

PROYECTO INTEGRADOR DE LA CARRERA DE
INGENIERÍA NUCLEAR

**SIMULACIÓN Y ANÁLISIS DETERMINISTA DE UN
REACTOR INTEGRADO DE POTENCIA CON EL
CÓDIGO DE PLANTA RELAP: EVALUACIONES
SOBRE EL SEGUNDO SISTEMA DE EXTINCIÓN**

Octavio Fernando Bovati Dávalos
Autor

Mgter. Roberto Maturana
Director

Mgter. Federico Mezio
Co-director

Junio de 2017

Departamento de Seguridad Nuclear – Centro Atómico Bariloche

Instituto Balseiro
Universidad Nacional de Cuyo
Comisión Nacional de Energía Atómica
Argentina

A mis amigos

Índice de símbolos

DNBR: Márgen al apartamiento de la ebullición nucleada.

CPR: Margen a la potencia crítica.

RELAP: Reactor Excursion and Leak Analysis Program.

PSE: Primer sistema de extinción.

SSE: Segundo sistema de extinción.

SECR: Sistema de extracción del calor residual.

SIS: Sistema de inyección de seguridad.

SPR: Sistema de protección del reactor.

GV: Generador/es de vapor.

Índice de contenidos

Índice de símbolos	v
Índice de contenidos	vii
Resumen	xi
Abstract	xiii
1. Introducción	1
1.1. Motivación	1
1.2. Análisis de Seguridad.	2
1.2.1. Tipos de Eventos	3
1.3. Objetivos	3
1.4. Organización del trabajo	4
2. Descripción de un reactor integrado	5
2.1. Características generales	5
2.2. Sistemas de seguridad del reactor	7
2.2.1. Primer sistema de extinción	7
2.2.2. Segundo sistema de extinción	7
2.2.3. Sistema de extracción del calor residual.	8
2.2.4. Otros sistemas	10
2.3. Sistema de protección del reactor	10
3. Modelado del reactor con el código RELAP	13
3.1. Descripción del Código RELAP5	13
3.1.1. Componentes del Código.	14
3.1.2. Modelo de transporte de Boro del código RELAP	15
3.1.3. Modelado con cinética puntual.	17
3.2. Nodalización del reactor en RELAP	18
3.2.1. Circuito primario	19
3.2.2. Núcleo	19

3.2.3. SECR y SSE	24
3.3. El estado estacionario	24
3.3.1. Perfiles del estacionario para la nodalización unidimensional. . .	25
3.3.2. Perfiles del estacionario para la nodalización tridimensional. . .	29
4. Caracterización dinámica del núcleo	33
4.1. Introducción	33
4.2. Respuesta para distintas concentraciones del pulso	35
4.3. Respuesta para distintas duraciones del pulso	40
4.4. Reducción del caudal del primario durante el transitorio	44
4.5. Conclusiones del capítulo	49
5. Simulación del evento postulado con el modelo unidimensional del núcleo	51
5.1. Hipótesis de Cálculo	51
5.2. Desarrollo y resultados	52
5.3. Análisis del comportamiento oscilatorio	60
5.4. Detención de la inyección luego del primer pico.	62
5.5. Simulación del evento postulado con variaciones paramétricas.	65
5.5.1. Incremento del área de transferencia térmica de los combustibles	65
5.5.2. Reducción de los coeficientes de reactividad.	67
5.6. Conclusiones del capítulo	69
6. Tiempo de permanencia de pulsos de Boro en el núcleo	71
6.1. Tiempo de permanencia en la nodalización unidimensional	71
6.1.1. Cálculo a potencia nominal con conservación de la temperatura de salida del núcleo	72
6.1.2. Cálculo con potencia variable y con conservación de la entalpía de mezcla a la salida del núcleo	75
6.1.3. Cálculo en base a un controlador de lógica reactor sigue a generador de vapor	77
6.2. Tiempo de permanencia en la nodalización tridimensional	79
6.2.1. Análisis de los modelos de flujo cruzado de RELAP	80
6.2.2. Comparación entre los resultados de ambas nodalizaciones	82
6.3. Conclusiones del Capítulo	82
7. Simulación del evento postulado con la nodalización tridimensional	85
7.1. Desarrollo y resultados generales	85
7.2. Conclusiones del Capítulo	101

8. Conclusiones generales	103
A. Relación entre caudal y potencia en un reactor refrigerado por circulación natural	105
B. Actividades relacionadas a la Práctica Profesional Supervisada	109
C. Actividades de Proyecto y Diseño	111
Bibliografía	113
Agradecimientos	115

Resumen

En el presente trabajo se realizó un análisis determinista de seguridad, haciendo énfasis en el Segundo Sistema de Extinción por ácido bórico de un reactor integrado, autopresurizado y refrigerador por convección natural. Para ello se realizaron simulaciones de eventos postulados utilizando el código de planta RELAP, en base a una nodalización provista por el Departamento de Seguridad Nuclear del Centro Atómico Bariloche.

Se probó que el diseño del núcleo del reactor es estable ante perturbaciones de pulsos de boro.

Se estudió el fenómeno de transporte del Boro desde el punto de vista de la seguridad nuclear, teniendo en cuenta la dinámica de la planta y las aproximaciones del código para la resolución numérica de las ecuaciones que gobiernan el problema planteado.

Se postuló el evento de fallas múltiples *station black out con falla del primer sistema de extinción y éxito del segundo*. Se realizaron simulaciones de este evento con dos nodalizaciones diferentes para el núcleo del reactor: una unidimensional y otra tridimensional. En esta última se estudió la influencia del flujo cruzado y de la posición de la boquilla de descarga directa sobre el núcleo del sistema de inyección de boro.

Se observó, dado el perfil radial de potencia y las hipótesis utilizadas, que colocar dicha boquilla en una posición cercana al centro del núcleo contribuye a una disminución apreciable de las oscilaciones de potencia durante el transitorio, así como permite mejorar la eficiencia de los sistemas de seguridad.

También se observó que el flujo cruzado es poco influyente a altos caudales, pero a menores caudales retarda el tiempo de transporte del Boro.

En ningún caso se violaron los márgenes de seguridad del flujo crítico de calor. Se probó que aún en las condiciones más desfavorables, el reactor evolucionó favorablemente y se cumplió exitosamente con las funciones de seguridad de control de potencia y refrigeración.

Palabras clave: RELAP, BORO, SEGURIDAD NUCLEAR, REACTOR INTEGRADO, CIRCULACIÓN NATURAL, FLUJO CRÍTICO DE CALOR.

Abstract

In the present work, a deterministic safety analysis was performed, emphasizing the Boron Injection System of an integrated, self-pressured reactor, cooled by natural circulation. For this purpose, simulations of postulated events were carried out using the RELAP code, based on a nodalization provided by the Nuclear Safety Department of the Centro Atómico Bariloche.

It was proved that the design of the reactor core is stable against boron pulses perturbations.

The Boron transport phenomenon was studied from the point of view of nuclear safety, taking into account the dynamics of the plant and the approximations of the code for the numerical resolution of the equations that govern the problem.

The multiple failure event *station black out with failure of the Shut Down System and success of the Boron Injection System* was postulated. Simulations of this event were performed with two different nodalizations for the reactor core: a one-dimensional and a three-dimensional. In this last case, the influence of the cross flow and the position of the direct discharge pipe on the core of the boron injection system was studied.

It was concluded, given the radial power profile and the hypotheses used, that placing said pipe in a position close to the centre of the core contributes to an appreciable decrease of power oscillations during the transient, as well as to improve the efficiency of the safety systems.

It was also shown that cross flow is not very influential at high flow rates, but at lower flow rates it slows Boron transport time.

Safety margins for the critical heat flux were not violated in any case. It was proved that even in the most unfavourable conditions, the reactor presented a correct dynamic evolution. The safety functions of power control and refrigeration were achieved correctly.

Keywords: RELAP, BORON, NUCLEAR SAFETY, INTEGRATED REACTOR, NATURAL CIRCULATION, CRITICAL HEAT FLUX.

Capítulo 1

Introducción

1.1. Motivación

Los estudios realizados dentro del *Análisis Determinista de Seguridad* son típicamente utilizados para verificar la aceptación de los criterios de seguridad de la planta, evaluando el correcto funcionamiento de los sistemas de seguridad en los eventos postulados como base de diseño. En una etapa de ingeniería Básica, estos tipos de estudios son además utilizados para realimentar al diseño del reactor, proponiendo criterios de diseño y planteando modificaciones en diversos componentes y sistemas, con el fin de mejorar, por ejemplo, los márgenes de seguridad y la economía del reactor.

Para realizar los estudios determinísticos y predecir así la respuesta del reactor ante eventuales fallas, se utilizan los llamados códigos de planta. Dado la importancia de que estos códigos estén validados contra experimentos, se utiliza el código RELAP, el cual es ampliamente utilizado en la industria nuclear para este tipo de análisis. Esta herramienta es fundamental para el entendimiento de la dinámica de una central completa, ya que permite simular el comportamiento temporal de una instalación con las complejidades y características de toda central nuclear. El uso de la misma permite integrar conceptos neutrónicos, termohidráulicos, de control de procesos y de seguridad, entre otros, y estudiar además su interrelación con la planta propiamente dicha.

Se analiza en este trabajo un reactor nuclear del tipo integrado. Para esto se empleó un modelo en RELAP de dicha planta. El énfasis se pone en el Segundo Sistema de Extinción, que consiste en un acumulador de ácido bórico. El mismo se inyectaría en el sistema primario en caso de falla del primer sistema de extinción.

Dado el diseño innovador de los sistemas de seguridad de este concepto de reactor, resulta necesario tener en cuenta la falla de alguno de ellos para realizar un análisis de seguridad robusto, que contemple la mayor cantidad posible de eventos iniciantes. Es por esto, que en este trabajo se postula la falla del primer sistema de extinción y se analiza el éxito del segundo. Para ello, se comenzó con una caracterización del sistema

primario, con énfasis en su respuesta natural ante perturbaciones de boro, para luego pasar a la simulación del evento que se postuló en este trabajo.

1.2. Análisis de Seguridad.

El objetivo del Análisis de Seguridad es verificar que se cumplen las funciones básicas de la seguridad de la planta: *control de potencia, adecuada refrigeración y confinamiento de sustancias radiactivas*. En búsqueda de esto, se fijan límites de seguridad, criterios de aceptación y márgenes de seguridad:

- **Límite de Seguridad:** Condición de daño de una dada barrera (combustible, vaina, envuelta de presión del sistema primario, contención.)
- **Criterio de aceptación:** Valor fijado sobre un parámetro relacionado con la seguridad que no debe superarse a fin de determinar si un sistema está correctamente diseñado para controlar o mitigar un evento iniciante.
- **Margen de seguridad:** Distancia entre el límite de seguridad para un parámetro de seguridad y su valor calculado en la evaluación determinista.

Un parámetro sumamente relevante en este análisis es el *flujo crítico de calor*. Se busca conocer mediante una evaluación determinista, el margen a este parámetro crítico. Esto se debe a que si el flujo de calor del reactor supera en algún punto del núcleo su valor crítico para las condiciones termohidráulicas dadas, se produciría un incremento abrupto de la temperatura de la vaina, pudiéndose llegar a superar el punto de fusión [1]. Esto conllevaría al daño de la primera barrera de los radionucleidos.

Una figura de mérito para evaluar el flujo crítico es la *márgen al apartamiento de la ebullición nucleada*, DNBR, por sus siglas en inglés (*departure from nucleate boiling ratio*), definida según:

$$DNBR = \frac{q''_{crit}}{q''}, \quad (1.1)$$

donde q''_{crit} es el flujo crítico y q'' es el flujo de calor. Un DNBR= 1 en algún punto del núcleo del reactor implicaría que se alcanzó DNB y, por lo tanto, puede ocurrir daño en la vaina. Otro figura de mérito es el *margen a la potencia crítica*, CRP, por sus siglas en inglés (*critical power ratio*), definida según:

$$CPR = \frac{\dot{Q}_{crit}}{\dot{Q}}, \quad (1.2)$$

donde \dot{Q}_{crit} es la potencia térmica a la cual se produciría flujo crítico en algún punto del núcleo, mientras que \dot{Q} es la potencia del reactor.

En este reactor, se impone como criterio de aceptación que $DNBR \geq 1.25$ y que $CPR \geq 1.13$

1.2.1. Tipos de Eventos

A continuación se mencionan las definiciones de los distintos tipos de eventos que se tienen en cuenta en un análisis de seguridad.

- **Evento Operacional Previsto (EOP):** evento que se espera que ocurra durante la vida útil de la planta. Evento con una frecuencia mayor a 10^{-2} año⁻¹. (ej.: transitorios de fallas en los sistemas secundario y primario).
- **Evento Iniciante Postulado Único (EIPU):** evento remoto, que se espera que no ocurra durante la vida útil de la planta, evento con una frecuencia comprendida entre 10^{-2} año⁻¹ y 10^{-5} año⁻¹ (ej.: rotura de cañería sistema primario, eyección barra de control).
- **Evento Postulado de Fallas Múltiples (EPFM):** evento muy remoto, que se espera que no ocurra durante la vida útil de la planta, evento con una frecuencia menor a 10^{-5} año⁻¹, que involucra la falla de sistemas de seguridad (ej.: falla de SCRAM)
- Accidente severo: evento accidental con daño importante en el núcleo.

1.3. Objetivos

Los objetivos generales de este trabajo son la capacitación en modelado, simulación y análisis de transitorios de reactores integrados con el código RELAP, además de la capacitación en la dinámica del reactor y sus sistemas de seguridad.

Para ello se plantean los siguientes objetivos particulares:

- Caracterización del Segundo Sistema de Extinción por inyección de ácido bórico. Análisis del transporte de boro.
- Caracterización de la dinámica neutrónica y termohidráulica del núcleo del reactor mediante el análisis de su respuesta impulsiva al boro.
- Simulación del Evento Postulado de Fallas Múltiples: *Station Black-Out* (pérdida total del suministro eléctrico) con falla del primer sistema de extinción. Análisis de alternativas de inyección del ácido bórico en distintos puntos del núcleo del reactor. Comparación de una nodalización unidimensional respecto de una tridimensional de los canales del refrigerante en el núcleo del reactor. Analizar

la influencia del flujo cruzado en los resultados del evento así como también en el transporte del boro. Verificación del estado seguro de la planta. Analizar la relevancia de distintos parámetros en la seguridad del reactor.

1.4. Organización del trabajo

En el presente trabajo se comienza por una descripción general del reactor y de sus sistemas de seguridad, en el Capítulo 2. Luego se describe en el Capítulo 3 el código de planta RELAP, utilizado en las simulaciones de los transitorios. Se explican la nodalización y se muestran los resultados del régimen estacionario.

En el Capítulo 4 se muestran los resultados de la respuesta dinámica del reactor ante perturbaciones de pulsos de boro, a fin de caracterizar el sistema y comprender mejor la fenomenología asociada al evento postulado.

En el Capítulo 5 se presentan el desarrollo y los resultados obtenidos de la simulación del evento postulado *Station Black-Out* con falla del primer sistema de extinción, empleando una nodalización unidimensional del núcleo del reactor.

En el Capítulo 6 se presenta un estudio sobre los tiempos de residencia de pulsos de boro en el núcleo, dada su relación con la seguridad.

Por último, en el Capítulo 7 se presentan el desarrollo y los resultados obtenidos de la simulación del evento postulado *Station Black-Out* con falla del primer sistema de extinción, empleando una nodalización tridimensional del núcleo del reactor. En este caso, el enfoque está orientado al estudio de distintos puntos de descarga del Segundo Sistema de Extinción sobre la entrada del núcleo.

Capítulo 2

Descripción de un reactor integrado

En este capítulo se realiza la descripción del reactor integrado analizado en el presente trabajo. Se mencionan las características distintivas de este tipo de plantas, haciendo énfasis en los sistemas de seguridad y de protección que fueron relevantes en las simulaciones de los eventos postulados.

2.1. Características generales

La planta bajo estudio se trata de un reactor del tipo integrado, inspirado en el CAREM-25 [2]. El mismo se caracteriza por contener en el interior de su recipiente de presión a todos los componentes que forman parte del circuito de refrigeración primario en los reactores del tipo PWR: núcleo, refrigerante (moderador), generadores de vapor, mecanismos de control y domo de vapor (autopresurizador). El núcleo es refrigerado por circulación natural. Las variaciones de presión a corto plazo son amortiguadas por el domo de vapor, esto le confiere la cualidad de ser autopresurizado. Un esquema del recipiente de presión y sus internos se muestra en la Figura 2.1.

La circulación natural aparece debido a la fuerza boyante generada por la diferencia de densidad entre la fuente caliente (núcleo) y la fría (generadores de vapor) y alcanza a compensar todas las pérdidas por fricción y de carga, produciendo el caudal necesario de refrigeración del núcleo. La circulación natural se ve favorecida por la diferencia de alturas entre ambas fuentes, por lo que se destaca una chimenea de gran longitud en comparación con la longitud activa del núcleo.

La circulación del refrigerante, agua liviana, se detalla como sigue: el agua ingresa al núcleo desde el *plenum* inferior del recipiente. El refrigerante sale del núcleo y circula en sentido ascendente a través de la chimenea. En la parte superior, el agua pasa hacia el anulo externo a través de ventanas laterales de la pared de la chimenea (*barrel*). Luego circula en sentido descendente a través de generadores de vapor modulares, disminuyendo su entalpía. Finalmente, el refrigerante abandona la zona de los generadores de

vapor y fluye de manera descendente a través del *downcomer* hacia el plenum inferior, cerrando el circuito. El refrigerante también es utilizado como moderador.

La autopresurización se consigue mediante un domo de vapor en la parte superior del recipiente de presión. El control de la presión se realiza a partir de desbalances entre la potencia generada en el núcleo y la extraída por los generadores de vapor y el equilibrio térmico entre el vapor del domo y el líquido en la zona superior de la chimenea. El gran volumen del domo contribuye a la amortiguación de eventuales perturbaciones de la presión. Debido a la autopresurización, la temperatura a la salida del núcleo corresponde a la temperatura de saturación a la presión del primario. No se usan calefactores y condensadores, típicos de los presurizadores de centrales PWR clásicas.

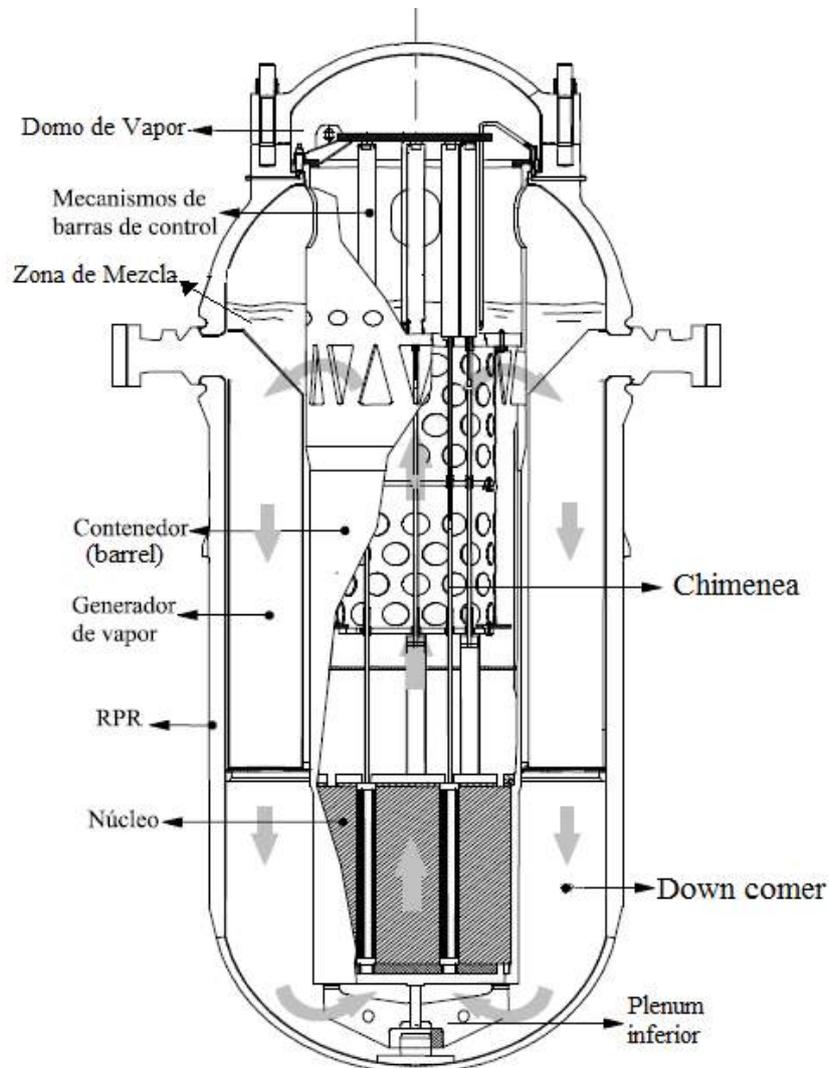


Figura 2.1: Esquema del recipiente de presión (RPR) de un reactor integrado.

Los generadores de vapor tienen tubos helicoidales de paso único. Entran al recipiente de presión por una única entrada, bajan por la zona campana, luego tienen un rulo inferior que los hace ascender en forma espiral, hasta que salen del recipiente de

presión aprovechando la misma abertura de entrada. Primario y secundario circulan en contra corriente. El fluido secundario entra en estado líquido, circula por el lado tubo, baja por los caños rectos hasta los rulos inferiores y luego sube en forma de espiral hasta que alcanza el estado de vapor sobrecalentado que finalmente es llevado hacia la turbina.

Los mecanismos de las barras de control se accionan hidráulicamente, y se encuentran dentro del recipiente de presión, en el domo superior. Esto elimina la posibilidad de un evento de inserción de reactividad por la eyección incontrolada de una barra fuera del recipiente de presión.

2.2. Sistemas de seguridad del reactor

La innovación de este reactor integrado es debida en gran medida a que sus principales sistemas de seguridad son pasivos. Esto quiere decir, que no requieren de energía eléctrica, dentro de ciertos grados de pasividad, para funcionar. La Figura 2.2 muestra un esquema global de la planta, donde pueden apreciarse los sistemas de seguridad.

2.2.1. Primer sistema de extinción

El **primer sistema de extinción** (PSE) consiste en barras absorbentes de neutrones. Existen dos tipos de barras, las barras reguladoras y las barras de seguridad. Ambos tipos son accionadas por un sistema hidráulico. Las barras reguladoras pueden ocupar distintas posiciones, acorde al paso del mecanismo. En operación nominal, suelen estar insertadas un cierto porcentaje. Las del segundo tipo, sólo admiten dos posiciones: totalmente extraídas o totalmente insertadas. Por lo tanto, solamente serán demandadas ante la necesidad de SCRAM, cayendo por gravedad.

2.2.2. Segundo sistema de extinción

El **segundo sistema de extinción** (SSE) consiste en un acumulador de ácido bórico, enriquecido en Boro 10. En caso de falla de SCRAM con barras, la lógica del sistema de protección del reactor, que será explicada en la Sección siguiente, demanda la actuación del SSE.

