones en las zonas de los GV y downcomer, utilizando la misma nodalización para la rama caliente. Esto resulta en una condición de temperatura constante a la entrada de núcleo. Como puede observarse, el mapa es similar al mostrado en la Figura 6-a, mostrando algunas diferencias en la región más estable (alto Q_{Nuc} , bajo Q_V) debido a que en esa región los modos de oscilación dominantes son los atribuibles a las propagaciones de perturbaciones en la rama fría. Sin embargo, en las regiones más inestables el factor de amplificación es similar, dado que la dinámica de la región de doble fase es dominante en esas condiciones. Es por esto que la predicción del límite de estabilidad es aproximadamente independiente de la nodalización de la rama fría, dada una fuerte dependencia de la nodalización de la rama caliente.

Por lo explicado arriba, se adopta la condición de temperatura constante a la entrada de núcleo para el análisis de convergencia de la nodalización adaptiva, analizando especialmente el paso de tiempo empleado y las nodalizaciones de núcleo y chimenea.

La Figura 10 muestra el factor de amplificación a medida que se aumenta Q_V manteniendo Q_N constante, fijándolo en 100 MW. Se muestran las curvas obtenidas manteniendo el paso de tiempo y nodalización de chimenea, variando el número de pasos intermedios implementados en el núcleo, lo que equivale a distintas nodalizaciones en esta zona. Puede observarse que no existen diferencias mientras la frontera de ebullición se encuentra en la chimenea. Cuando ésta

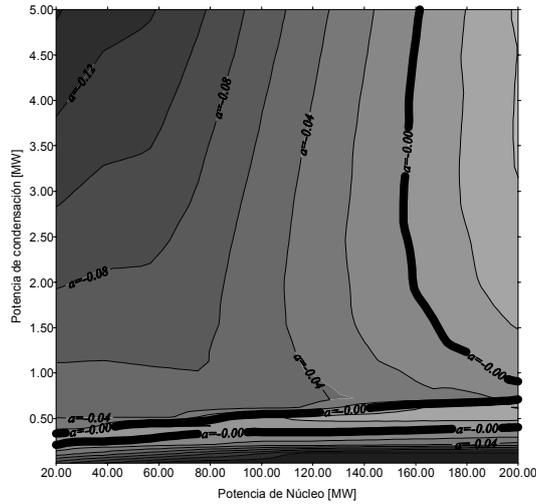


Figura 9: Mapa de estabilidad mostrando la influencia de la dinámica de núcleo, en el caso de temperatura de entrada de núcleo constante.

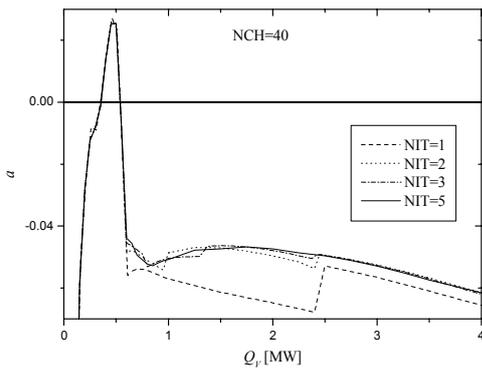


Figura 10: Factor de amplificación como función de Q_v , para distintos pasos intermedios en el núcleo.

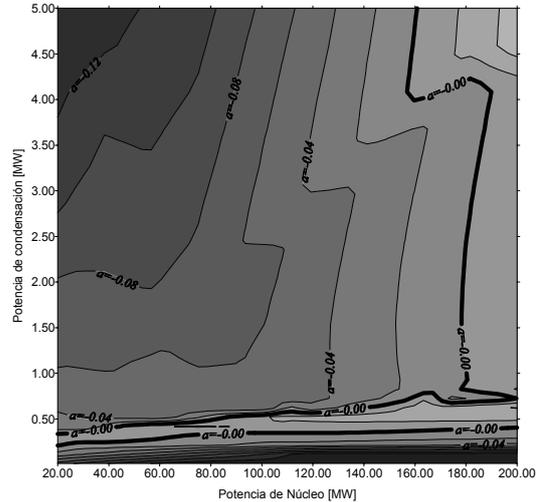


Figura 11: Mapa de estabilidad obtenido sin introducir pasos intermedios en el núcleo.

pasa al núcleo, se observan discontinuidades cuando pasa de un nodo a otro. Estas se hacen más visibles en parte porque en este rango las oscilaciones son comparables a los tiempos característicos de núcleo; los cambios en la potencia afectan de distinta forma según el tamaño, ubicación y potencia transferida al volumen conteniendo la frontera de ebullición. La Figura 11 muestra el mapa de estabilidad obtenido según la nodalización adaptiva sin introducir pasos intermedios, donde este problema se hace evidente, observándose un “escalón” causado por este fenómeno. Estas discontinuidades disminuyen al incrementar la nodalización de núcleo, por medio de la incorporación de pasos intermedios, haciéndose casi imperceptibles para $NIT = 5$, que es el valor finalmente adoptado.