Por encima del acumulador del SSE se halla un pequeño presurizador, que contine una mezcla saturada agua - vapor, a las mismas condiciones de presión y temperatura que el refrigerante primario. Una vez demandado el SSE, primero se abre la válvula de equalización. Esto conecta mediante una cañería al domo de vapor con el mencionado presurizador. De esta manera, una vez abierta la válvula de descarga, el ácido bórico ingresará al primario por gravedad. La importancia del presurizador es la de evitar los

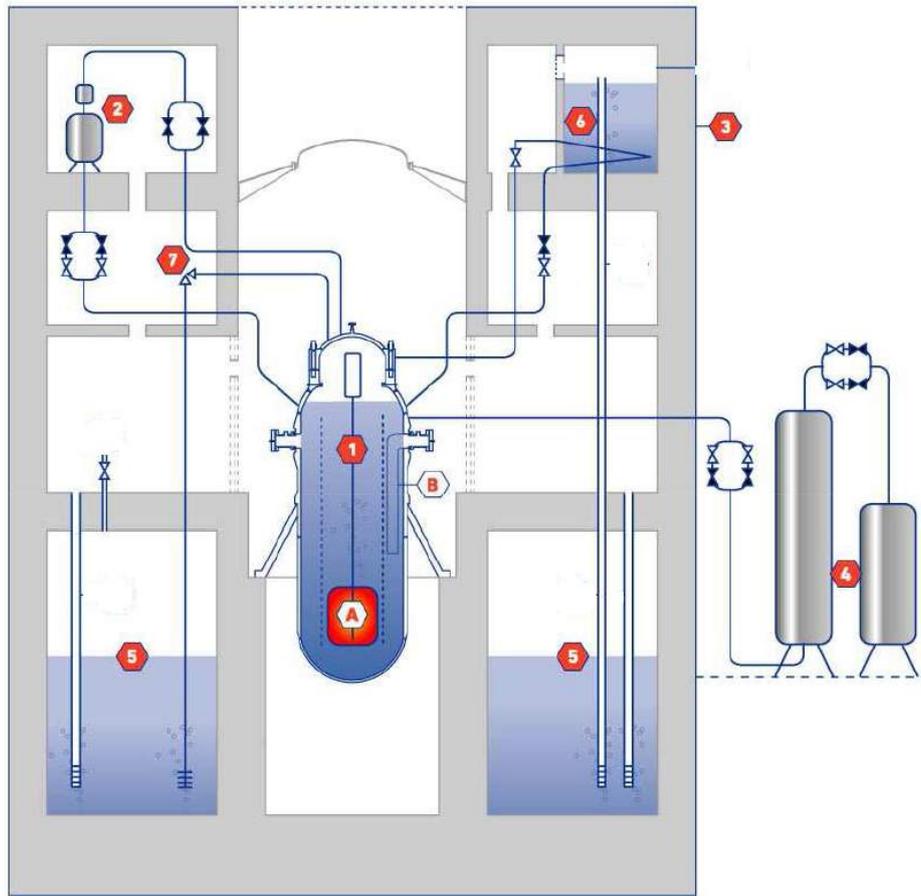


Figura 2.2: Sistemas de seguridad del reactor. 1: Primer sistema de extinción. 2: Segundo sistema de extinción. 3: Edificio de contención, 4: Sistema de inyección de seguridad. 5: Pileta Supresora. 6: Sistema de extracción del calor residual. 7: Sistema de limitación de presión y despresurización del recipiente de presión. A: núcleo, B: generadores de vapor.

transitorios de transferencia térmica entre la solución borada, que está calefaccionada a 200°C, y el vapor del domo, que se halla a 326°C.

Existen dos puntos de inyección del ácido bórico en el núcleo. El primero se halla a la entrada de los generadores de vapor (lado primario) y el segundo a la entrada del núcleo. La inyección sobre los generadores de vapor ayuda al mezclado, dado las características de turbulencia del flujo en dicha zona. Mientras que la inyección sobre el núcleo acelera la llegada del boro, pero en su ingeniería, aún no está definida la posición radial de descarga.

2.2.3. Sistema de extracción del calor residual.

En condición nominal, la potencia generada por el núcleo es removida por los generadores de vapor a fin de alimentar la turbina y ésta, a su vez, al generador eléctrico. No obstante, si ocurriese la indisponibilidad del secundario debido a algún evento, como la pérdida total del suministro eléctrico, no basta con hacer SCRAM del reactor para cumplir con la función de refrigeración, ya que aún resta extraer el calor de decaimien-

to. Para esto se emplea el **sistema de extracción del calor residual** (SECR).

El SECR consta de dos redundancias. Cada una consiste en una pileta con agua a presión y temperatura de la contención (aproximadamente atmosférica). Cada pileta es atravesada por dos cañerías. Cada cañería tiene dos puntos de conexión con el recipiente de presión: uno en la zona de vapor (domo) y otro en la zona de mezcla. La Figura 2.3 muestra un esquema del SECR.

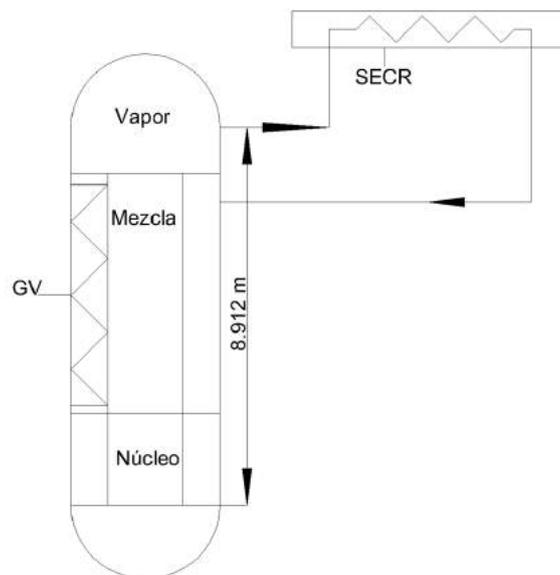


Figura 2.3: Sistema de extracción del calor residual.

El principio de funcionamiento del SECR es el siguiente: una vez demandado, se abre la válvula de succión de vapor, el cual asciende hasta la zona de la pileta. Una vez allí, comienza el intercambio de calor con el agua de la misma. El vapor se enfría y condensa, para regresar al primario en la región de mezcla. Dado que la pileta está a presión atmosférica, una vez que llega a los 100°C , comienza a generarse vapor. Este vapor se transporta mediante un conducto a la pileta supresora, para volver a condensarse y así evitar un incremento en la presión de la contención.

Es importante que este sistema sólo tome vapor del domo y que el agua reingrese en la zona de mezcla. Esto se debe a que el ingreso de líquido dificulta el ascenso del vapor, que lo hace por convección natural. Por lo tanto, es necesario analizar que en ningún transitorio donde se emplee el SECR, el nivel de mezcla del primario quede por encima de la toma de vapor. El nivel de toma de vapor del SECR se encuentra a los 8.912m , medidos desde la base del núcleo

Cada redundancia del SECR está diseñada para extraer, en promedio, 2 MW, en condiciones de presión nominal.

2.2.4. Otros sistemas

En la Figura 2.2 se observa el **sistema de inyección de seguridad (SIS)** y el **sistema de limitación de presión y despresurización** del primario. El primero se emplearía en caso de algún evento con pérdida de inventario. Consiste en un tanque de reserva de agua presurizado con nitrógeno. No se requirió la demanda de este sistema en las simulaciones de este trabajo.

El sistema de limitación de presión y despresurización es una cañería conectada al domo. En caso de que la presión del primario supere los 14 MPa, una válvula se abre y el vapor del domo se dirige hacia la piletta supresora para su condensación. Dado que la apertura de esta válvula implica la pérdida de parte del inventario primario, se propuso como condición de éxito de los sistemas en los eventos simulados en este trabajo, que no se supere la presión de apertura de la válvula de seguridad.

2.3. Sistema de protección del reactor

El sistema de protección del reactor (SPR) [3] es el sistema de seguridad encargado de detectar las desviaciones en la operación respecto de las condiciones aceptables de la central y deberá demandar la iniciación de los sistemas de actuación de seguridad, con el objetivo de llevar a la planta a un estado seguro final.

El sistema de protección se encuentra dividido en dos subsistemas: primer sistema de protección (PSPR) y segundo sistema de protección (SSPR):

$$SPR \left\{ \begin{array}{l} PSPR \left\{ \begin{array}{l} PSE \\ SECR \\ SIS \\ Aislación \end{array} \right. \\ SSPR \rightarrow SSE \end{array} \right.$$

El sistema de protección del reactor actúa sobre los siguientes sistemas:

- Primer Sistema de Extinción (PSE).
- Segundo Sistema de Extinción (SSE).
- Inyección de Seguridad (SIS).
- Sistema de extracción de calor residual (SECR).
- Aislación de Contención.

A partir de los eventos iniciantes postulados se establecen los criterios de iniciación de las acciones de seguridad necesarias para garantizar que no se excedan los límites de las bases de diseño de los distintos componentes.

Los criterios de iniciación de las acciones de seguridad se basan en la medición de un cierto grupo de variables que son comparadas con los valores de disparo de los sistemas de seguridad. Si estos últimos son alcanzados, el sistema de protección disparará la correspondiente acción de seguridad llevando al reactor a un estado seguro.

El esquema lógico para el sistema de protección del reactor, en lo que se refiere al accionamiento del PSE, SSE y alimentación a los generadores de vapor se presenta en la Figura 2.4.

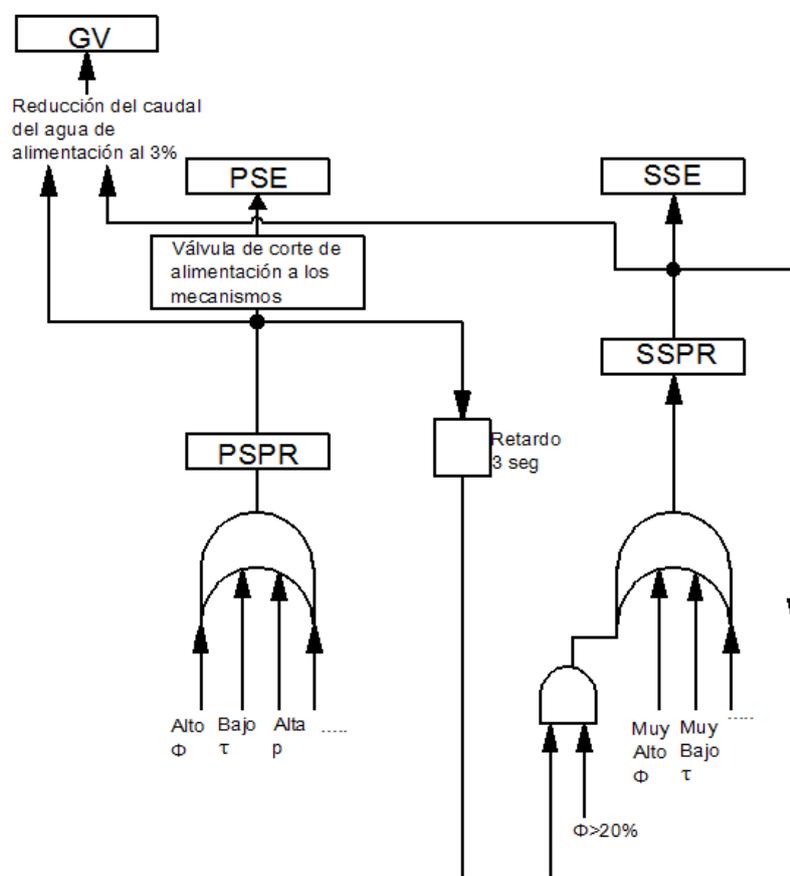


Figura 2.4: Lógica del sistema de protección del reactor. Aquí Φ representa la potencia, τ el período y p la presión.

El primer sistema de protección del reactor genera la señal para demandar la caída de barras de control mediante el corte de alimentación a los mecanismos, en simultáneo con una señal de descenso del caudal de alimentación a los generadores de vapor (lado secundario) al 3%, asumiendo un retardo de electrónica de 1 segundo. Esta señal llega, además, a la entrada de la lógica del segundo sistema de protección del reactor con un retardo de 3 segundos.

Con los elementos absorbentes se lograría extinguir el reactor cuando sea necesari-

rio, introduciéndolos totalmente dentro del núcleo desde su posición extraída. Esto provocará el apagado rápido del reactor.

El segundo sistema de protección del reactor, dado que debe cumplir con los requisitos de diversidad e independencia con respecto al primero, es un sistema de extinción por inyección de agua borada en el recipiente de presión, como se explicó en la Sección anterior. Esta señal, además de demandar la actuación del SSE, es enviada para accionar el descenso del caudal de entrada del generador de vapor nuevamente, si ya fue realizado se hace caso omiso a la solicitud, y también demanda nuevamente un corte de alimentación a los mecanismos de control para generar la caída de barras.

La Tabla 2.1 muestra los parámetros de disparo de las distintas variables físicas del reactor así como también el sistema que demanda.

Variable	Sistema demandado
Alta presión en el primario	PSE
Baja presión en primario	PSE
Alta temperatura de salida del GV lado primario	PSE
Baja temperatura de salida GV lado primario	PSE
Alto nivel colapsado en el primario (medido desde la base de la ventana del barrel)	PSE
Bajo nivel en primario	PSE
Alto flujo neutrónico (expresado en términos de potencia) [MW]	PSE
Alta presión en el secundario	PSE
Baja presión en el secundario	PSE
Bajo caudal en el secundario	PSE
Muy alto nivel colapsado en el primario	SECR
Muy alta presión en primario	SECR
Retardo de 3 seg. de la señal del PSE y flujo neutrónico mayor al 20 % del nominal	SSE

Tabla 2.1: Parámetros de disparo de los sistemas de seguridad.

Capítulo 3

Modelado del reactor con el código RELAP

En este Capítulo se realiza una breve descripción del código RELAP 5, utilizado para realizar las simulaciones de este trabajo, haciendo hincapié en el modelo de transporte de Boro. Luego se prosigue mostrando las nodalizaciones adoptadas del reactor con este programa y los resultados obtenidos del régimen estacionario.

3.1. Descripción del Código RELAP5

El programa RELAP5 es un código computacional utilizado para simular el comportamiento integral del reactor durante condiciones estacionarias y transitorias. El mismo fue desarrollado por la *Nuclear Regulatory Commission* de los Estados Unidos para el análisis de transitorios en reactores de agua liviana. La versión de RELAP5 utilizada en este trabajo ha sido provista por el Departamento de Seguridad Nuclear de la Comisión Nacional de Energía Atómica.

Las variables termohidráulicas están completamente acopladas en cada paso de tiempo. Cada problema se halla gobernado por la hidrodinámica, la conducción del calor, la cinética de reactores, el sistema de control y modelos de componentes especiales, tales como bombas.

La hidrodinámica se modela con 6 ecuaciones en no equilibrio para dos fases, líquido y vapor. Se resuelven conservación de masa, energía y momento. El código permite escoger una cantidad arbitraria de volúmenes, uniones y superficies en donde dichas ecuaciones son resueltas, numéricamente. El modelado es unidimensional, sin embargo, es posible lidiar con una nodalización multidimensional gracias al empleo de uniones de flujo cruzado, donde deben especificarse las direcciones perpendiculares.

La transferencia de calor se modela bajo la teoría de conducción unidimensional para geometrías rectangulares, cilíndricas o esféricas. También se tiene en cuenta la

transferencia de calor por radiación, el transporte de no condensables y el transporte de boro.

Para modelar la potencia nuclear, el programa utiliza las ecuaciones de cinética puntual.

Las variables de estado resueltas por el código son la presión (p), las energías internas específicas del líquido y el vapor (u_f y u_g), la fracción de vacío (α_g), las velocidades de cada fase (v_f y v_g), la concentración de gases no condensables (X_n) y la densidad del boro (ρ_b). Las variables independientes son el tiempo (t) y la posición axial (x).

Dado que RELAP es un código unidimensional, se usa un modelo específico para el flujo cruzado, el cual por definición, ocurre en dirección perpendicular al flujo principal. Para flujo cruzados pequeños entre canales paralelos del núcleo del reactor, se aplican simplificaciones a la ecuación de momento: los términos de advección de momento transversales son suprimidos, es decir, no hay transporte de momento en la dirección axial debido al flujo en dirección transversal. Por ejemplo, la ecuación de momento para la dirección x es:

$$\rho \left(\frac{\partial u}{\partial t} + u \frac{\partial u}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial y} + w \frac{\partial u}{\partial z} \right) = -\frac{\partial p}{\partial x} + \rho g_x + \nabla \cdot [\tau] \cdot \hat{x}, \quad (3.1)$$

donde $\vec{V} = u\hat{x} + v\hat{y} + w\hat{z}$ es el campo de velocidades. El código asume $v \frac{\partial u}{\partial y} = 0$ y $w \frac{\partial u}{\partial z} = 0$. Adicionalmente, se puede especificar en cada unión, que se anule el término convectivo en la dirección principal, es decir, pedir que $u \frac{\partial u}{\partial x} = 0$

3.1.1. Componentes del Código.

El código RELAP permite “armar” la nodalización hidrodinámica del reactor mediante la unión de componentes, llamados volúmenes. También existen volúmenes especiales para modelar las condiciones de contorno. Las estructuras y elementos combustibles se acoplan a estos nodos hidrodinámicos para la simulación de la transferencia de calor. A continuación se da una breve explicación de los componentes de RELAP que se utilizaron en la nodalización de este trabajo.

- *Single Volume* (snglvol): Volumen elemental del sistema.
- *Single-Junction* (sngljun): Unión del sistema.
- *Pipe*: Serie de volúmenes y uniones. Flujo unidimensional sin ramificaciones.
- *Branch*: Volumen con uniones. Permite ramificaciones o conjunciones de flujos.

- *Time Dependent Volume* (tmdpvol): Condición de contorno para fluido entrante/saliente del sistema. Pueden fijarse como función del tiempo: presión, temperatura, energía interna específica, título de vapor y si se halla presente boro en solución. Son utilizados como fuentes y/o sumideros.
- *Time Dependent Junction* (tmdpjun): Condición de contorno de caudal/velocidad del fluido. Suele utilizarse para conectar time dependent volumes con otros volúmenes.
- *Valve*: Válvulas. Uniones con área de pasaje variable.
- *Trips*: Son parámetros que permiten demandar acciones a sistemas o componentes, mediante la comparación de dicho parámetro con un valor de referencia.
- *Control Variable*: Son el resultado de alguna operación matemática entre las variables del programa. Permiten programar además, lógicas de control.

3.1.2. Modelo de transporte de Boro del código RELAP

Para analizar el transporte de boro, se debe recurrir a las ecuaciones de transporte de masa. En este caso, interesa el transporte de un soluto, el Boro, en un solvente, el agua. El código RELAP5 utiliza un modelo Euleriano que simula el transporte de un componente disuelto en una fase líquida [4]. Se asume que la solución se encuentra lo suficientemente diluida como para que las siguientes hipótesis sean válidas:

- Las propiedades del líquido no se alteran por la presencia del soluto.
- El soluto es transportado únicamente por la fase líquida y a la velocidad de la misma.
- La energía transportada por el soluto es despreciable.
- La inercia del soluto es despreciable.
- No se modela la difusión (Ley de Fick), por lo cual no se tiene en cuenta la redistribución del soluto en una fase líquida semi-estanca, a lo largo del tiempo.

Bajo dichas hipótesis, la Ecuación a ser resuelta es:

$$\frac{\partial \rho_b}{\partial t} + \frac{1}{A} \frac{\partial (\rho_b v_f A)}{\partial x} = 0, \quad (3.2)$$

donde A es el área y ρ_b es la densidad espacial del Boro, definida según:

$$\rho_b = (1 - \alpha_g) \rho_f C_b, \quad (3.3)$$

siendo ρ_f la densidad del líquido y C_b la concentración másica del Boro, definida como:

$$C_b = \frac{\text{masa de boro}}{\text{masa de líquido} + \text{masa de boro}}. \quad (3.4)$$

A fin de verificar la capacidad del código en la resolución de la Ecuación 3.2 se planteó el modelado de un sistema simple cuya solución analítica fuese conocida. Este problema es el de un líquido en un conducto semi infinito de área constante con velocidad uniforme al cual se le impone una densidad espacial constante de boro, $\rho_{b,0}$, en $x = 0$ a tiempo 0. Matemáticamente:

$$\begin{cases} \frac{\partial \rho_b}{\partial t} + v_f \frac{\partial \rho_b}{\partial x} = 0, & 0 < x < \infty, \quad t > 0 \\ \rho_b(x = 0, t) = \rho_{b,0}, & t > 0 \\ \rho_b(x, t = 0) = 0, & 0 < x < \infty. \end{cases} \quad (3.5)$$

La solución de 3.5 se obtiene por Transformada de Laplace y resulta ser

$$\rho_b = \rho_{b,0}H(t - x/v_f),$$

donde $H(t - x/v_f)$ es la función escalón unitario. Vale 0 cuando $t < x/v_f$ y vale 1 cuando $t > x/v_f$. Es decir, que no hay Boro para tiempos tales que el frente no ha podido alcanzar el punto x en cuestión.

El modelado del problema 3.5 en RELAP se realizó con un pipe horizontal de 20m dividido en 40 nodos, conectado a la entrada a un time dependent volume mediante una time dependent junction que impuso un caudal de 222.2 kg/s. El extremo opuesto se conectó mediante una single junction a un time dependent volume. Este último se configuró a una presión de 11.84MPa. La temperatura de entrada fue 467.1K.

Una vez generado el estacionario con el perfil de velocidad uniforme, se simuló la inyección de boro. Para ello se utilizó un time dependent volume con una fracción másica de boro de 6.5×10^{-3} conectado al pipe mediante una time dependent junction que inyectó un caudal de 1kg/s de agua borada. A fin de que dicho caudal perturbe poco al caudal principal, este último se redujo en 1kg/s para que el caudal total se mantenga constante.

El código RELAP permite activar una opción, denominado *algoritmo de Godunov*, el cual es empleado para reducir la difusión numérica producto del método de resolución [5]. Naturalmente, esta opción podría no ser implementada. El objetivo de estas simulaciones fue decidir su empleo o no. La Figura 3.1 muestra la densidad del boro (concentración) en función del tiempo para los nodos 1, 20 y 40 del pipe correspondiente a las simulaciones con y sin el algoritmo de Godunov, también se grafica la correspondiente solución analítica para cada posición.

Se aprecia que la resolución del problema sin el algoritmo de Godunov activado presenta una diferencia respecto a la solución escalón obtenida analíticamente. En el caso que sí se usó este modelo, la diferencia fue mucho menor. También se observa que la difusión numérica aumenta con la distancia, por lo cual debe ser considerada al momento de simular recorridos largo del ácido bórico, como en el caso del circuito primario del reactor.

La difusión numérica anticipa la llegada del boro al nodo en cuestión, por lo que no resultaría conservativo en el análisis del segundo sistema de extinción.

En todas simulaciones realizadas en este trabajo se activó la opción del algoritmo de Godunov.

3.1.3. Modelado con cinética puntual.

Las realimentaciones de reactividad y la potencia nuclear se modelan en este trabajo con las ecuaciones de cinética puntual, las cuales también son resueltas por el código RELAP:

$$\frac{dn(t)}{dt} = \frac{(\$(t) - 1)}{\Lambda^*} n(t) + \sum_{i=1}^{N_d} \lambda_i c_i(t) + S(t) \quad (3.6)$$

$$\frac{dc_i(t)}{dt} = \frac{b_i}{\Lambda^*} n(t) - \lambda_i c_i(t), \quad i = 1, 2, \dots, N_d. \quad (3.7)$$

Donde:

$n(t)$: densidad de neutrones.

$\$(t)$: reactividad en dólares.

Λ^* : vida media del neutrón sobre la fracción de neutrones retardados.

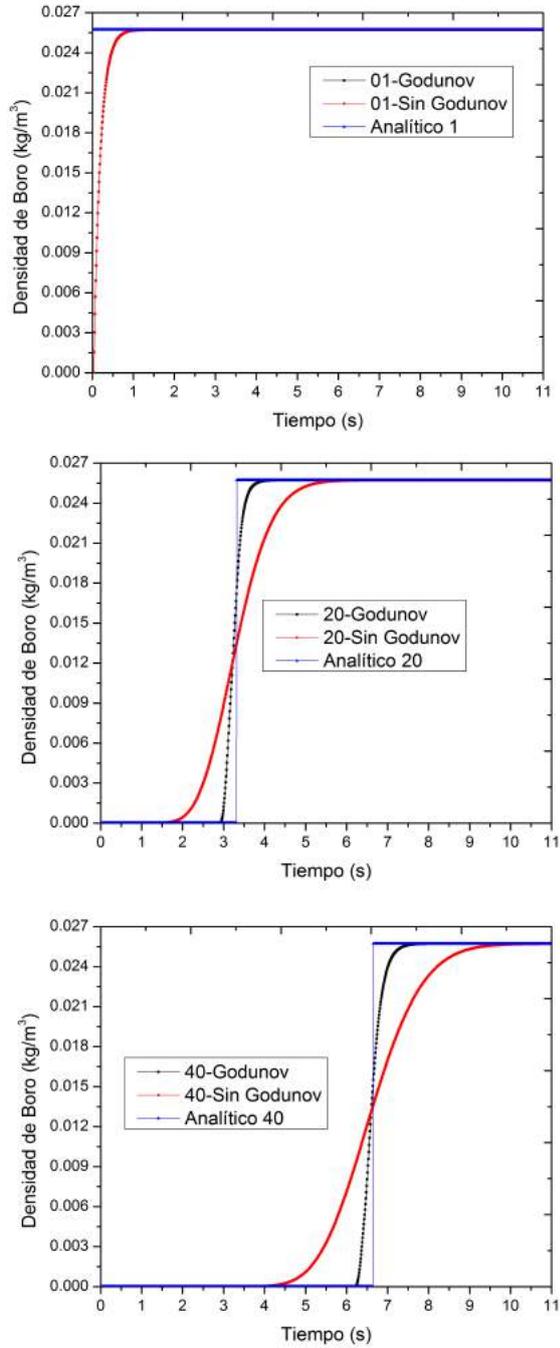


Figura 3.1: Densidad del boro en función del tiempo para los nodos 1 (entrada), 20 (medio) y 40 (salida). Se aprecia la diferencia al implementar el algoritmo de Godunov, al disminuir el efecto de la difusión numérica con este último.

$c_i(t)$: densidad del i -ésimo grupo de precursores.

λ_i : constante de decaimiento del i -ésimo grupo de precursores.

N_d : cantidad de grupos de precursores.

$S(t)$: fuente de neutrones.

b_i : fracción de neutrones retardados del grupo i sobre la fracción total de neutrones retardados.

Entonces, la potencia total del reactor en cada paso de tiempo, $\dot{Q}(t)$, viene dada por:

$$\dot{Q}(t) = E_f \Sigma_f n(t) v V. \quad (3.8)$$

Donde:

E_f : energía efectiva liberada por fisión.

Σ_f : sección eficaz macroscópica de fisión.

v : velocidad del neutrón.

V : volumen del núcleo.

Las realimentaciones de reactividad consideradas por el Código son: reactividad por densidad del moderador, por temperatura del combustible, por boro e ingresada por tabla. Todos estos efectos son considerados independientes entre sí.

Una debilidad de este modelo es que el perfil de potencia queda fijo, una vez definido el input del estacionario. Por lo tanto, la potencia solo disminuye o se incrementa, pero cada volumen mantiene su importancia relativa.

3.2. Nodalización del reactor en RELAP

En esta Sección se describen las nodalizaciones en RELAP del reactor analizado. Las mismas fueron provistas por el Departamento de Seguridad Nuclear.

En esta nodalización se representan con un alto grado de detalle las distintas partes por donde circula el refrigerante del primario: núcleo, chimenea, generadores de vapor, *downcomer*, *plenum* inferior y el domo de vapor. También se modela el circuito secundario, responsable de la remoción de la potencia del núcleo. Su caudal se obtiene como condición de contorno utilizando una time dependent junction. Se incluye también la nodalización del sistema de extracción del calor residual y el segundo sistema de extinción. Se tiene en cuenta la condensación del vapor del domo debido a los mecanismos internos al mismo.

3.2.1. Circuito primario

La Figura 3.2 muestra la nodalización realizada en RELAP del circuito hidrodinámico del refrigerante primario. En esencia se utilizaron los componentes *pipe* y *branch* para la discretización en volúmenes. Se muestra la numeración utilizada para la identificación de los mismos. El sector correspondiente al núcleo se ha dejado en blanco intencionalmente, ya que se trabajó con dos nodalizaciones diferentes del mismo.

En el modelado, resulta muy costoso computacionalmente representar absolutamente cada componente y tampoco se tiene la capacidad de hacerlo, por lo tanto, se debe buscar representar un sistema equivalente que conserve la masa original y la energía transferida. Para ellos se mantuvieron las áreas de pasaje del fluido, los diámetros hidráulicos, las pérdidas de carga, las áreas de transferencia, los factores de pico, etc.

3.2.2. Núcleo

Para el núcleo del reactor se utilizaron dos nodalizaciones. Una *unidimensional* y otro *tridimensional*.

Nodalización unidimensional

En la nodalización unidimensional, el área de pasaje transversal del núcleo se divide en dos zonas. Un anillo central donde se encuentran los elementos combustibles y una región anular entre el reflector de acero y el *barrel*. El reflector cuenta con canales internos de refrigeración, que denominamos *by-pass* al núcleo. Cada área de pasaje se representó mediante pipes. Se la consideró unidimensional debido a que el flujo es solamente axial, no pudiéndose representar con esto el flujo cruzado ni los

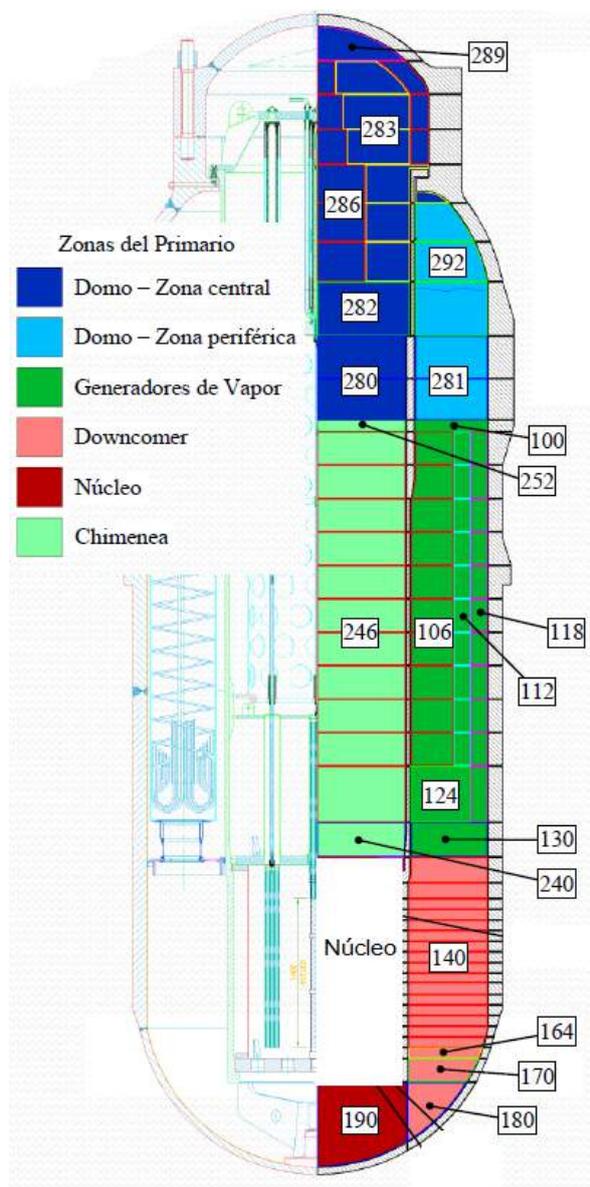


Figura 3.2: Nodalización del sistema primario.

gradientes radiales.

La Figura 3.3 muestra el detalle de la nodalización unidimensional del núcleo del reactor.

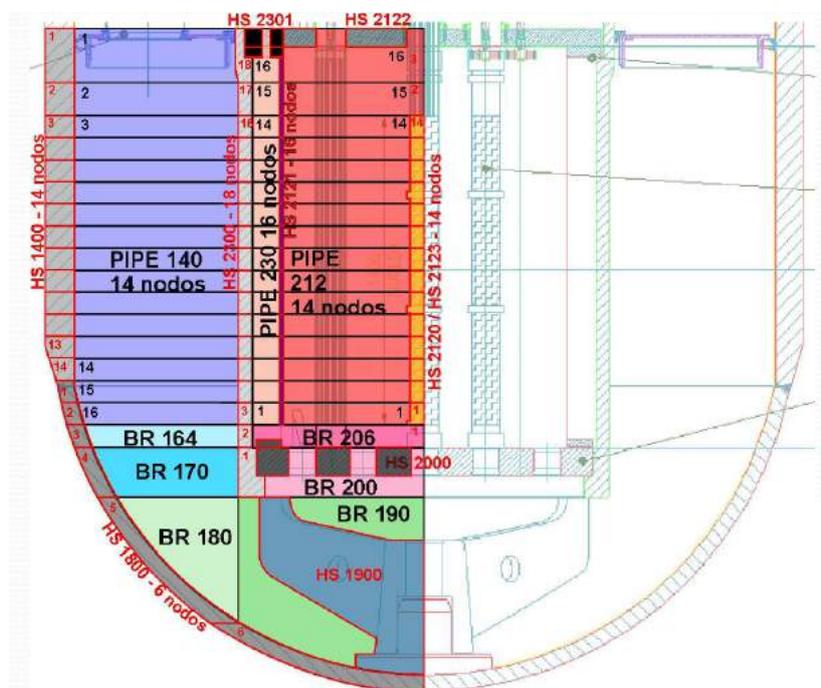


Figura 3.3: Nodalización unidimensional del núcleo del reactor.

La representación de los elementos combustibles se realizó mediante dos estructuras de calor: el *combustible promedio* y el *combustible caliente*. El primero representa la potencia total del reactor menos la porción de la vaina combustible con mayor flujo de calor y el segundo, la fracción de potencia de dicha fracción. En este último, permite ver las temperaturas máximas de vaina y pastillas, mientras que el primero representa un perfil de potencia promedio. La Figura 3.4 muestra el perfil de potencia del combustible promedio.

A cada nodo se le asignó un fracción de la potencia total. Cada fracción es representativa de las características neutrónicas del núcleo. De los 100 MW térmicos del reactor, al combustible promedio se le asignaron 99.998MW mientras que al combustible caliente, 0.002MW.

Nodalización tridimensional

En el núcleo de los reactores, el **flujo cruzado** se debe a las grillas y dispositivos mezcladores, que favorecen la turbulencia y la recirculación [6]. Pero también se debe a las inhomogeneidades de las propiedades del fluido. Este fenómeno tiene poca relevancia en los reactores PWR típicos, ya que las bombas mueven el refrigerante axialmente.

Sin embargo, en el caso de la circulación natural, el flujo es más sensible a las heterogeneidades de las propiedades del fluido. Esto presenta mayores dificultades al

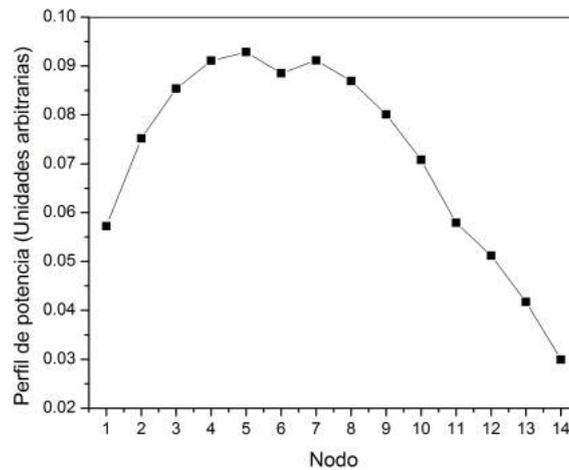


Figura 3.4: Perfil axial de potencia del combustible promedio en la nodalización unidimensional.

lidiar con el problema. Si es de interés el flujo de dos fases, se requiere un modelado con más detalle porque la diferencia de densidad entre el líquido y el vapor es muy grande. Es de suma importancia que la fuerza boyante y la fricción interfacial deban ser modeladas cuidadosamente.

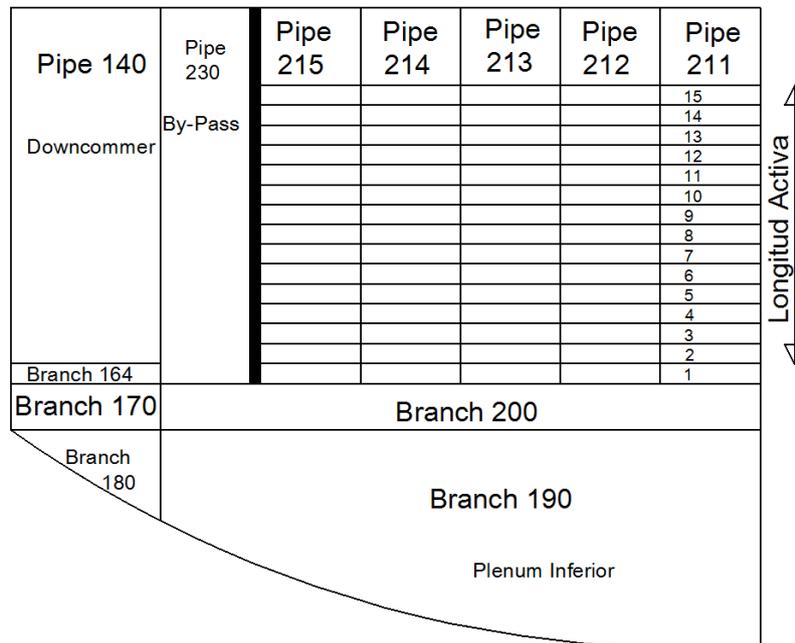


Figura 3.5: Nodalización tridimensional del núcleo. Detalle de los anillos concéntricos para el área de pasaje (pipes 211 a 215).

En este reactor, la circulación natural es la responsable del movimiento del refrigerante. Además, existe la presencia de vapor en el núcleo (como se verá en secciones siguientes). Por lo tanto, es importante lograr una correcta representación del flujo cruzado en el núcleo. Para ello se implementó una nodalización *tridimensional*. A diferencia de la descrita previamente, en esta nodalización se han utilizado 5 Anillos

radiales concéntricos, para representar el área de refrigeración y de pasaje del flujo por el núcleo. Básicamente, el pipe 212 en la Figura 3.3 es reemplazado por 5 pipes en paralelo, conectados mediante uniones transversales. La Figura 3.5 muestra un esquema de esta nodalización. El Anillo central corresponde al Pipe 211 y lo identificamos como Anillo 1, mientras que el Anillo de la periferia es el correspondiente al Pipe 215, el cual identificamos como Anillo 5.

A cada Anillo del núcleo se le asignó su correspondiente estructura de calor de combustible. La Figura 3.6 muestra un esquema de la vista superior del núcleo del reactor. De aquí se puede comprender la asignación de potencia a cada pipe, en base

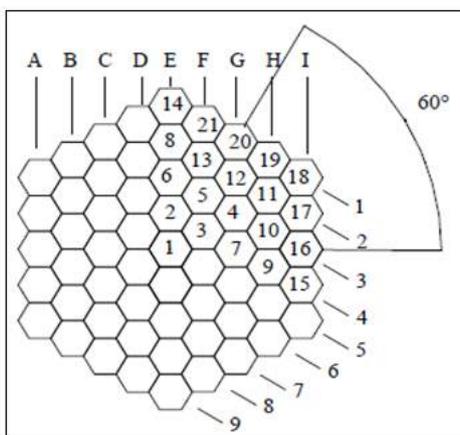


Figura 3.6: Vista superior del núcleo. La distribución de los elementos combustibles es: Anillo 1: combustible 1; Anillo 2, combustibles 2 y 3; Anillo 3, combustibles 4, 5, 6 y 7; Anillo 4: combustibles 8, 9, 10, 11, 12 y 13; Anillo 5: combustibles del 14 al 21 inclusive.

a un cálculo con simetría A3 provisto por el Departamento de Física de Reactores del Centro Atómico Bariloche. El anillo central se corresponde con el combustible 1, el anillo 2 con los combustibles 2 y 3, y así sucesivamente. La potencia de los Anillos 2 al 5 se multiplica por 3 para que la suma total de 100MW.

Los perfiles de potencia para cada anillo se muestran en la Figura 3.7 mientras que la potencia asignada a cada uno de los 5 combustibles se muestra en la Tabla 3.1.

Anillo	Potencia asignada [MW]
1	1.519
2	11.249
3	27.940
4	35.212
5	24.080
Total	100MW

Tabla 3.1: Distribución de potencia por anillos en el modelo tridimensional.

Respecto del modelado del flujo cruzado, el código permite adoptar entre un modelo homogéneo, iguales velocidades de líquido y vapor, o el inhomogéneo, velocidades

diferentes. También se puede optar por anular el término de advección en la ecuación de momento. En las simulaciones realizadas, se optó por el modelado más realista: inhomogéneo y con advección de momento. Una justificación del mismo se presenta en la Sección 6.2.1.

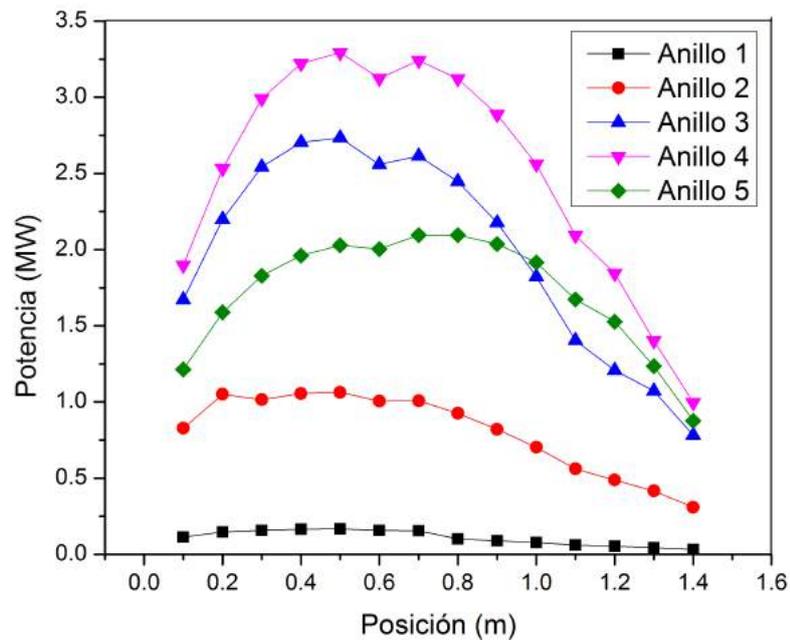


Figura 3.7: Perfiles de potencia para cada anillo en el modelo tridimensional.

3.2.3. SECR y SSE

La Figuras 3.8 y 3.9 muestran la nodalización adoptada para el SECR y para el SSE, respectivamente.

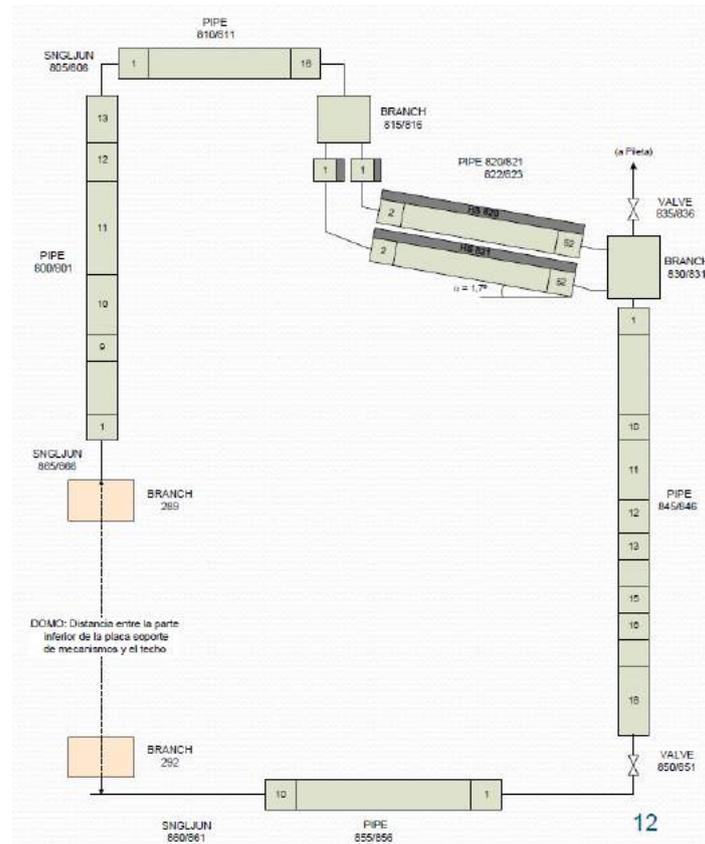


Figura 3.8: Nodalización del SECR en RELAP.

La inyección del SSE se modela como condición de contorno. La misma se realiza en dos zonas diferentes del primario. La primera es a la entrada del GV y la segunda a la entrada del núcleo.

La temperatura del líquido contenido en la línea de descarga entre la válvula de descarga y el RPR se la establece en 40°C , suponiendo que se encuentra en equilibrio con la atmósfera de la contención. La temperatura del líquido contenido en la línea de descarga entre la bifurcación al núcleo y la zona de inyección en el mismo, se la establece a la temperatura de entrada al núcleo en estado estacionario (285.7°C).

3.3. El estado estacionario

En condición de operación nominal, el reactor presenta un régimen estacionario. Dicho régimen es utilizado como condición inicial para la simulación de los eventos postulados. Por tal motivo, se deben conocer los valores nominales así como los perfiles de las principales variables del reactor, que son importantes para el análisis de

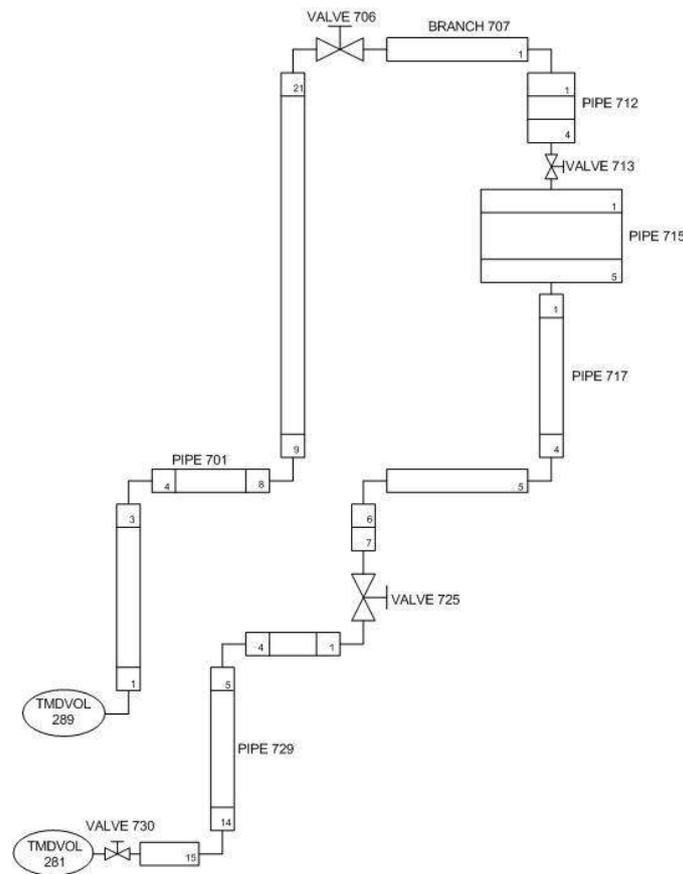


Figura 3.9: Nodalización del SSE en RELAP.

seguridad. En este trabajo se hizo hincapié en las variables relativas al primario y al entendimiento de su fenomenología física. No se informan resultados relativos al circuito secundario, dado que en la evolución de los transitorios evaluados, la participación del mismo no es significativa.