A continuación, se analiza el efecto de las variaciones en el paso de tiempo empleado. Esto se hace variando el número de nodos en chimenea, de manera cumplir el criterio impuesto por la nodalización adaptiva. El número de nodos en el núcleo se mantiene aproximadamente

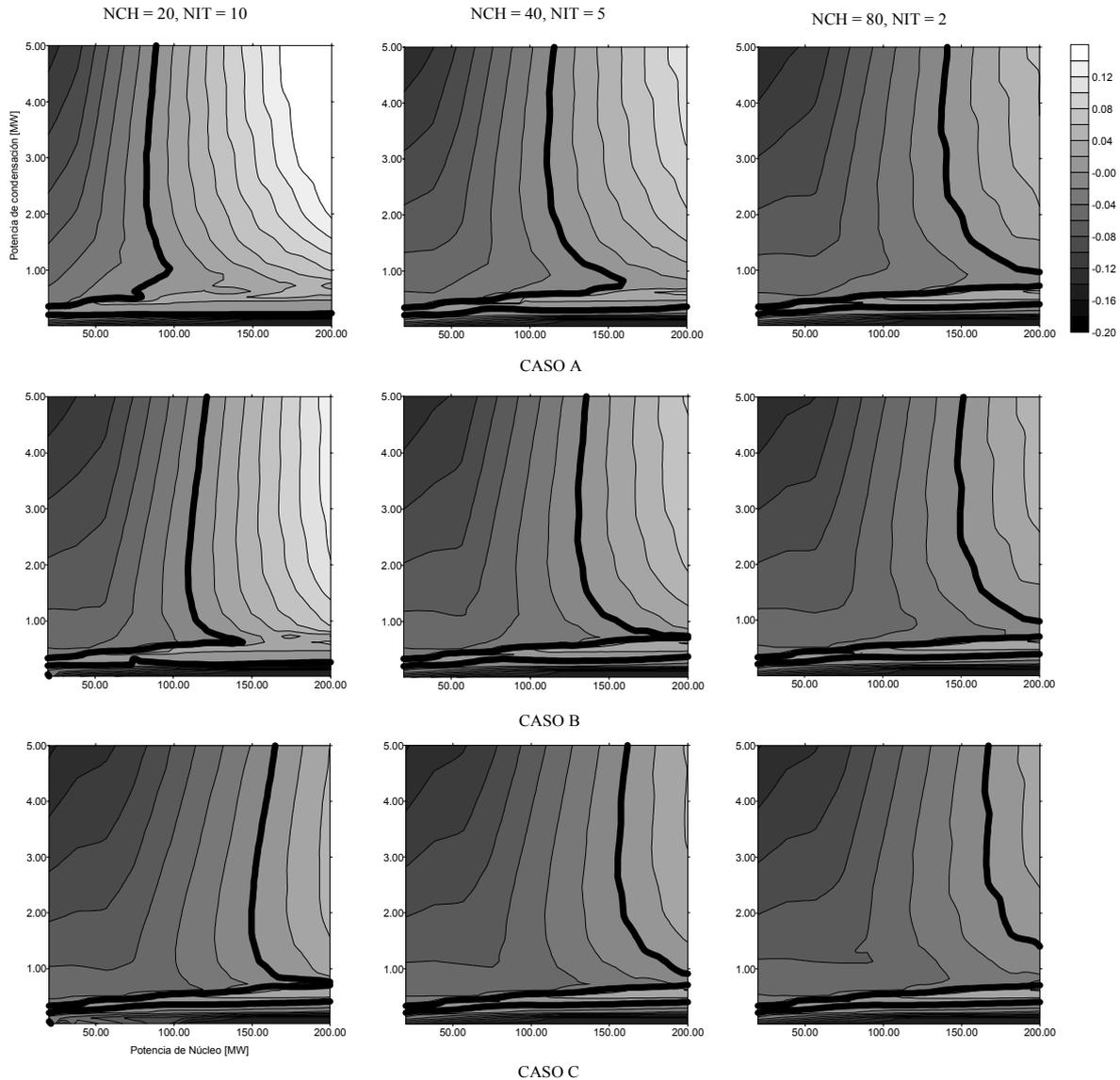


Figura 12: Análisis de convergencia de los casos A, B y C para 20, 40 y 80 nodos en chimenea utilizando 10, 5 y 2 pasos intermedios en el núcleo respectivamente, de manera de conservar aproximadamente el número de nodos en el núcleo.

constante introduciéndose pasos intermedios en esta zona. En el análisis se comparan tres casos:

CASO A: Se utiliza un esquema totalmente explícito.

En la Figura 12 se observan los mapas de estabilidad para distintos pasos de tiempo empleados, utilizando un esquema totalmente explícito. Puede observarse que la zona de flashing permanece invariante en todas las nodalizaciones, no así la zona de ebullición en el núcleo, que es relativamente más sensible a errores numéricos. De la misma manera que lo observado en la sección 7.1, se puede notar que la convergencia se produce desde la zona estable (haciéndose el sistema más estable al reducir el paso de tiempo); es decir un

comportamiento inverso al esperable desde el punto de vista de la difusión espacial. Como ya se observó oportunamente, una de las posibles causas es la integración explícita de las ecuaciones dependientes solo del tiempo.

CASO B: Se integra la ecuación de momento implícita (o “pseudo-implícita”).

Se utiliza el mismo esquema explicado en la sección 7.1; Los mapas mostrados en la Figura 12 muestran la convergencia en este caso, observándose una mejora en relación al caso totalmente explícito, pero conservando la tendencia a la convergencia desde la zona estable.

CASO C: Se ensaya la alternativa del esquema “pseudo-implícito” ya aplicado en la ecuación de momento, a la integración de las temperaturas de combustibles. Ésta consiste en incorporar las ecuaciones de temperatura de combustible al esquema de convergencia, de manera de utilizar una temperatura estimada a partir de la derivada de la temperatura para el cálculo de la potencia transferida al refrigerante. Luego, la ecuación (5) queda de la siguiente manera:

$$\left. \frac{dT_c}{dt} \right|_j^n = \frac{Per_e}{M_{Nuc} Cp_{Nuc}} \left(Peso_j \frac{Q^n}{L_{Nuc}} - h^t (T_{cj}^{(n+1)+} - T_j^n) \right) \quad (9)$$

donde

$$T_{cj}^{(n+1)+} = \left. \frac{dT_c}{dt} \right|_j^n \Delta t + T_{cj}^n \quad (10)$$

La convergencia en este caso se muestra en la Figura 12; se observa una notable mejora en relación a los casos totalmente explícitos y ecuación de momento implícita.

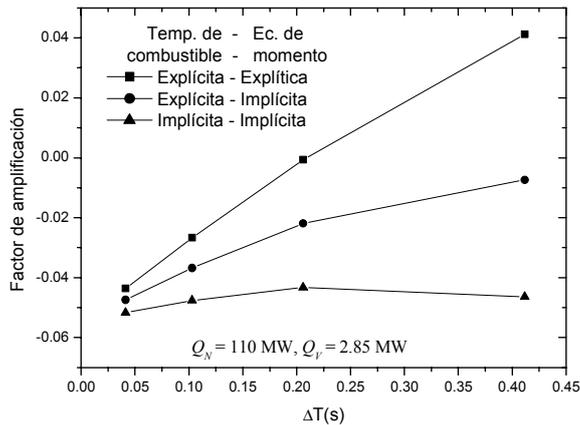


Figura 13: Análisis de convergencia de los casos A, B y C.

La comparación de los tres casos puede observarse mejor en la Figura 13; allí se observa el factor de amplificación para $Q_N = 110$ MW, $Q_V = 2.85$ MW, tomado como “testigo” en la zona donde la ebullición ocurre en el núcleo (fuera de flashing), como función del paso

temporal empleado en cada caso.

Se observa, en primer lugar, que los tres casos convergen al mismo punto cuando el paso de tiempo se reduce. El caso B converge más rápidamente que el totalmente explícito, como ya se había observado en la sección 7.1. Sin embargo, el tercer caso es el que mejor convergencia presenta de los tres, resultando prácticamente convergido aún para los pasos de tiempo más grandes. El caso C es el esquema finalmente adoptado en los cálculos de aplicación, a excepción de los que se enuncian explícitamente.

8 CONCLUSIONES

De los resultados obtenidos, se concluye que el esquema numérico es apto para el análisis de estabilidad, y con suficiente flexibilidad como para permitir el estudio paramétrico de diferentes hipótesis y esquemas numéricos.