En esta Sección se muestran los resultados del régimen estacionario del reactor obtenidos con RELAP, dada la nodalización descrita previamente. Debido a que se utilizaron dos modelos de núcleo, los resultados globales tienen leves diferencias entre sí. La Tabla 3.2 detalla los resultados obtenidos de las variables globales para ambos casos.

3.3.1. Perfiles del estacionario para la nodalización unidimensional.

La Figura 3.10 muestra los perfiles de temperatura a lo largo de la longitud activa del núcleo para la nodalización unidimensional. Estos incluyen la temperatura en la pared de la vaina para los combustibles promedio y caliente, la temperatura de saturación y la temperatura del refrigerante.

La Figura 3.11 muestra el perfil de fracción de vacío a lo largo del núcleo y de la

Variable	Valor con núcleo 1-D	Valor con núcleo 3-D
Presión en el domo [MPa]	12.25	12.25
Caudal en el primario [kg/s]	424.0	418.3
Caudal en el núcleo [kg/s]	410.0	403.6
Caudal del by-pass al núcleo [kg/s]	14.0	14.7
Potencia Térmica en el núcleo [MW]	100	100
Temperatura de entrada al núcleo [°C]	285.69	285.01
Temperatura de salida del núcleo [°C]	322.31	322.03
Temperatura de saturación a la presión del domo [°C]	326.29	326.29
Fracción de vacío al inicio de chimenea	0.117	0.122
Nivel colapsado en el primario (medido desde la base de la ventana del barril) [m]	1.23	1.23
DNBR mínimo	1.785	1.798
CPR mínimo	1.517	1.517

Tabla 3.2: Resultados de las variables globales del circuito primario para el régimen estacionario correspondientes a ambos modelos de núcleo. 1-D corresponde al modelo unidimensional, mientras que 3-D corresponde al modelo tridimensional.

chimenea, con lo que se demuestra la presencia de vapor en el núcleo. Esto ocurre a pesar de que la temperatura media del refrigerante no supera la temperatura de saturación. No obstante, sí lo hace la temperatura de pared de vaina, que es la temperatura real del fluido en ese punto (Ver Figura 3.10). Por lo tanto, en este reactor se tiene *ebullición subenfriada* en régimen estacionario. Este hecho tiene mucha importancia en la dinámica de este tipo de planta, favoreciendo la fuerza boyante.

La Figura 3.12 muestra el perfil de temperatura del refrigerante a lo largo del núcleo y de la chimenea. El refrigerante sale del núcleo con una temperatura cercana a la saturación. En su paso por la chimenea, la misma aumenta hasta llegar a la zona de entrada a los generadores de vapor, donde ingresa a los mismos saturado. Esto se debe al colapso de las burbujas en la chimenea, que al no estar en equilibrio con el líquido, transfieren energía al mismo al momento de su condensación. Debido a esto, la fracción de vacío disminuye a lo largo de la chimenea. El vapor que llega hasta el final de la misma, ingresa al domo de vapor. Se establece en él, un equilibrio entre el vapor que se genera en el núcleo, y aquel que condensa en los mecanismos internos de dicho

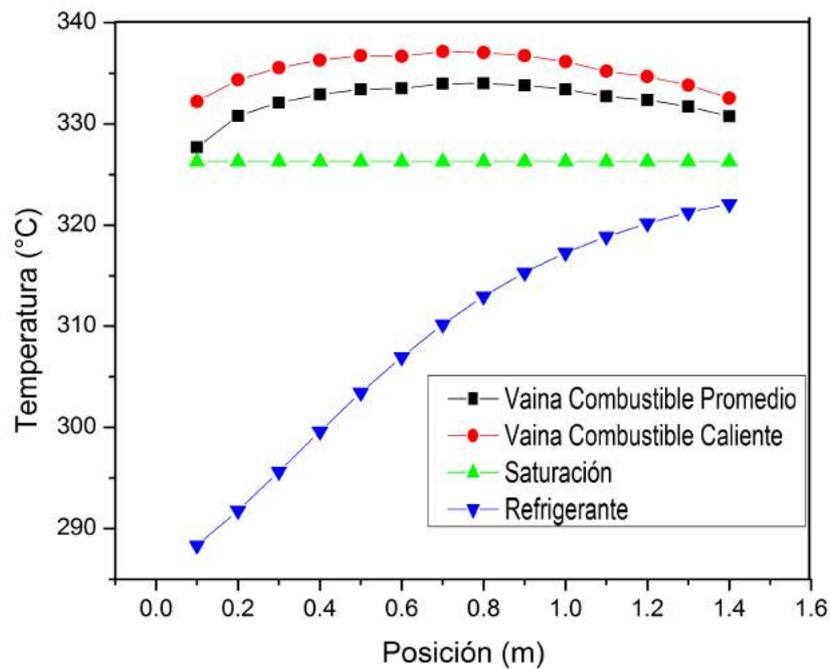


Figura 3.10: Perfiles de temperatura de pares de vaina (caliente y promedio), saturación y refrigerante a lo largo de la longitud activa del núcleo con nodalización unidimensional.

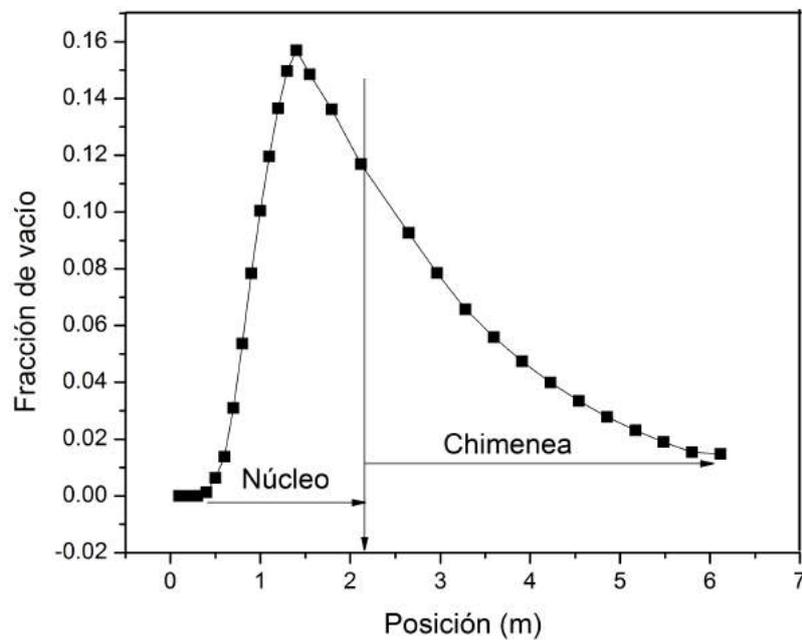


Figura 3.11: Perfil de fracción de vacío a lo largo del núcleo y la chimenea.

domo.

La Figura 3.13 muestra los perfiles de temperatura en el centro de la pastilla de los combustibles caliente y promedio a lo largo de la longitud activa, mientras que la Figura 3.14 muestra el flujo de calor en la pared de la vaina del combustible promedio.

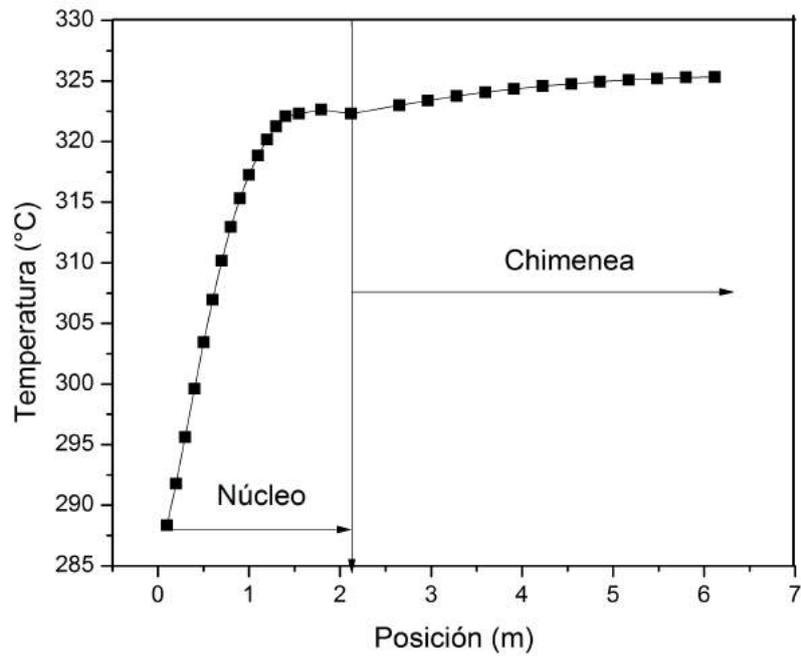


Figura 3.12: Perfil de temperatura del refrigerante a lo largo del núcleo y la chimenea.

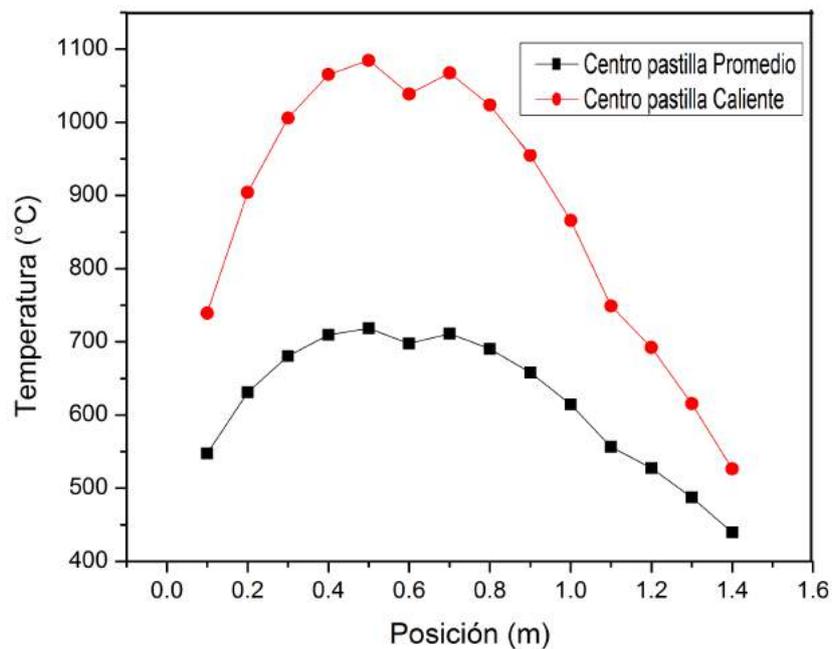


Figura 3.13: Perfil de temperatura en el centro de la pastilla de los combustibles promedio y caliente a lo largo de la longitud activa.

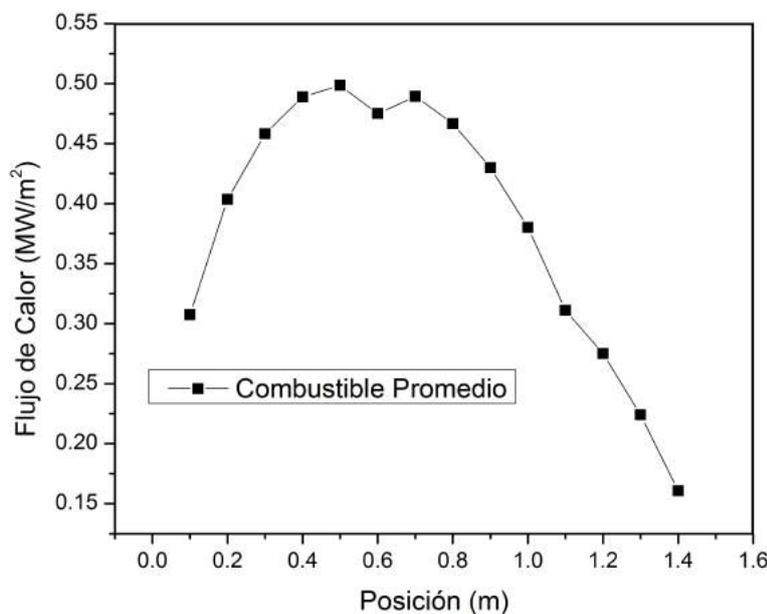


Figura 3.14: Perfil de flujo de calor en la pared de la vaina del combustible promedio a lo largo de la longitud activa.

3.3.2. Perfiles del estacionario para la nodalización tridimensional.

En esta Sección se muestran los perfiles del estacionario relativos a las variables del núcleo, para la nodalización tridimensional.

La Figura 3.15 muestra el perfil de temperatura en el centro de la pastilla para los combustibles de cada Anillo.

En la Figura 3.16 se aprecia el perfil de temperatura en la pared de la vaina para los combustibles de cada Anillo. A diferencia del caso unidimensional, donde la temperatura de la vaina superaba la temperatura de saturación en todos los nodos, el caso tridimensional no presenta vapor en todos los nodos axiales de todos los anillos. En la periferia, el vapor no comienza a aparecer sino hasta pasar la mitad de la longitud activa (1.4m).

La temperatura del refrigerante y la fracción de vacío para cada anillo se muestran en las Figuras 3.17 y 3.18, respectivamente. Los Anillos 1 a 4 presentan un perfil de temperaturas similar, alcanzando casi el mismo valor a la salida. El último Anillo es el más frío.

El perfil de flujo de calor para cada Anillo se muestra en la Figura 3.19.

La Figura 3.20 muestra el perfil de caudal cruzado para la uniones transversales entre los distintos anillos. El mismo se define como positivo cuando tiene dirección hacia el centro del reactor, por ejemplo, desde el Anillo 2 al Anillo 1. Se observa que en el centro, el flujo cruzado es pequeño y luego se va incrementando hacia la periferia.

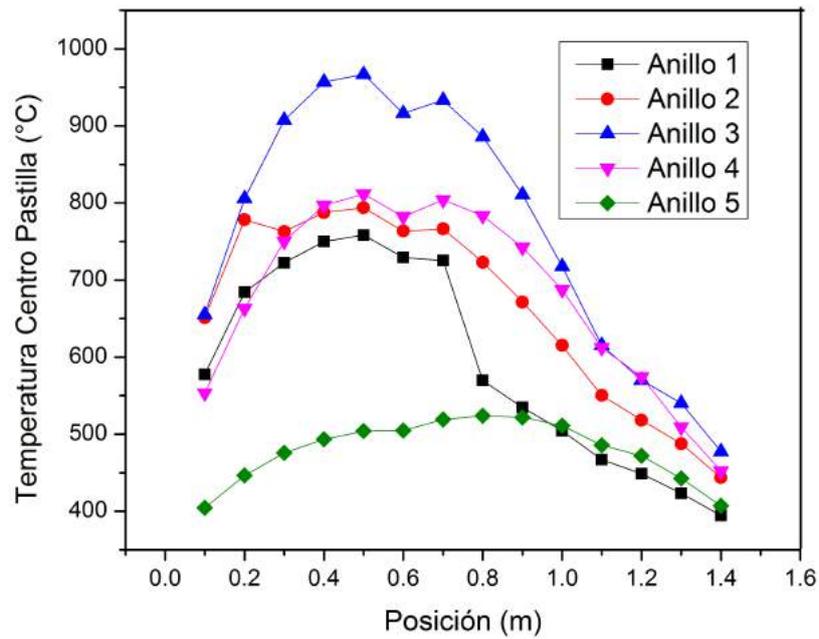


Figura 3.15: Perfil de temperatura del centro de la pastilla para cada Anillo.

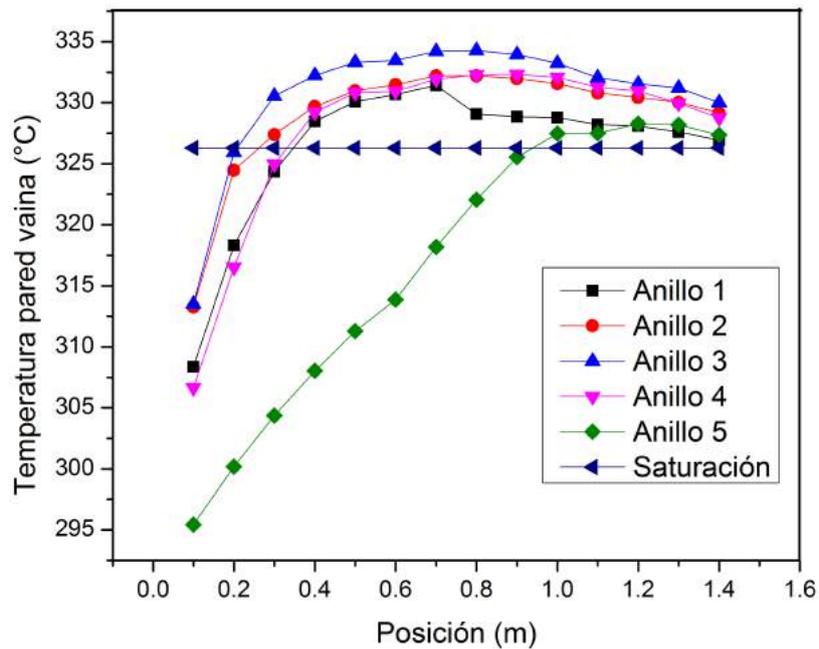


Figura 3.16: Perfil de temperatura de la pared de vaina para cada Anillo.

No obstante, el valor máximo de caudal cruzado sólo representa un 3% respecto al caudal total de refrigeración del núcleo, por lo cual el flujo es principalmente axial en condiciones nominales.

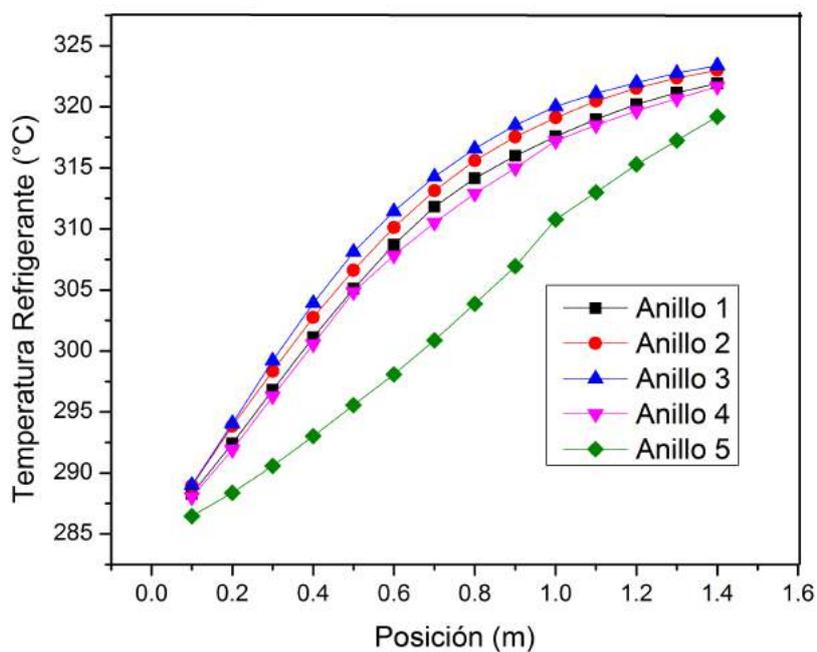


Figura 3.17: Perfil de temperatura del refrigerante para cada Anillo a lo largo de la longitud activa.

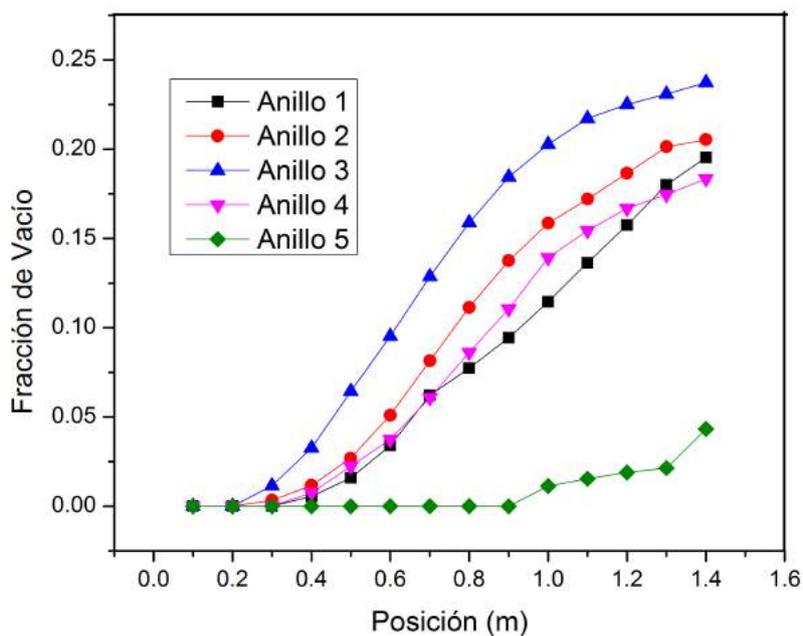


Figura 3.18: Perfil de fracción de vacío para cada Anillo a lo largo de la longitud activa.

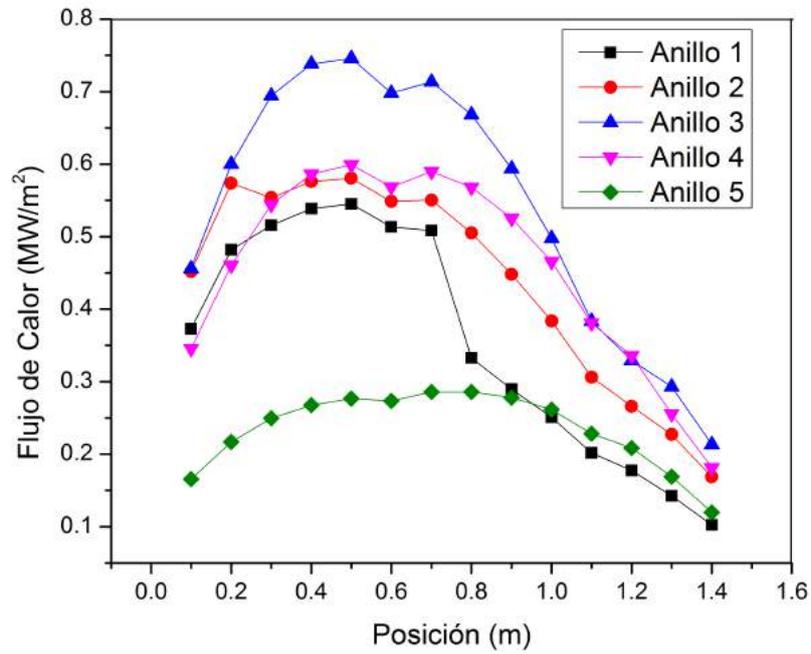


Figura 3.19: Perfil de flujo de calor para cada Anillo.