El método de linealización utilizado asegura una total concordancia del sistema linealizado, observándose un comportamiento idéntico en ambos sistemas cuando las desviaciones respecto del estado estacionario son pequeñas, tanto en la amplificación de las oscilaciones como en la frecuencia.

El esquema de nodalización adaptiva muestra una muy baja difusión en el transporte de pequeñas perturbaciones. Ésta mejora notablemente la convergencia frente a nodalizaciones fijas. Por otra parte, el límite de estabilidad obtenido con estas últimas presenta discontinuidades que coinciden con el desplazamiento de la frontera de ebullición de un nodo a otro. Estas discontinuidades son minimizadas en el caso de la nodalización adaptiva.

El caso de integración totalmente explícita produce una sobreestimación de la inestabilidad, haciendo converger el límite de estabilidad desde la zona estable. La integración implícita de la ecuación de momento y la temperatura de combustible invierte esta tendencia en algunos casos, y mejora notablemente la convergencia tanto en oscilaciones de tipo I como en las de tipo II.

En el caso del reactor estudiado, las perturbaciones de los generadores de vapor en la zona de primario en simple fase son dominantes solamente en las regiones más estables; por lo tanto, la predicción del límite de estabilidad es aproximadamente independiente de la nodalización de la rama fría, dada su fuerte dependencia de la nodalización de la rama caliente.

La realimentación de presión ofrece un fuerte efecto estabilizador, dado que tiende a balancear los cambios de densidad en la zona de dos fases.

Las variaciones del factor de amplificación cerca del límite de estabilidad de las oscilaciones de tipo-I varían más que en las de tipo-II. Esto hace que los límites de estabilidad del tipo-II calculado por diferentes modelos tengan más diferencias.

9 REFERENCIAS

- [1] Zanocco P., Giménez M., Delmastro D., 2003. Self-pressurization behavior in integrated reactors. *International Journal of Heat and Technology* 21, 149-155

- [2] March-Leuba J. and Rey J.M., 1993. Coupled thermohydraulic-neutronic instabilities in boiling water nuclear reactors: a review of the state of the art. *Nuclear Engineering and Design* 145, 97-111
- [3] D'Auria F., Ambrosini W. et al., 1997. State of the Art Report on Boiling Water Reactor Stability. OCDE/GD(97)13
- [4] Mahaffy J.H., 1993. Numerics of codes: stability, diffusion and convergence. *Nuclear Engineering and Design* 145, 131-145
- [5] Wallis G.B., Heasley J.H., 1961. Oscillations in two-phase flow systems. *Journal of Heat Transfer* 83, 363-369
- [6] Peng S.J., Podowski M.Z. et al, 1984. NUFREQ-NP: A computer code for the stability analysis of boiling water nuclear reactors. *Nuclear Science and Engineering* 88, 404-411
- [7] Takigawa Y., Takeuchi Y. et al, 1987. Caorso limit cycle oscillation analysis with three-dimensional transient code TOSDYN-2. *Nuclear Technology* 79(2), 210-227
- [8] Karve A. et al, 1997. Stability analysis of BWR nuclear-coupled thermal-hydraulics using a simple model. *Nuclear Engineering and Design* 177, 155-177
- [9] Van Bragt D., Riswan-uddin, Vand Der Hagen T., 1999. Nonlinear analysis of a natural circulation boiling water reactor. *Nuclear Science and Engineering* 131, 23-44.
- [10] Paulsen M.P., Shatford J.G and Westacott J.L., 1992. A nondiffusive solution method for RETRAN-03 boiling water reactor stability analysis. *Nuclear Technology* 100, 162-173
- [11] Cheung Y.K., Klebanov L.A., 2001. TRACG analyses of two-phase flow instability data from SIRIUS loop at relatively high system pressure. *Proceedings of International Conference on Nuclear Engineering, Nice, France, 2001*
- [12] Shiralkar B.S., Alamgir Md. And Andersen J.G.M., 1993. Thermal hydraulic aspects of the SBWR design. *Nuclear Engineering and Design* 144, 213-222
- [13] Arnold H., Yadigaroglu G. et al., 1997. ESWR – The latest passive BWR. *Nuclear Engineering International* 42 (511) 20-22
- [14] Kyung I. and Lee S., 1994. Experimental observations on flow characteristics in an open two-phase natural circulation loop. *Nuclear Engineering and Design* 159, 163-176
- [15] Van Der Hagen T., Van Bragt D. et al, 1997. Exploring the Dodewaard type-I and type-II stability; from start-up to shut-down, from stable to unstable. *Annals of Nuclear Energy*, Vol. 24, No. 8, 659-669
- [16] Van Bragt D., Vand Der Hagen T., 1998. Stability of natural circulation Boiling Water Reactors: Part II – Parametric study of coupled neutronic – thermohydraulic stability. *Nuclear Technology* 121, 52-62.
- [17] Kruijf W.J.M et al, 2003. Planned experimental studies on natural-circulation and stability performance of boiling water reactors in four experimental facilities and first results (NACUSP). *Nuclear Engineering and Design* 221, 141-250
- [18] Zanocco P., Delmastro D., Giménez M., 2004. Linear and nonlinear stability analysis of a self-pressurized, natural circulation, integral reactor. ICONE12, (International Conference on Nuclear Engineering), Washington, USA, 2004.