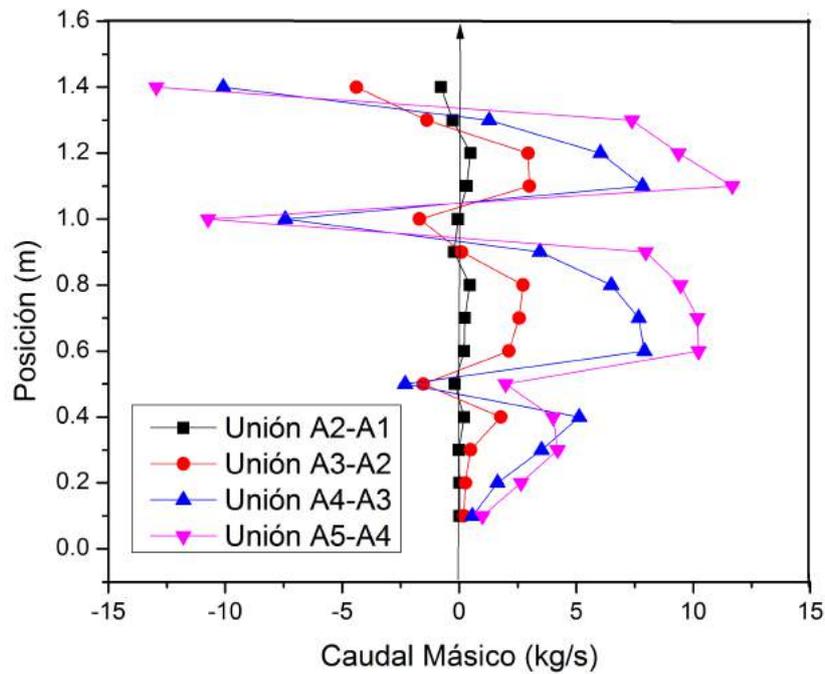


Figura 3.20: Perfil de caudal másico del flujo cruzado a lo largo de la longitud activa para cada anillo.

Capítulo 4

Caracterización dinámica del núcleo

En el presente Capítulo se exponen los estudios realizados mediante simulación de la respuesta intrínseca o natural de las variables neutrónicas y termohidráulicas relevantes del núcleo del reactor ante perturbaciones por pulsos de Boro. Se analizó dicha respuesta sobre el modelo unidimensional, haciendo hincapié en los aspectos de seguridad.

En el análisis se realizaron diversos estudios paramétricos, que permitieron comprender mejor la respuesta dinámica del núcleo del reactor. Estos parámetros fueron la concentración de Boro, la duración del pulso y el caudal del primario.

4.1. Introducción

En el estudio del control clásico de sistemas dinámicos lineales e invariantes en el tiempo, la transformada de Laplace de las ecuaciones que lo describen puede escribirse como una función de variable compleja, $G(s)$, denominada función de transferencia. Este formalismo permite escribir la respuesta del sistema, $Y(s)$, ante una señal de entrada, $R(s)$, mediante [7]:

$$Y(s) = G(s) \cdot R(s) \quad (4.1)$$

Si la señal de entrada es un impulso o delta de Dirac su transformada de Laplace es la identidad, por lo que la salida será igual a su función de transferencia. De este modo, si se desea caracterizar un sistema, se aplica una delta unitaria, y la respuesta resultante es una descripción (la transformada de Laplace) de la función transferencia.

Entonces, motivados por este concepto clásico de la teoría de control lineal, se buscó caracterizar al núcleo del reactor mediante esta metodología ante pulsos de agua borada de distinta magnitud y duración.

Para disminuir el tiempo de cálculo de las simulaciones, se utilizó el modelo del núcleo unidimensional aislado del resto de la planta. Para ello se aplicaron condiciones de contorno mediante time dependent volume y time dependent junction que imponían:

- Caudal del refrigerante primario: 420 kg/s.
- Presión: 12.5 MPa.
- Temperatura de entrada al down comer: 560 K.

Dichas condiciones se aplicaron sobre el líquido que ingresaba al downcomer, simulando ser aquel que sale de los generadores de vapor. La diferencia respecto al modelo completo del reactor es que aquí se impuso un caudal fijo, siendo que en realidad el refrigerante es impulsado por circulación natural. Esto impone limitaciones en este modelo que no permiten ver ciertos fenómenos, como el de las oscilaciones. La Figura 4.1 muestra un esquema de la nodalización utilizada para las simulaciones del presente Capítulo.

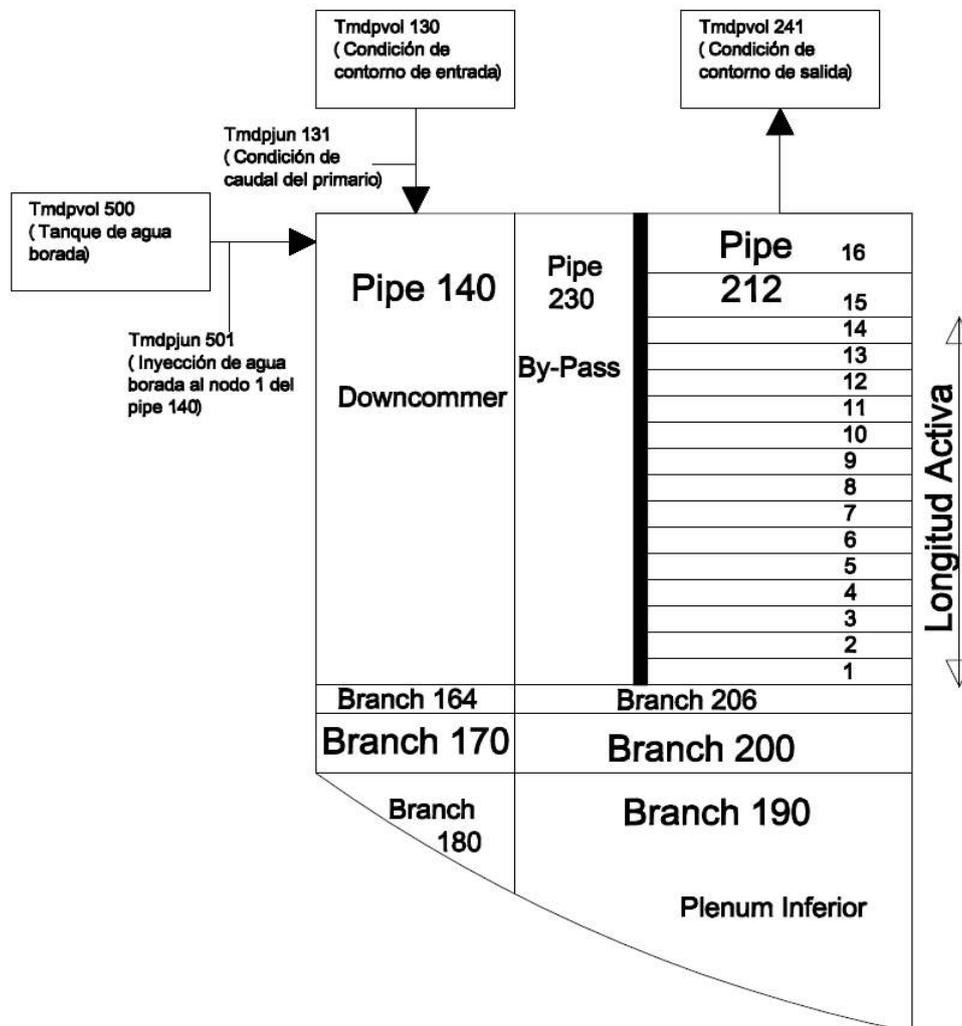


Figura 4.1: Nodalización utilizada para las simulaciones de pulsos de boro.

El régimen estacionario utilizado como condición inicial de los transitorios de este Capítulo correspondió a una simulación de 2000 segundos del núcleo aislado con las condiciones de contorno antes mencionadas. Para el transitorio se agregaron un time

dependent volume con agua borada y una time dependent junction que inyectó un caudal 1 kg/s de dicha solución por la parte superior del Downcomer. Se configuró el *input* de manera que el pulso introducido, sólo uno por simulación, tenga la forma que se muestra en la Figura 4.2.

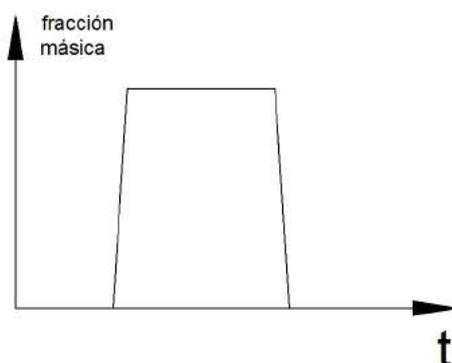


Figura 4.2: Representación esquemática del pulso de Boro.

El pulso no es perfectamente cuadrado sino que los flancos ascendentes y descendentes son rampas, a fin de suavizar la aplicación del mismo. La duración del pulso se computa como el tiempo que se halla en el máximo valor (o altura), ya que la duración de las rampas es relativamente pequeña.

A fin de mantener el caudal total constante y evitar alteraciones por arrastre de fluido, durante el tiempo que el agua borada este ingresando, se configuró la *tmdpjun* para que introduzca 419 kg/s (dando un total de 420 kg/s).

4.2. Respuesta para distintas concentraciones del pulso

El primer estudio paramétrico consistió en variar la altura del pulso (concentración). Para ello, se realizaron simulaciones variando la concentración de Boro en el *tmdpvol*. La misma se ingresa por *input* como fracción másica ¹ (ver Ecuación 3.4).

Se utilizó una duración de 10 segundos para el pulso mientras que se aplicaron las siguientes fracciones másicas del *tmdpvol*: 0.65 %, 1.00 %, 7.00 % y 50.00 %. El pulso se aplicó siempre a los 2000 segundos, tiempo en el que se inicia la simulación de la perturbación.

Las Figuras 4.3, 4.4, 4.5 y 4.6 muestran la potencia térmica del núcleo, la temperatura del refrigerante a la salida del núcleo, la temperatura en el centro de la pastilla en el

¹En este Capítulo, las concentraciones mencionadas son las correspondientes al time dependent volume, no obstante, la concentración de boro que ingresa al primario se diluye debido al caudal principal, y pasa a ser aproximadamente $C'_b = C_b/420$

medio del núcleo para el combustible caliente y la fracción de vacío a la salida del núcleo, para las distintas alturas del pulso, respectivamente.

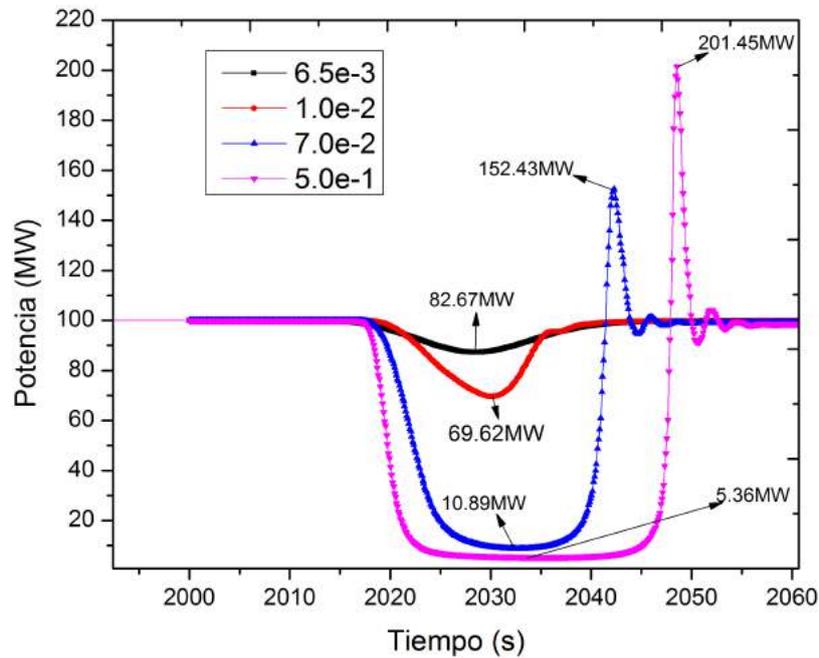


Figura 4.3: Potencia térmica para pulsos de Boro de distinta concentración.

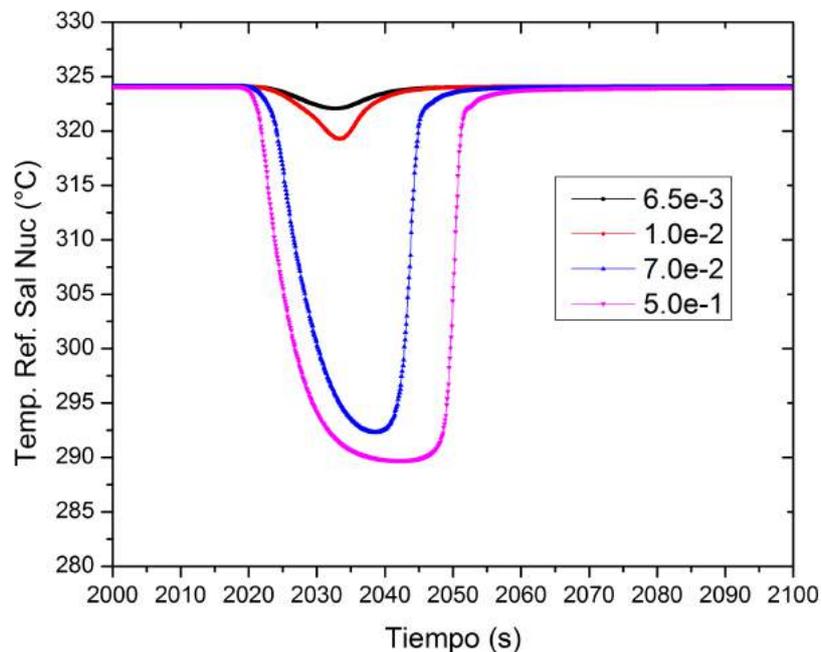


Figura 4.4: Temperatura del refrigerante a la salida del núcleo para pulsos de Boro de distinta concentración.

Los resultados coinciden en que a mayor masa de Boro inyectada, mayor fue la variación de los distintos parámetros. En el caso de la potencia, se observan sobre picos para los casos de mayor concentración de Boro, incluso la misma llega a duplicarse.

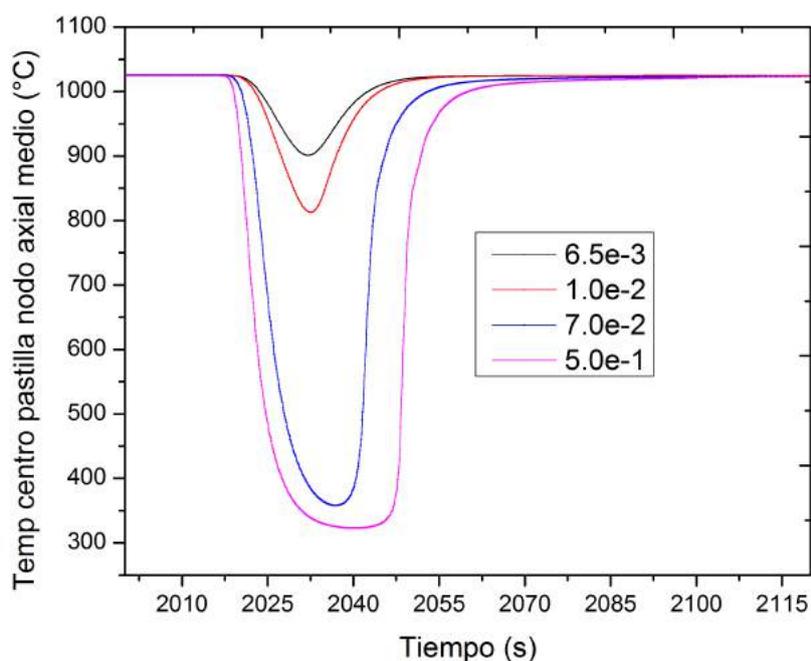


Figura 4.5: Temperatura en el centro de la pastilla en el medio del núcleo para el combustible caliente para pulsos de Boro de distinta concentración.

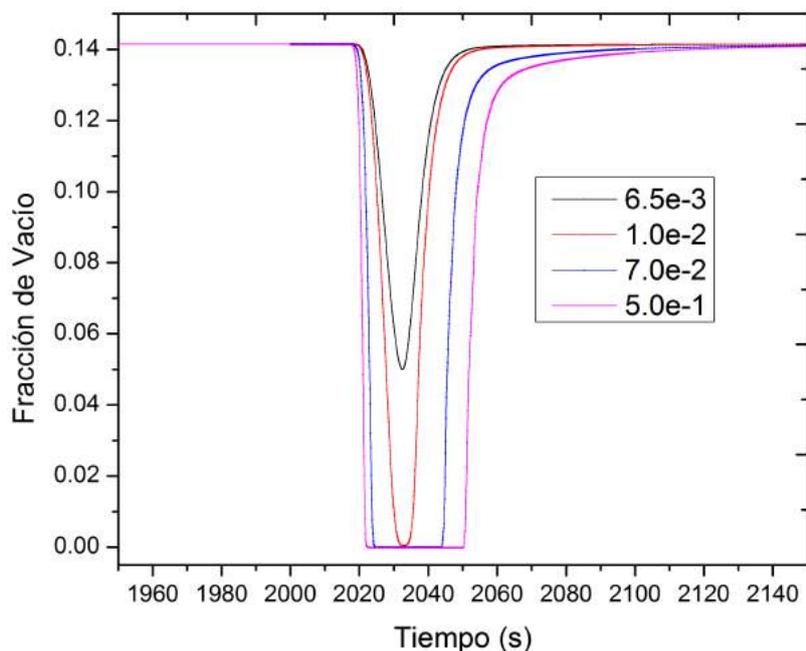


Figura 4.6: Fracción de vacío a la salida del núcleo para pulsos de Boro de distinta concentración.

Estas excursiones de potencia se deben a las realimentaciones neutrónicas. La Figura 4.7 muestra los puntos de máxima potencia en función de la concentración. La misma muestra una relación del tipo umbral, en donde los sobre picos de potencia comenzarían a aparecer con una concentración entorno al 7%.

Para comprender las evoluciones de potencia mostradas, conviene analizar la evo-

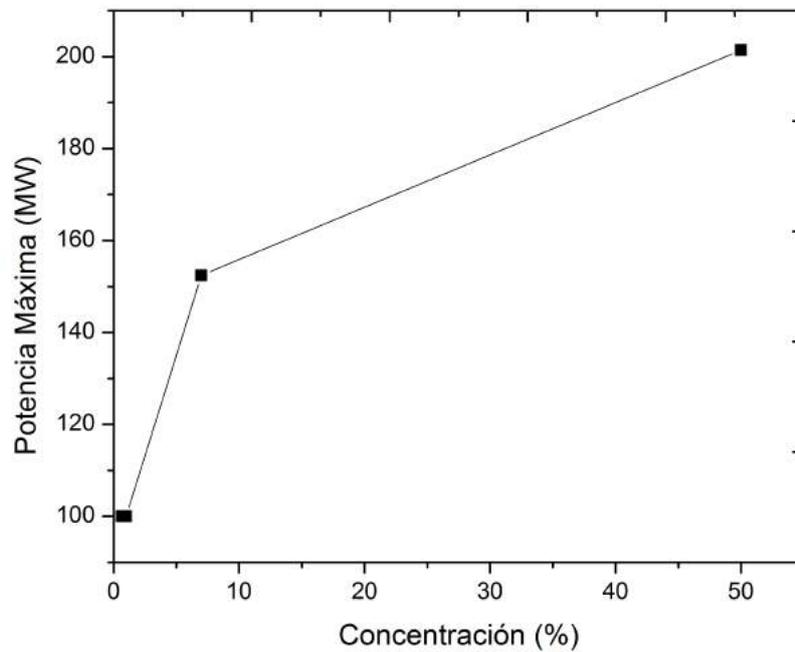


Figura 4.7: Potencia máxima (pico) en función de la concentración.

lución de las reactividades insertadas. Por ello, en la Figura 4.8 se muestran las reactividades en función del tiempo, para cuando el pulso tiene una concentración del 50%. Se puede apreciar que mientras el Boro está presente en el núcleo, su reactividad introducida es la dominante. Sin embargo, cuando el mismo es barrido del núcleo, su comportamiento neutrónico queda dominado por las realimentaciones insertadas por el moderador y la temperatura del combustible.

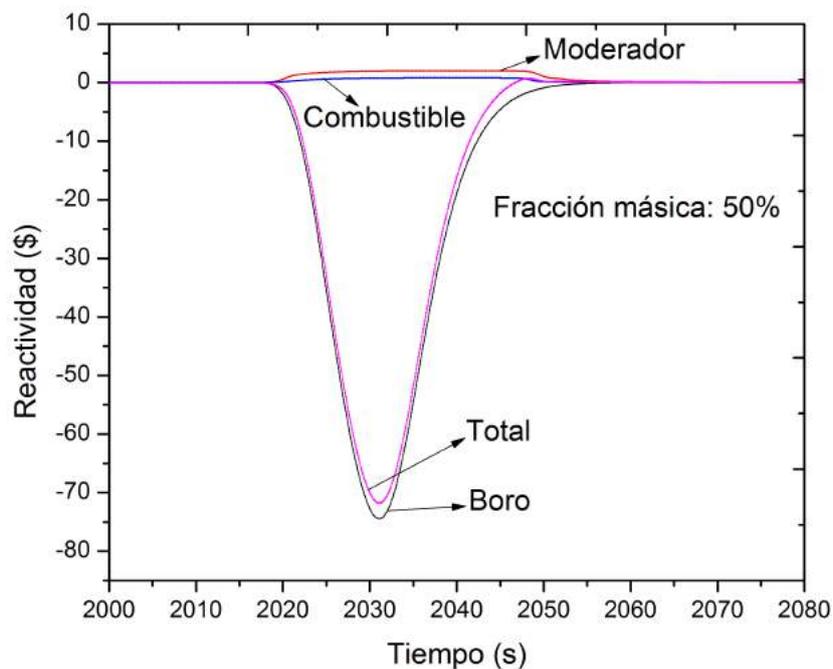


Figura 4.8: Reactividades correspondientes a un pulso de Boro de fracción másica de 50%.

Cuando el Boro ingresa al núcleo la potencia disminuye, como consecuencia de una inserción de reactividad negativa. Por consiguiente disminuyen tanto la temperatura del combustible como del refrigerante. La disminución en la temperatura del combustible introduce reactividad positiva por reducción de las resonancias del ^{238}U (efecto *Doppler*). A su vez, la disminución de la temperatura del moderador (refrigerante) reduce la fracción de vacío, llegando a ser cero en algunos casos, lo que mejora la moderación e incrementa la reactividad.

Para los casos en que la altura del pulso de Boro es pequeña, las realimentaciones son suaves y no se producen sobre picos de potencia. Caso contrario a lo que ocurre para mayores concentraciones.

Si bien se observa que los sobrepicos son relativamente altos (o de gran magnitud), las simulaciones dan que los mismos no duran lo suficiente como para que se sobrepasen los límites de temperatura de fusión de los materiales. La energía aportada por la realimentación permite llegar a recuperar las condiciones iniciales de equilibrio. Es decir, aún para las perturbaciones más grandes, el núcleo del reactor retorna al estado estacionario luego de ≈ 60 segundos de que el boro haya ingresado al mismo.

Por otro lado, en la Figura 4.3 también se puede apreciar que cuanto mayor es la concentración de Boro, más rápida es la disminución de la potencia. Esto es esperable, por dos motivos: por un lado, si se supone al Boro disuelto homogéneamente en el núcleo, cuanto mayor sea su concentración, mayor será la reactividad introducida; y por otro lado, si se analiza el ingreso del frente de Boro, cuanto mayor sea su concentración, menos necesitará penetrar este frente en el núcleo para introducir la misma reactividad y por lo tanto se verá más rápido su efecto.

En la operación nominal, variaciones tan bruscas en la potencia demandarían a los sistemas de seguridad del reactor. No obstante, la respuesta natural del sistema es inherentemente estable ante perturbaciones de Boro del tipo impulsivas.

Las Figuras 4.9 y 4.10 muestran los márgenes al flujo crítico de calor mínimos, DNBR y CPR, en función del tiempo correspondientes a las concentraciones de Boro que produjeron sobre picos de potencia. Ambos fueron hallados con el programa *DNBtrans*. Este programa es utilizado por el Departamento de Seguridad Nuclear para estimar los márgenes al flujo crítico de calor. Sin embargo, sus resultados deben ser tomados solamente de manera cualitativa y orientativa, ya que, por un lado, el mismo se encuentra en un proceso de revisión, actualización, y posterior verificación (pudiendo sufrir cambios mayores de modelos, programación, y datos de entrada); y por otro lado, el mismo está pensado para cálculos de estados estacionarios o al menos cuasiestacionarios.

Se observa que en ambas se llega a márgenes menores a 1, por lo que se llegaría a flujo crítico de calor, al menos por un breve lapso de tiempo del orden de 1 segundo.

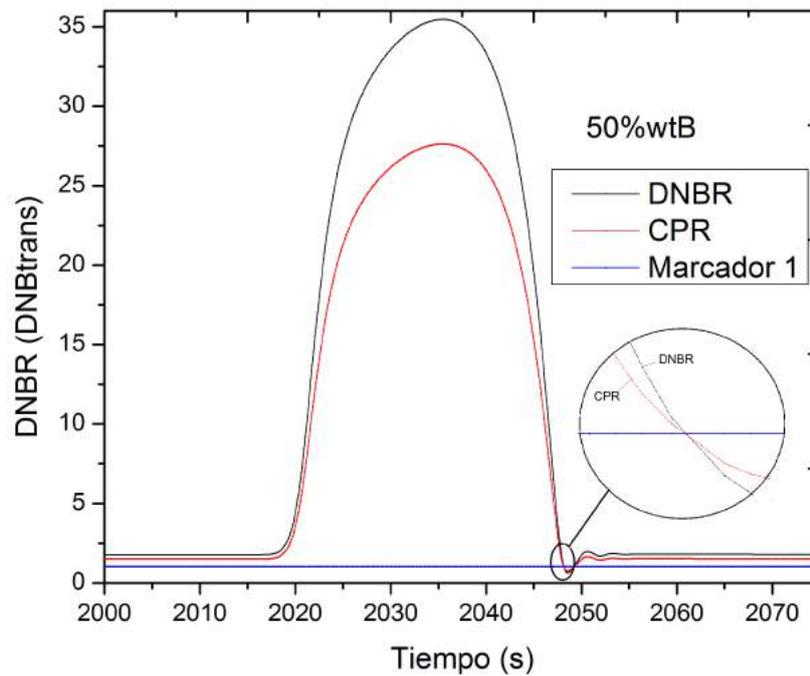


Figura 4.9: Márgenes al flujo crítico de calor para concentración del 50%.

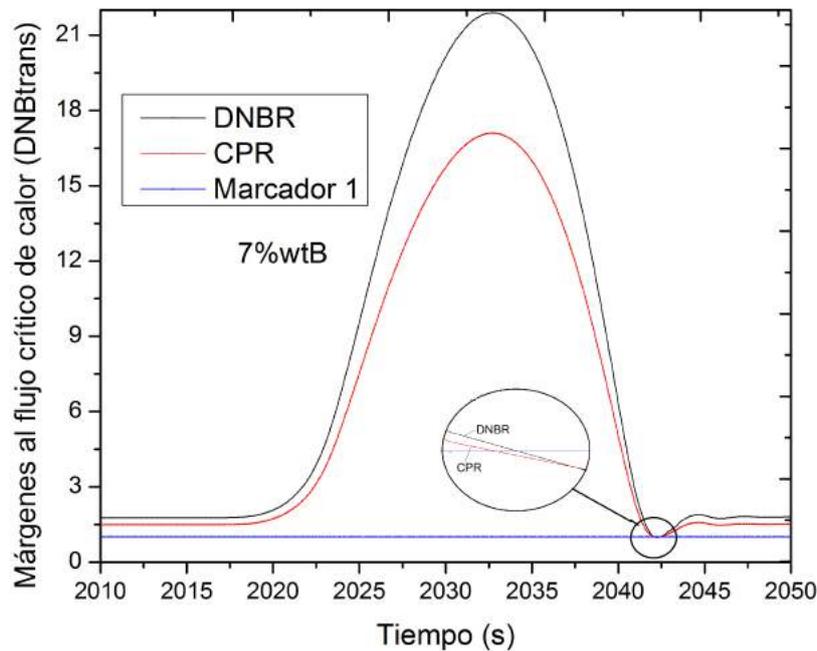


Figura 4.10: Márgenes al flujo crítico de calor para concentración del 7%.

4.3. Respuesta para distintas duraciones del pulso

Una vez que se realizaron las variaciones de la amplitud del pulso, el siguiente paso fue realizar simulaciones variando el tiempo de duración del pulso a fin de evaluar la respuesta para perturbaciones más grandes. Para todas ellas se tomó una altura de concentración del 1% en masa de Boro y un caudal de inyección de 1 kg/s. Las dis-

distintas duraciones fueron 10, 50, 100 y 200 segundos. Los resultados para las distintas duraciones se muestran en las Figuras 4.11 (potencia), 4.12 (temperatura del refrigerante a la salida del núcleo), 4.13 (temperatura en el centro de la pastilla en el medio del núcleo para el combustible caliente), 4.14 (fracción de vacío a la salida del núcleo).

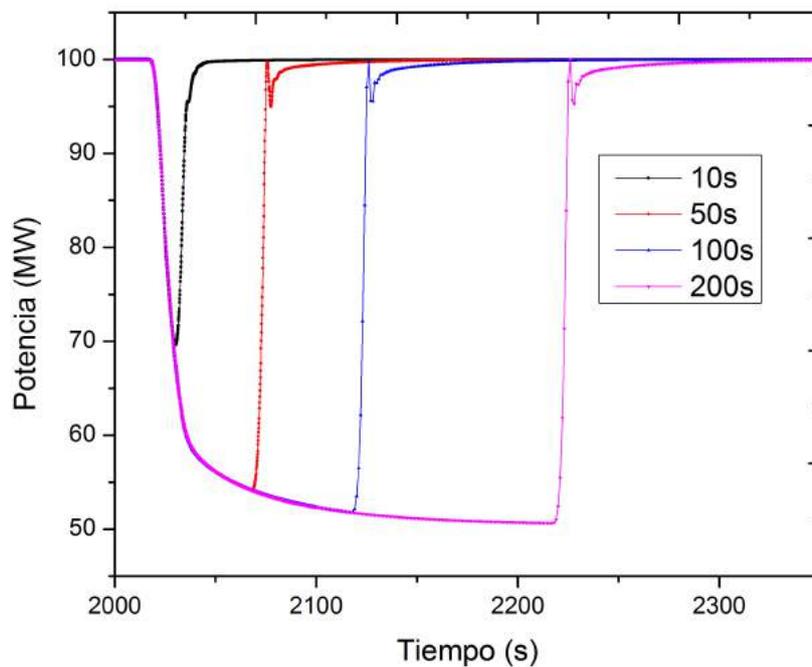


Figura 4.11: Potencia térmica correspondiente a los pulsos de distinta duración.

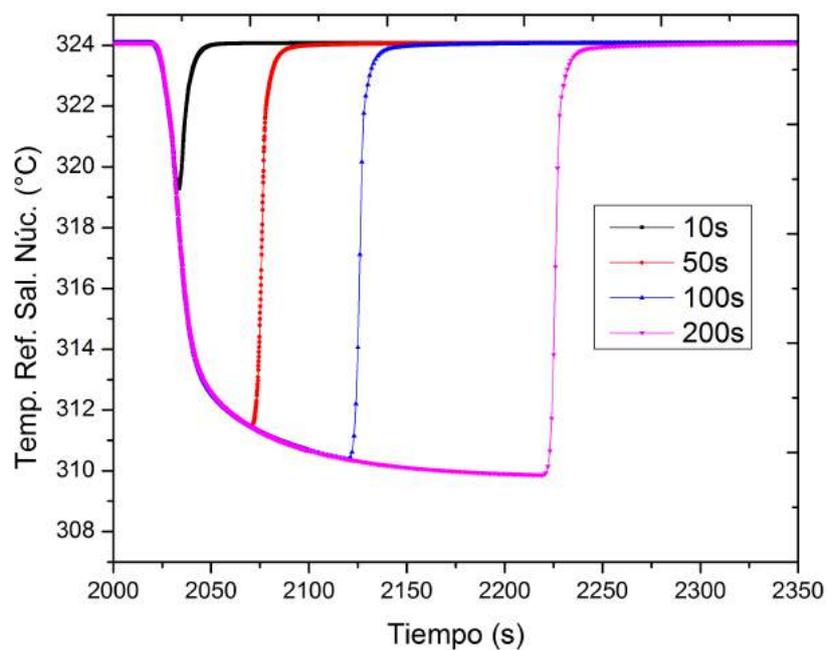


Figura 4.12: Temperatura del refrigerante a la salida del núcleo correspondiente a los pulsos de distinta duración.

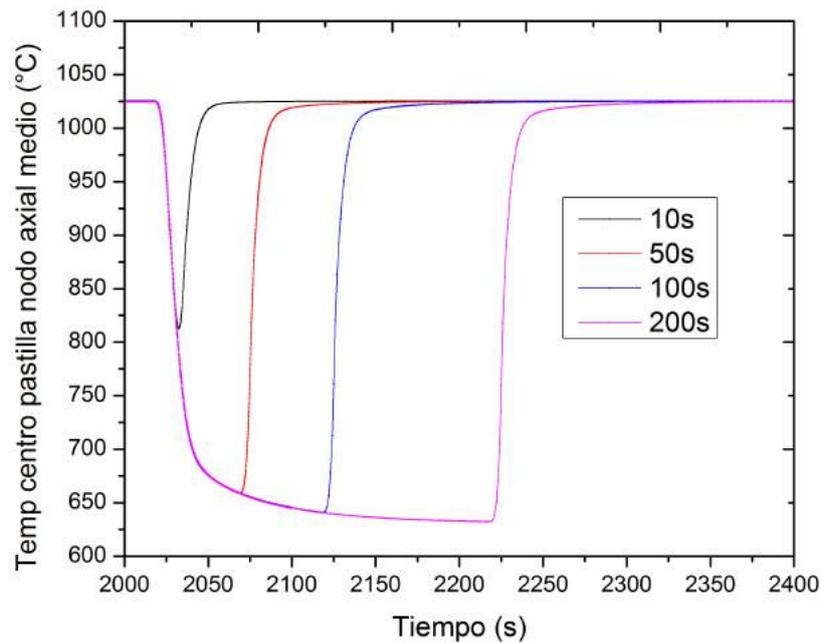


Figura 4.13: Temperatura en el centro de la pastilla en el medio del núcleo para el combustible caliente correspondiente a los pulsos de distinta duración.

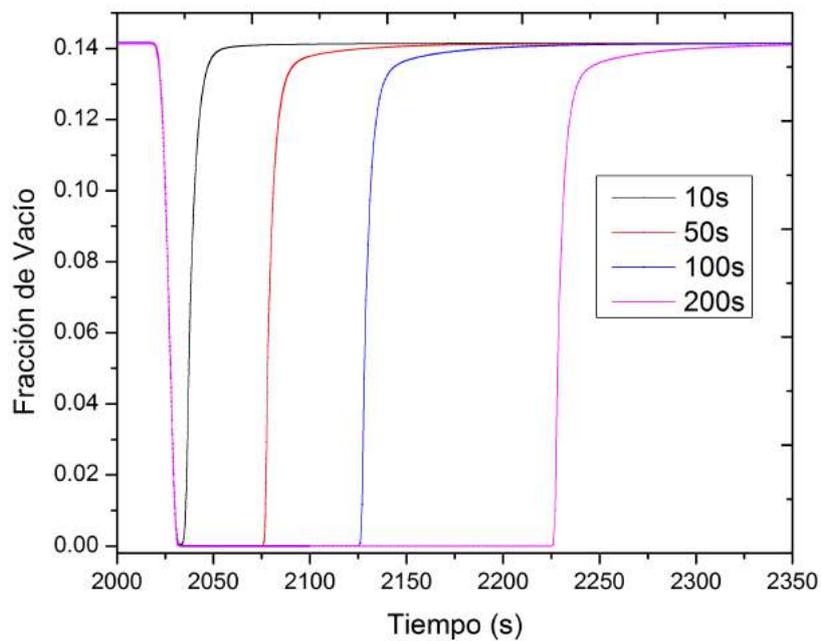


Figura 4.14: Fracción de vacío a la salida del núcleo correspondiente a los pulsos de distinta duración.

Las Figuras 4.15 y 4.16 muestran los márgenes al flujo crítico de calor, DNBR y CPR, respectivamente, para las distintas duraciones de pulso.

En la Figura 4.17 se aprecia la reactividad total durante el transitorio para las distintas duraciones del pulso.

Las curvas de potencia se solapan hasta que la perturbación desaparece. También se observa que la duración del pulso de Boro no generó sobre picos de potencia, es

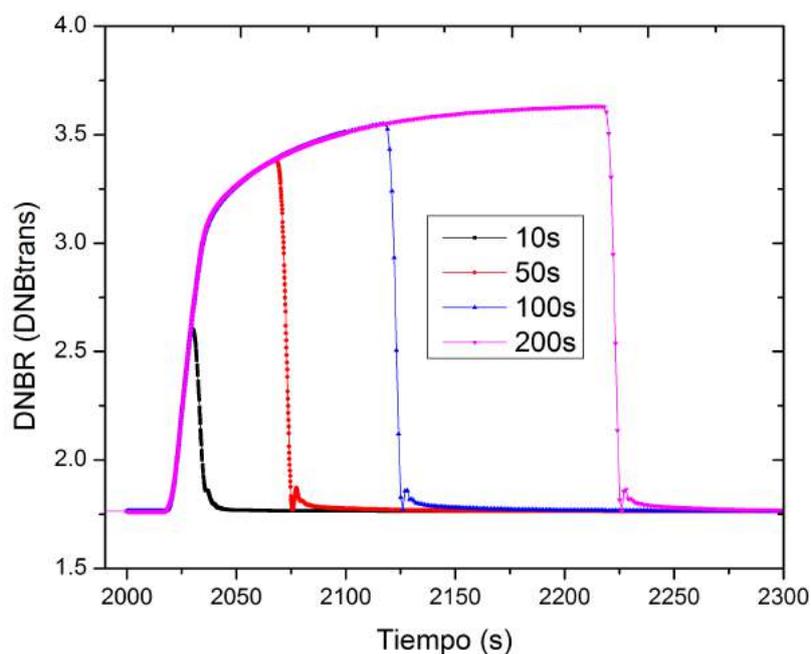


Figura 4.15: DNBR correspondiente a los pulsos de distinta duración.

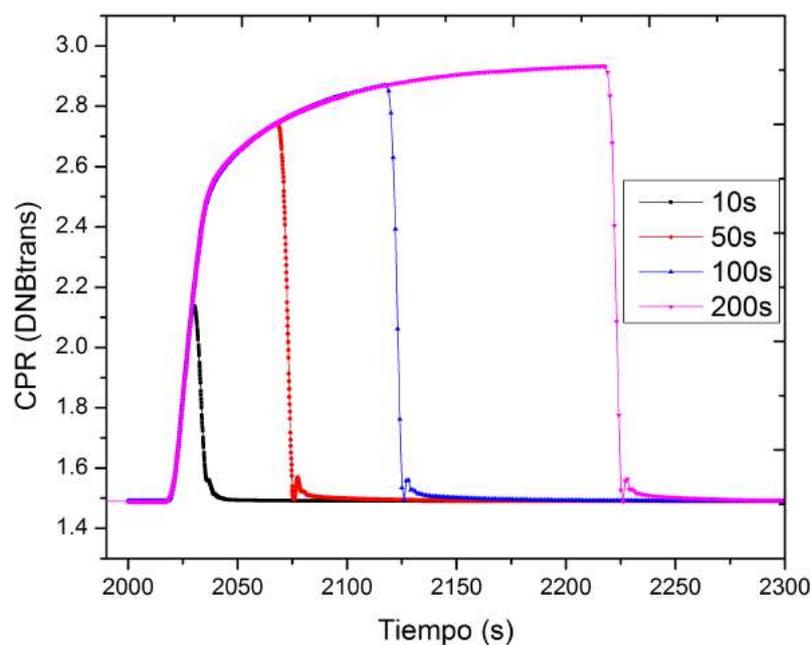


Figura 4.16: CPR correspondiente a los pulsos de distinta duración.

decir, las realimentaciones del sistema responden más suavemente a pulsos largos de amplitud moderada que a pulsos cortos de gran amplitud. Se aprecia además, que el sistema recupera el estado estacionario original de manera rápida, una vez que el pulso desaparece. Tampoco se produce flujo crítico en ningún caso.

Observando las Figuras del paramétrico realizado, se aprecia como si las evoluciones de las duraciones de los pulsos más cortos fuesen parte de la evolución del pulso más largo. De hecho, se puede apreciar en la evolución de la potencia del primario

(Figura 4.11) que a medida que los pulsos duran más tiempo, el sistema tiende a un nuevo equilibrio. Este equilibrio se da porque las realimentaciones de reactividad están compensando la reactividad introducida por la concentración de Boro disuelta en el núcleo, lo cual puede apreciarse al ver que la reactividad total (Figura 4.17) del pulso de 200s está tendiendo a cero para el momento en que el mismo se termina.

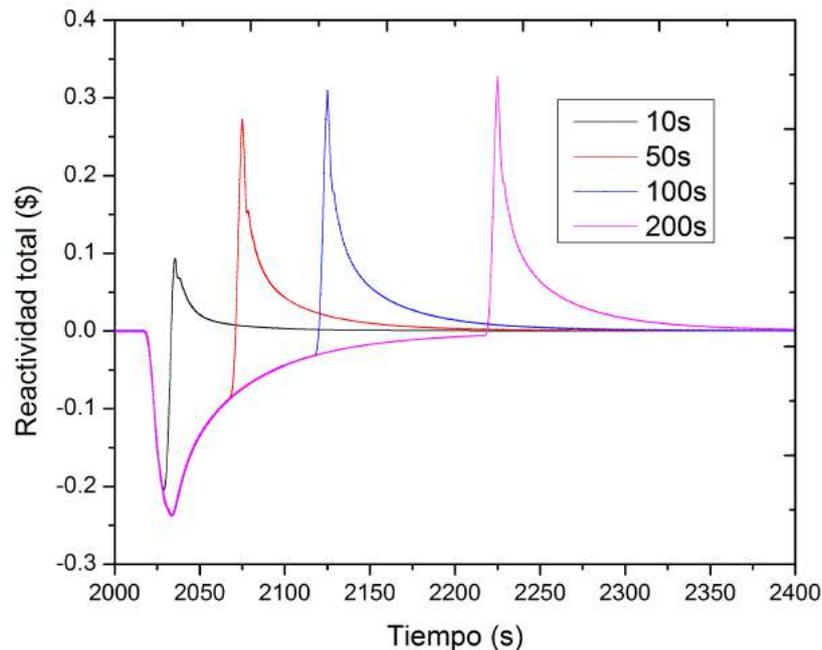


Figura 4.17: Reactividad total correspondiente a los pulsos de distinta duración.

4.4. Reducción del caudal del primario durante el transitorio

Finalmente, las últimas pruebas paramétricas que se realizaron con el núcleo aislado, para analizar las influencias de las realimentaciones de reactividad y su acople con el paso de un paquete de Boro, fueron las de realizar simulaciones en las cuales el caudal del primario cambia al momento del ingreso del paquete de Boro. De esta manera se busca ver la dinámica del núcleo para adaptarse a un nuevo estacionario. En particular se buscó variar este parámetro, porque el comportamiento intrínseco del reactor lleva a que una reducción de la potencia del núcleo (inducida por la inyección de Boro) produce una disminución relativamente rápida del caudal del primario, mientras que la gran inercia del downcomer mantiene relativamente constante (por un tiempo) a la temperatura de ingreso del refrigerante al núcleo.

El pulso de Boro ingresa a los 2000 segundos y dura 10 segundos, con una concentración másica del 5%. A su vez, también a los 2000 segundos, el caudal del primario se reduce instantáneamente, mediante la time dependent junction, de manera tal de

que se estableciera en un valor menor. Se corrieron 3 simulaciones con 50, 125 y 250 kg/s de caudal.

Los resultados para los distintos caudales se muestran en las Figuras 4.18 (potencia), 4.19 (temperatura del refrigerante a la salida del núcleo), 4.20 (temperatura en el centro de la pastilla en el medio del núcleo para el combustible caliente), 4.21 (fracción de vacío a la salida del núcleo).

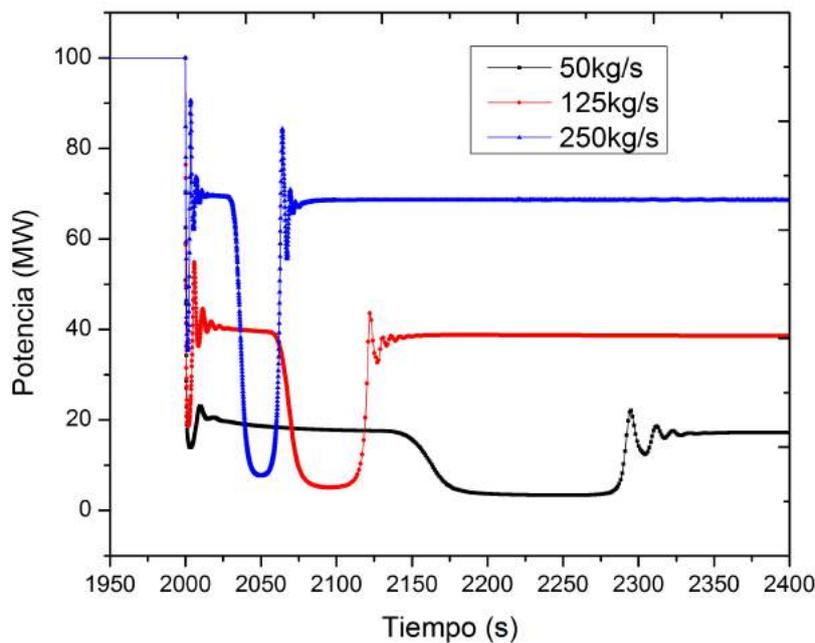


Figura 4.18: Potencia térmica correspondiente a los distintos caudales.