- [19] Zanocco P., Giménez M., Delmastro D. 2004. Modeling aspects in linear stability analysis of a self-pressurized natural circulation integral reactor. *Nuclear Engineering and Design* 231, 283-301.
- [20] Zanocco, P., 1998. Criterios de diseño de reactores integrados basados en transitorios. Trabajo especial, carrera Ingeniería Nuclear.
- [21] Zanocco P., Gimenez M., Delmastro D., 1998. HUARPE: a thermohydraulic code for transient simulations in integrated reactors. XXV reunión anual de la Asociación Argentina de Tecnología Nuclear (AATN), Buenos Aires.
- [22] Zanocco P., Gimenez M., Delmastro D., 2002. Modelling of self-pressurized natural circulation circuits. XXIX reunión anual de la Asociación Argentina de Tecnología Nuclear (AATN), Buenos Aires.
- [23] Zanocco P., Giménez M., Delmastro D., 2003. Safety design maps: an early evaluation of safety to support reactor design. *Nuclear Engineering and Design* 225, 271-283.
- [24] IAEA-TECDOC-1391, 2004. "Status of Advanced Light Water Reactor Designs", IAEA, Vienna
- [25] Delmastro, D., Santecchia, A., Mazzi, R., Ishida, M.V., Gómez, S.E., Gómez, S., Ramilo, L., 2001. "CAREM: an advanced integrated PWR. In: Proceedings of International Seminar on Status and Prospects for Small and Medium Sized Reactors", Cairo, Egypt, 27-31 May.
- [26] Giménez, M., Schlamp, M., Zanocco, P., González, J., Vertullo, A., 2001. CAREM-25 accident analysis. In: Proceedings of International Seminar on Status and Prospects for Small and Medium Sized Reactors, Cairo, Egypt, 27-31 May.
- [27] Giménez, M., Grinblat, P., Schlamp, M., Zanocco, P., González, J., Vertullo, A., 2003. A cost-effective methodology to internalize nuclear safety in nuclear reactor conceptual design. *Nucl. Eng. Des.* 226, 293-309.
- [28] Wallis Graham B., 1969. One-dimensional two-phase flow, McGraw-Hill.
- [29] Ambrosini W., 2001. On some physical and numerical aspects in computational modeling of one-dimensional flow dynamics. In proceedings of VII International Seminar on Recent Advances in Fluid Mechanics, Physics of Fluids and Associated Complex Systems, Buenos Aires, October.
- [30] Delmastro D., Clause A. and Converti J., 1991. The influence of gravity on the stability of boiling flows. *Nuclear Engineering and Design* 127, 129-139
- [31] Ambrosini W., Ferreri J.C., 1998. The effect of truncation error on the numerical prediction of linear stability boundaries in a natural circulation single-phase loop. *Nuclear Engineering and Design* 183, 53-76

NUMERICAL CONSIDERATIONS ON THE PREDICTION OF STABILITY BOUNDARIES OF NATURAL CIRCULATION CIRCUITS

Abstract. *In this work, the stability of a two-phase, natural circulation circuit is analyzed, using an own model. The thermohydraulic model results in a set of coupled, nonlinear, first-order partial differential equations, which are solved by means of the up-wind finite difference method, using combinations of explicit and implicit methods for the numerical integration of the different balance equations. An adaptive nodalization scheme is implemented, minimizing the error of the propagation of small perturbations through the discretized volumes, specially the ones having two-phase flow regime. A linearization method is implemented by means of numerical perturbations. Frequency domain calculations are carried out, allowing a rapid visualization of the stability of the linearized system.*

Two cases are analyzed: a test-case, where the code is compared in a wide range of titles with an analytical model, and an application-case, where the model is used to analyze the stability of a self-pressurized reactor cooled by natural circulation. CAREM prototype is taken as a reference. In both cases, the numerical diffusion and integration errors are analyzed in the stability limit prediction, by means of a convergence analysis using different nodalization and numerical integration criterion.