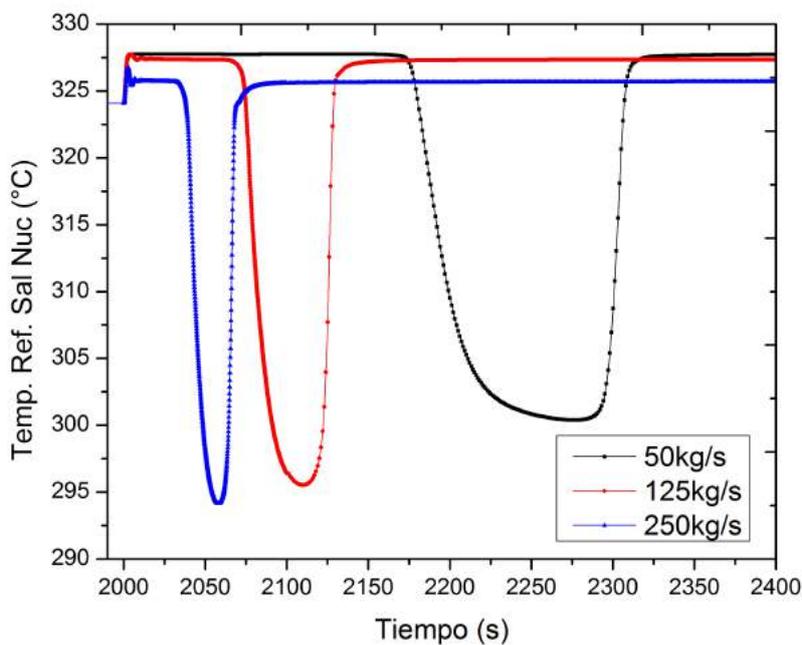


Figura 4.19: Temperatura del refrigerante a la salida del núcleo correspondiente a los pulsos distintos caudales.

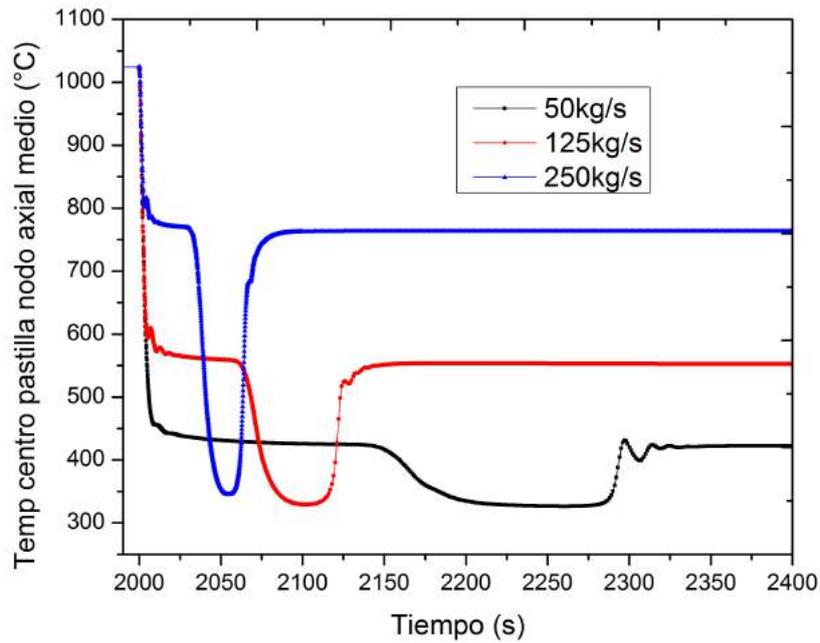


Figura 4.20: Temperatura en el centro de la pastilla en el medio del núcleo para el combustible caliente correspondiente a los distintos caudales.

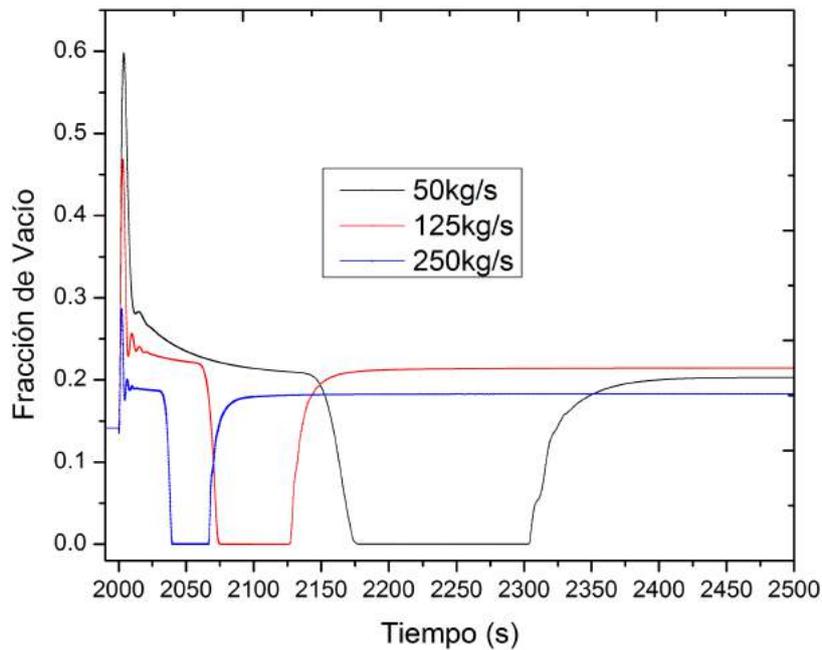


Figura 4.21: Fracción de vacío a la salida del núcleo correspondiente a los distintos caudales.

Las Figuras 4.22 y 4.23 muestran la evolución del DNBR y el CPR, respectivamente, para los distintos caudales.

Las Figuras 4.24, 4.25 y 4.26 muestran las reactividades para los caudales de 50, 125 y 250kg/s, respectivamente.

El primer fenómeno que afecta al núcleo en esta simulación es la reducción del caudal. Esto produce un incremento de la temperatura media del refrigerante y de la

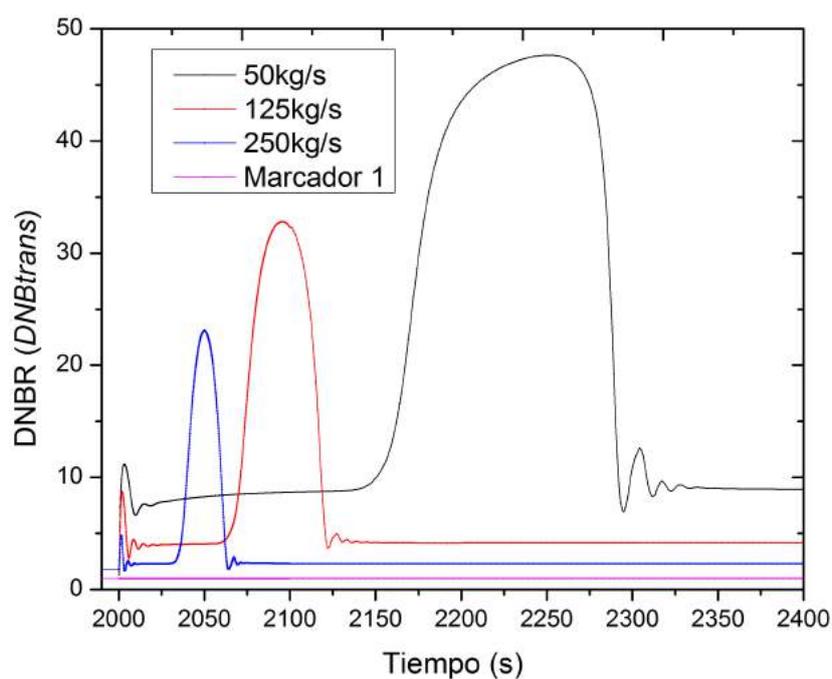


Figura 4.22: DNB calculado con *DNBtrans* para los distintos caudales.

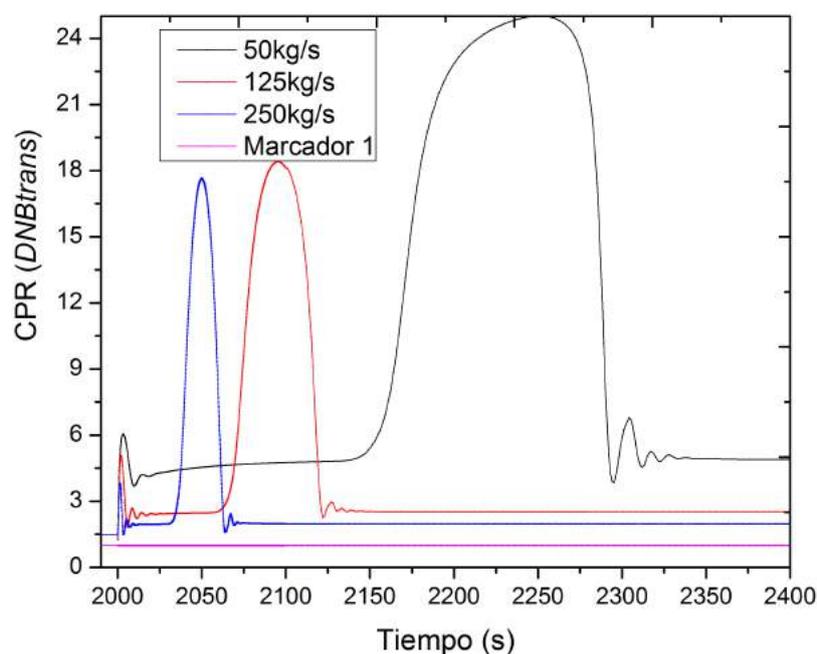


Figura 4.23: CPR calculado con *DNBtrans* para los distintos caudales.

fracción de vacío. En consecuencia, baja la reactividad por el coeficiente de densidad del moderador, disminuyendo la potencia.

Al disminuir la potencia, bajan tanto la temperatura del combustible como la fracción de vacío. Por efecto Doppler, se incrementa la reactividad. También hay aporte de reactividad positiva por parte del moderador, cuya densidad se incrementa. Debido a estas realimentaciones, la potencia deja de disminuir y se incrementa, para establecerse

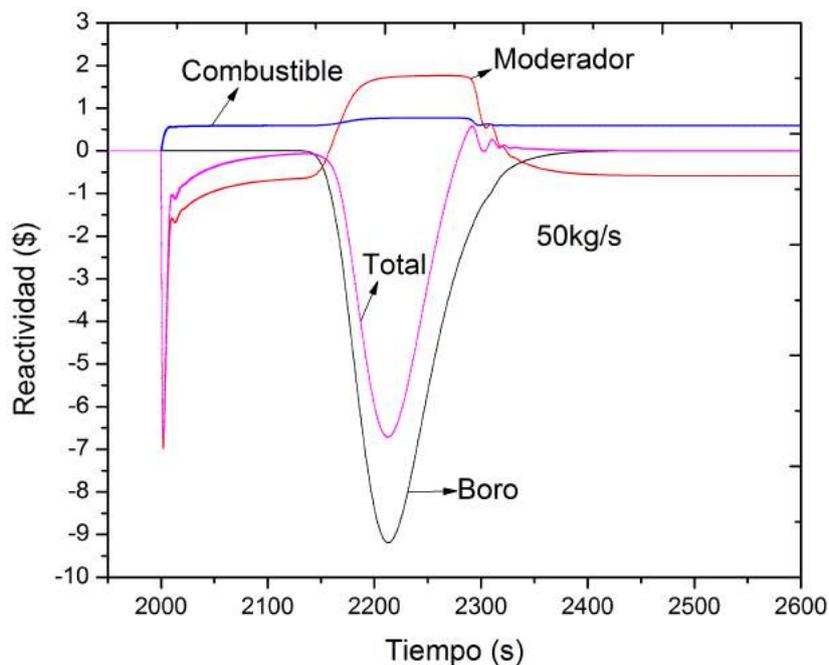


Figura 4.24: Reactividades correspondientes al caudal de 50kg/s.

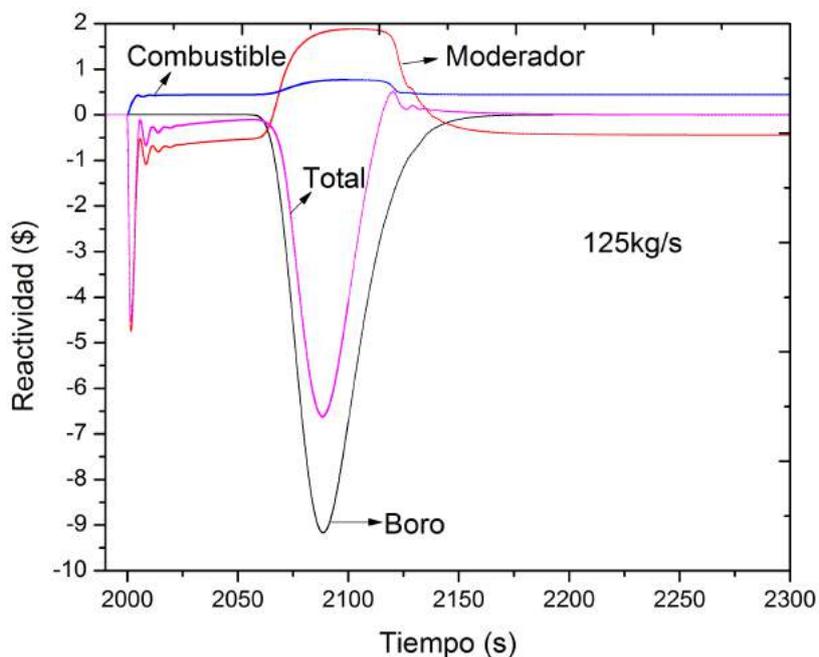


Figura 4.25: Reactividades correspondientes al caudal de 125kg/s.

en un valor aproximadamente constante (reactividad total negativa pero cercana a cero), cuya duración es diferente en cada caso. Después de este transitorio inicial que es más rápido cuanto mayor es el caudal, el paquete de Boro ingresa al núcleo, volviendo muy subcrítico el reactor y bajando considerablemente la potencia y la temperatura del combustible. Estos parámetros se establecen en un nuevo valor estacionario, diferente a sus respectivos valores iniciales.

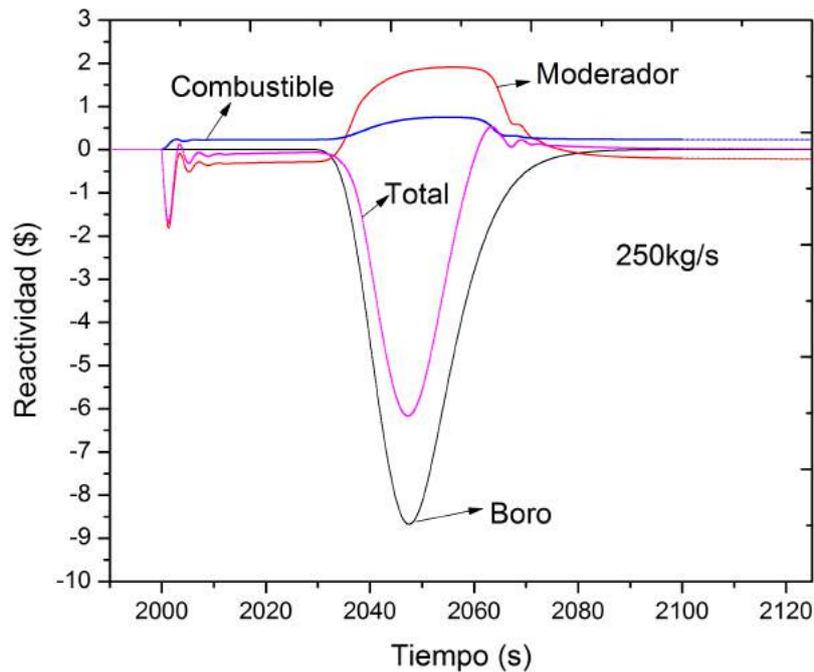


Figura 4.26: Reactividades correspondientes al caudal de 250kg/s.

Finalmente, el efecto del Boro desaparece, haciendo que la reactividad total sea positiva y produzca un aumento de potencia en los primeros instantes. Luego, la reactividad total tiende a cero debido al balance entre el coeficiente Doppler, que aporta reactividad positiva por enfriamiento de la pastilla, y el coeficiente de densidad del moderador, que aporta reactividad negativa. Esto se debe al incremento no solo en su temperatura media sino en la fracción de vacío (ambas magnitudes se establecen en un valor mayor a su nominal). Este nuevo estado más caliente del refrigerante es consecuencia de la disminución del caudal.

Más allá del incremento abrupto de la fracción de vacío en el transitorio inicial, que reduce el flujo crítico de calor, ninguno de los márgenes de DNB alcanza un valor menor a 1 en toda la simulación.

4.5. Conclusiones del capítulo

El diseño neutrónico del reactor lo hace inherentemente estable ante perturbaciones por pulsos de boro. En todos los caso se estableció un nuevo estado estacionario, en algunos casos igual al nominal y en otros diferente. En ambos casos, resultó ser un estado seguro.

El sistema es más sensible a pulsos de boro de altas concentraciones por sobre los de mayor duración. Elevadas concentraciones de Boro provocaron sobre picos de potencia que han llegado a producir flujo crítico de calor, por un breve lapso de tiempo.

Dado que los coeficientes de realimentación de reactividad son negativos, los mismos

producen una reducción de potencia ante una disminución del caudal. Aunque esto se logró forzosamente, también ocurriría en realidad, dado que el caudal de circulación natural está correlacionado con la potencia.

En definitiva, se pudo apreciar que, los coeficientes negativos de realimentación de reactividad tienen la propiedad de llevar al núcleo a un nuevo estacionario, que será función de las condiciones de contorno impuestas. Sin embargo, como pasa en el control de todo sistema dinámico, se observó que esta tendencia a estabilizar al sistema puede provocar que el mismo quiera reaccionar violentamente ante perturbaciones introducidas, llevando al núcleo transitoriamente a estados no deseables. Por esto es que resulta importante diseñar al núcleo para que los coeficientes de realimentación de reactividad sean negativos, pero dentro de un rango de valores que permitan al reactor operar dentro de las mejores condiciones desde el punto de vista de la seguridad.

Capítulo 5

Simulación del evento postulado con el modelo unidimensional del núcleo

En este Capítulo se presenta el desarrollo de la simulación del Evento Postulado de Fallas Múltiples: *station black out con falla del primer sistema de extinción y éxito del segundo*. Para ello se utilizó el modelo de RELAP correspondiente a toda la planta. La nodalización del núcleo correspondió al modelo unidimensional de un solo pipe para la refrigeración de la longitud activa.

Dadas las características del reactor, el caudal de circulación natural disminuye al bajar la potencia por la presencia del Boro, ya que la temperatura también baja y reduce la fuerza boyante. La reducción del caudal también conlleva a una reducción de la velocidad de transporte del Boro. Por lo tanto, se espera que ocurra una disminución de la concentración del mismo en alguna zona del núcleo, lo que produciría un aumento de potencia, resultando así en un sistema oscilante.

5.1. Hipótesis de Cálculo

Para la simulación del evento planteado se plantean las siguientes hipótesis:

→ No se le da crédito al primer sistema de extinción. El apagado del reactor a partir de la condición crítica deberá realizarse únicamente con el segundo sistema de extinción.

→ La inyección de Boro en el conducto a la entrada del núcleo trata de representar la fenomenología física del transporte de este veneno. Cálculos realizados con el Código CFD – Fluent por el Departamento de Termohidráulica del Centro Atómico Bariloche, mostraron que cuando el caudal del primario es menor a 50kg/s, el Boro solo se difunde, es decir, el término convectivo en la ecuación de transporte tiene poco peso. En consecuencia, el mismo se estanca en el plenum inferior y no logra ascender por el

núcleo. Para simular esto en el evento se procedió de la siguiente manera: durante la inyección del SSE, que dura 645.5 segundos, se inyecta el ácido bórico a la entrada del núcleo y del GV ambos con un caudal de 1.34kg/s. Cada vez que el caudal del primario se reduce por debajo de los 50kg/s, se corta la inyección en el núcleo y se incrementa el caudal de inyección a los GV a 2.68kg/s. De esta manera se conserva la masa total de Boro inyectada.

5.2. Desarrollo y resultados

En esta sección se realiza una descripción del evento y se muestra la dinámica del reactor con actuación de los sistemas de seguridad.

Desde $t = 0$ segundos hasta $t = 100$ segundos, el reactor se encontraba en operación nominal. A partir de allí ocurrió el station black out, se pararon las bombas del secundario, y en consecuencia, la potencia que remueven los generadores de vapor cayó abruptamente. De todas las señales que demandan el PSE la primera que se activó en esta simulación fue la de bajo caudal del secundario. Por el criterio de falla simple¹, esta señal de disparo se ignoró y se obedeció a la siguiente. La misma resultó ser alta presión en el circuito secundario (presión mayor a 5.6 MPa). Esta señal se activó a los 102.71 segundos y demandó al PSE 1 segundo después (se considera por retraso de la instrumentación). Como por hipótesis se simuló la falla del PSE, se esperaron 3 segundos más (lapso de tiempo en el que deberían haber caído las barras) y luego se dio aviso a la apertura de la válvula del SSE (ambas redundancias). Dicha válvula se abrió a los 111.71 segundos. El Boro ingresó por el conducto que lo deposita directamente a la entrada del núcleo a los 125 segundos. El tiempo que transcurre entre la apertura de la válvula del tanque del SSE y la llegada del Boro al núcleo son aproximadamente 14 segundos. La Figura 5.1 muestra una línea de tiempo con los eventos y alarmas de los primeros segundos.

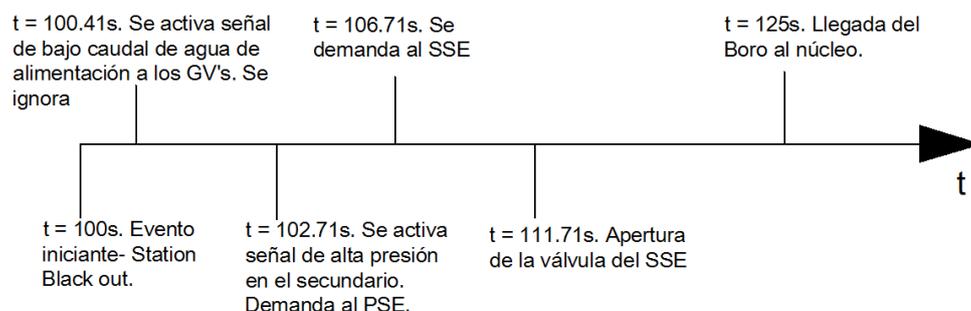


Figura 5.1: Línea de tiempo que muestra la activación de las señales de disparo y el ingreso de algunos de los sistemas de seguridad durante el inicio del evento.

¹En la disciplina de la seguridad, el criterio de falla simple implica que la falla de un sistema de proceso no debe llevar al sistema a una situación de daño grave.

Las Figuras 5.2 y 5.3 muestran la potencia térmica, la potencia removida por los generadores de vapor (GV), la removida por el SECR y la potencia de decaimiento a corto y largo plazo, respectivamente.

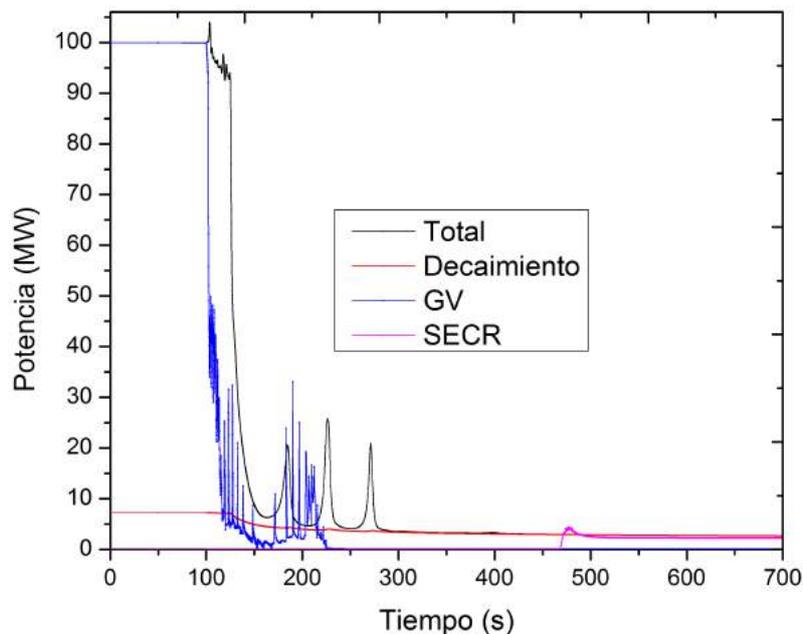


Figura 5.2: Potencia nuclear (total), potencia removida por los GV, potencia removida por el SECR y potencia de decaimiento como función del tiempo, a corto plazo.

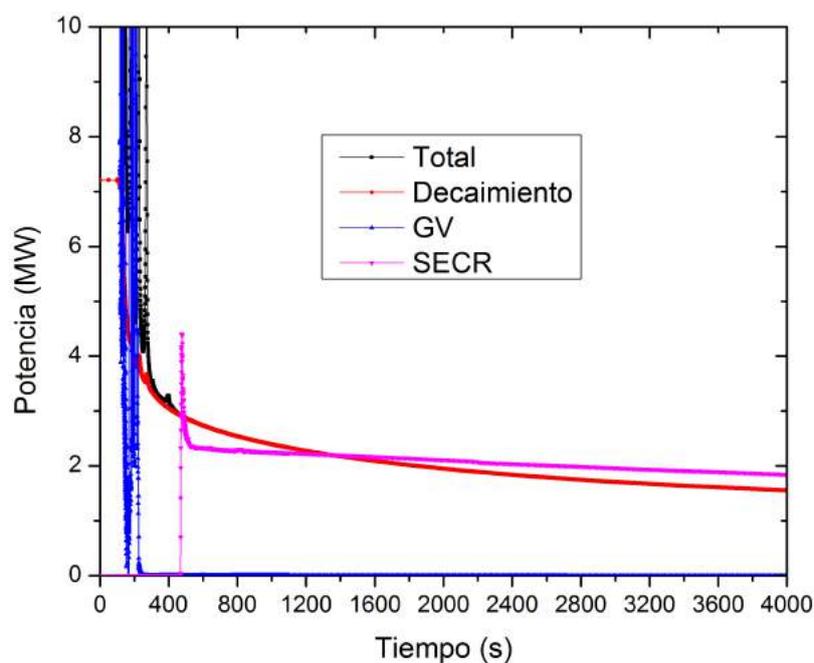


Figura 5.3: Potencia nuclear (total), potencia removida por los GV, potencia removida por el SECR y potencia de decaimiento como función del tiempo, a largo plazo.

El SECR se demandó por un incremento del nivel colapsado medido desde la base de las ventanas que conducen a los generadores de vapor. El nivel nominal son 1.23

mts y este sistema se disparó cuando se alcanzaron los 1.74 mts. Esto ocurrió a los 467 segundos. El caudal del SECR, para ambas ramas de una redundancia, se muestra en la Figura 5.4.

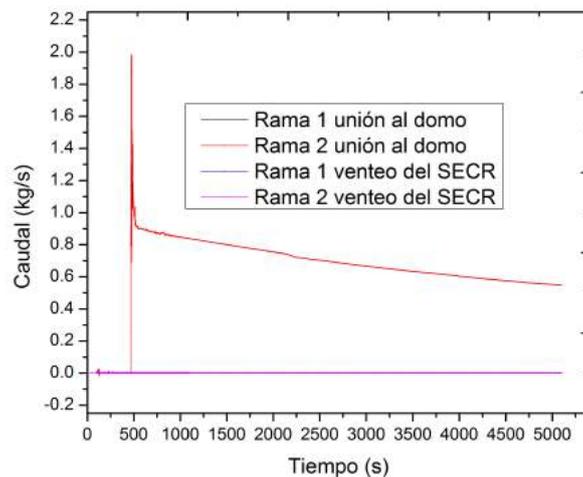


Figura 5.4: Caudal en cada rama del SECR en función del tiempo.

Este incremento de nivel se debió principalmente a la disminución de la densidad del refrigerante en la zona del downcomer y del plenum inferior. Dicha región, en condición nominal, recibe agua subenfriada que sale de los generadores de vapor. Dado que se dejó de extraer potencia por los mismos, apareció un frente caliente que hizo que el fluido se expandiese. A partir de los 500 segundos la potencia removida por el SECR se igualó a la potencia de decaimiento.

Hasta que el Boro logró apagar completamente el reactor, la potencia térmica del núcleo se halló fuertemente influenciada por los coeficientes de reactividad. La Figura 5.5 muestra un detalle de la potencia térmica y la removida por los GV durante los primeros segundos.

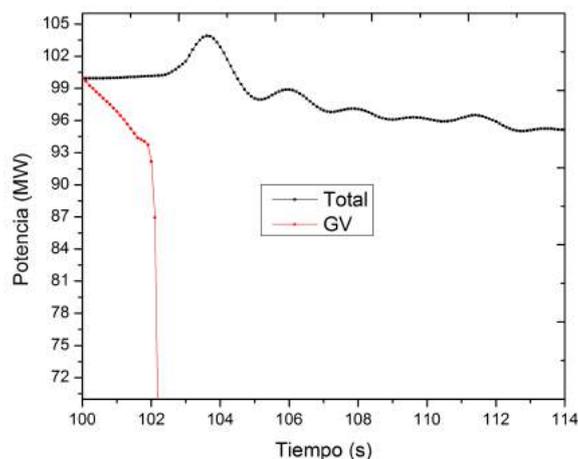


Figura 5.5: Detalle de la potencia del núcleo y la removida por los generadores de vapor durante los primeros instantes del evento.

Puede apreciarse que inmediatamente luego de que la potencia removida por los generadores de vapor comenzó a disminuir, la potencia del núcleo creció hasta un máximo de 103.9MW. Este incremento inicial se debió a una contribución de reactividad positiva por parte de la densidad del moderador, como puede observarse en la Figura 5.6.

Dado que en este reactor integrado el coeficiente de reactividad por densidad del moderador es positivo, un incremento de densidad del moderador conduce a un incremento en la reactividad. Esto se produjo por la disminución de la fracción de vacío en los primeros segundos. La evolución de la fracción de vacío en distintas zonas del circuito primario puede apreciarse en la Figura 5.7.

Este efecto es muy rápido y se debe a un incremento en la presión.

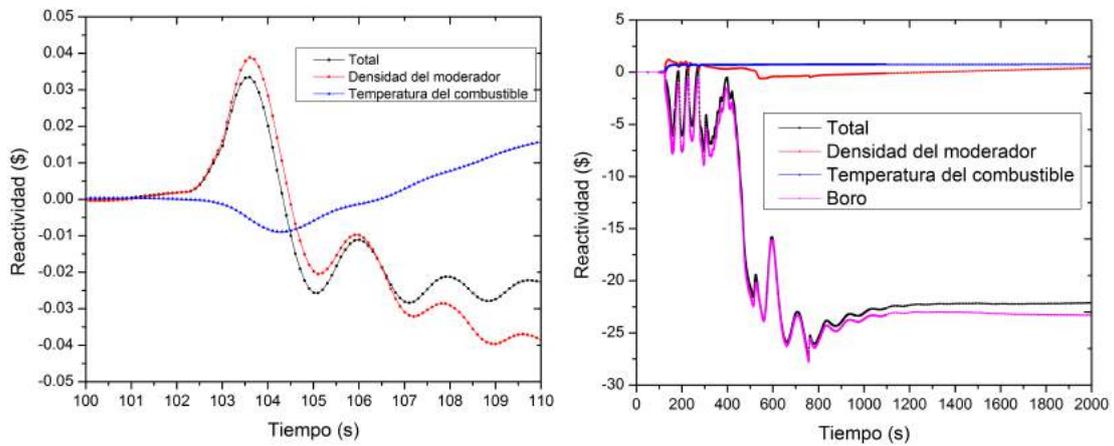


Figura 5.6: Reactividades durante el inicio del evento (izquierda) y a largo plazo (derecha).

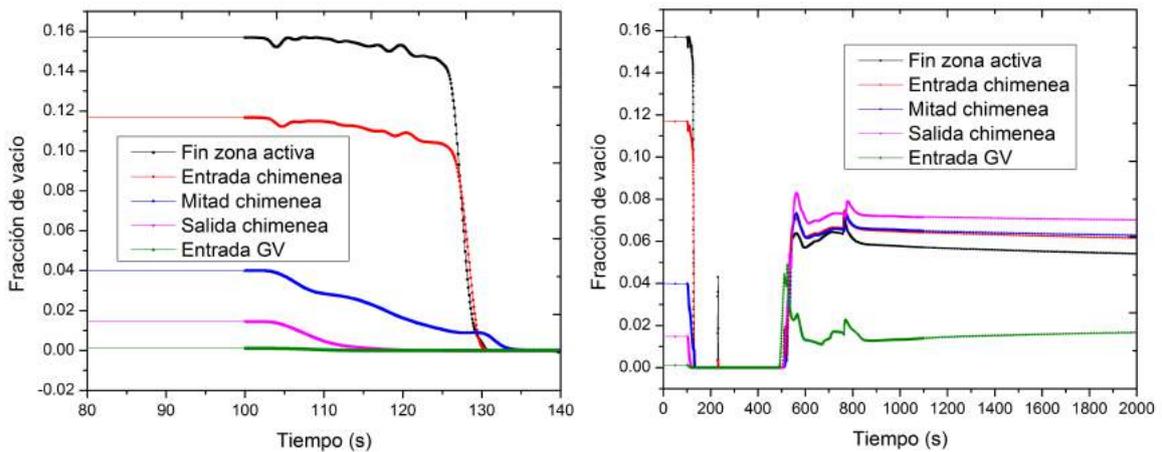


Figura 5.7: Fracción de vacío en distintas ramas del circuito primario en función del tiempo a corto plazo (izquierda) y a largo plazo (derecha).

Dicho aumento inicial de presión se aprecia en la Figura 5.8.

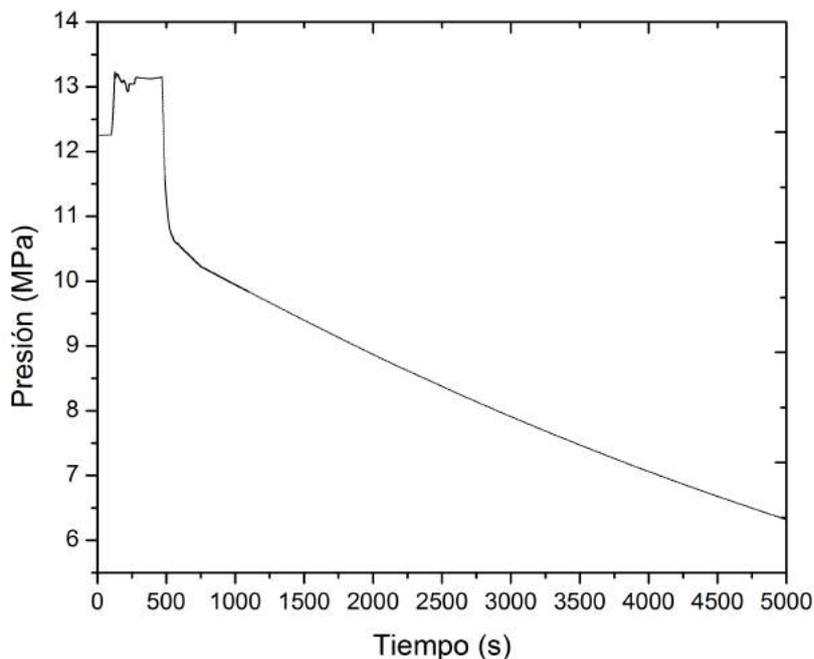


Figura 5.8: Presión en el domo de vapor en función del tiempo.

En este reactor, la variación de la presión es proporcional a la potencia generada en el núcleo \dot{Q}_{nuc} menos la potencia removida por los generadores de vapor, \dot{Q}_{GV} :

$$\frac{\partial p}{\partial t} \propto \dot{Q}_{nuc} - \dot{Q}_{GV},$$

ya que la potencia removida por el GV se perdió y la potencia de núcleo no, la presión aumentó. Este aporte de energía en el fluido primario produjo un incremento del nivel de mezcla medido desde la base del núcleo. La evolución del mismo se muestra en la Figura 5.9

La potencia extraída por los generadores de vapor disminuyó como consecuencia de la pérdida de inventario líquido del lado secundario y de la generación de vapor (que posee peor coeficiente de transferencia de calor que el líquido). Esto puede observarse en la Figura 5.10, en donde la masa de líquido en el secundario desapareció y la fracción de vacío se tornó 1.

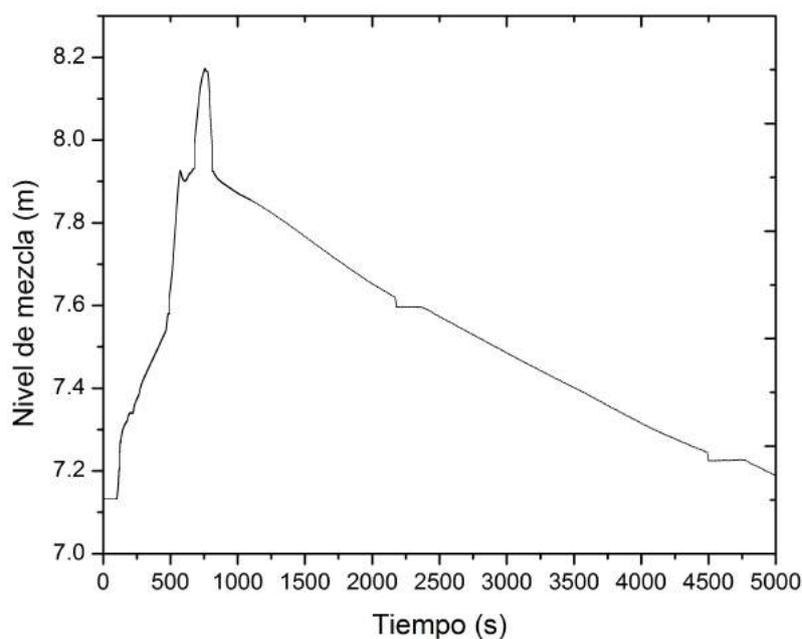


Figura 5.9: Evolución del Nivel de mezcla del primario medido respecto de la base del núcleo.

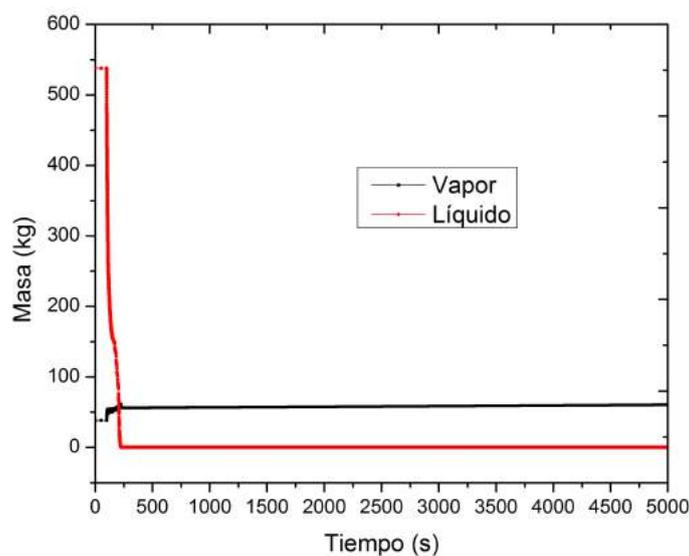


Figura 5.10: Masa del fluido en el lado secundario del generador de vapor.

Las temperaturas de la vaina y del combustible nunca superaron sus correspondientes puntos de fusión, los cuales son 1850°C para el Zircaloy 4 y 2867°C para el UO_2 , más aún, su tendencia fue la de decrecer con el tiempo. Esto se observa en las Figuras 5.11, donde se graficó la temperatura de pared de vaina y del centro de la pastilla para los combustibles promedio y caliente en el nodo 7 (posición axial media de la longitud activa), que resultó ser el de mayor temperatura en todos los casos.

La Figura 5.12 muestra la temperatura del refrigerante en distintos puntos del circuito primario. El primer efecto apreciado es el incremento de la temperatura a

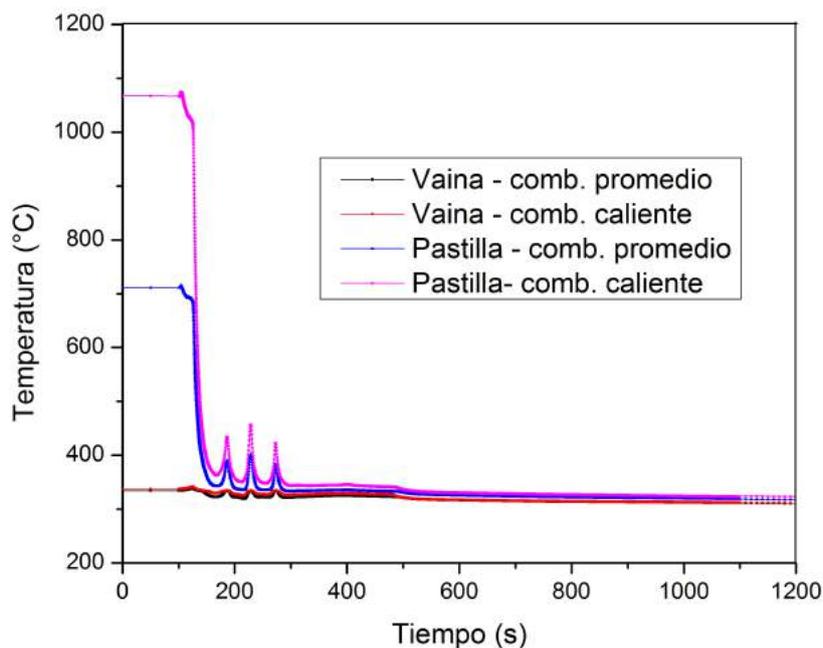


Figura 5.11: Temperaturas de pared de vaina y del centro de la pastilla para los combustibles promedio y caliente del nodo axial 7, en función del tiempo.

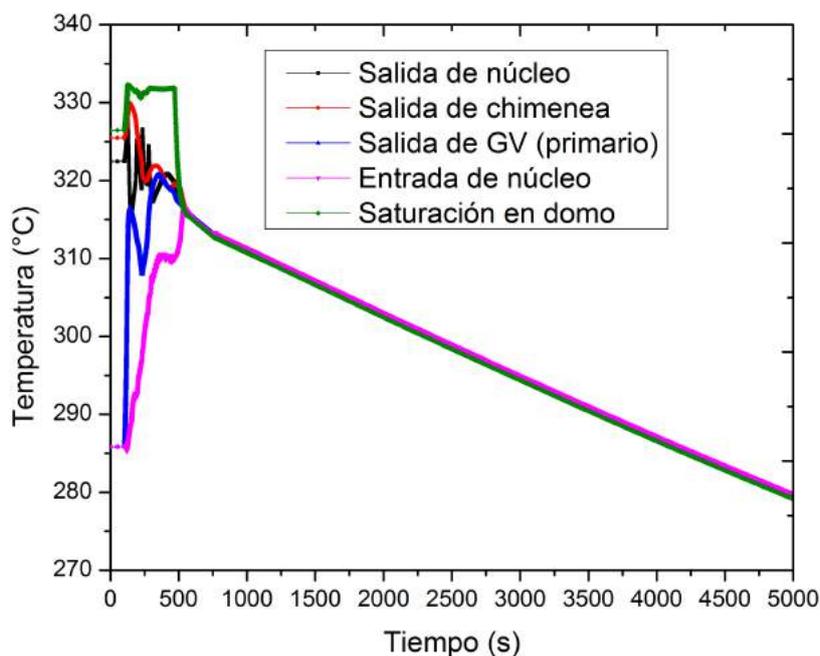


Figura 5.12: Temperatura del refrigerante en distintos puntos del refrigerante primario como función del tiempo.

la salida del lado primario del generador de vapor, como consecuencia de la pérdida de caudal en el lado secundario. Luego se presentan algunas oscilaciones, producto de las variaciones de potencia y caudal obtenidas. Finalmente, el fluido evolucionó uniformemente a temperatura de saturación. Esto se debió al ingreso del SECR, el cual descomprimió rápidamente el refrigerante primario.

La evolución del caudal en distintas zonas del primario se aprecia en la Figura 5.13. Esta evolución confirma la suposición realizada respecto de las oscilaciones. Un análisis

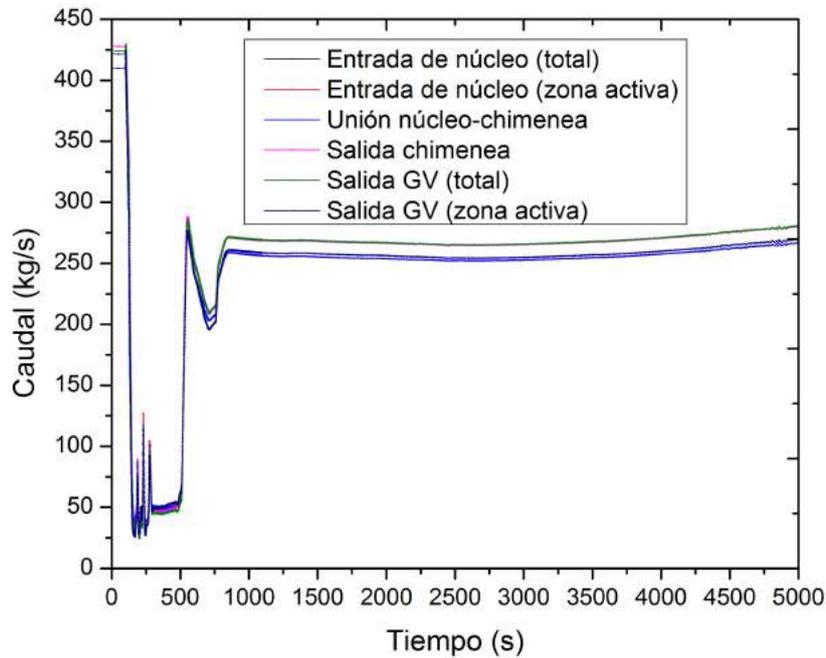


Figura 5.13: Caudal del primario en distintas zonas como función del tiempo.

más detallado de las mismas se discutirá en la Sección 5.3.

Por último, la Figura 5.14 muestra los márgenes al flujo crítico de calor, DNBR y CPR, hallados con el programa *DNBtrans*. Estos márgenes se mantuvieron mayores a los valores límites impuestos de 1.25 para el DNBR y de 1.13 para el CPR.

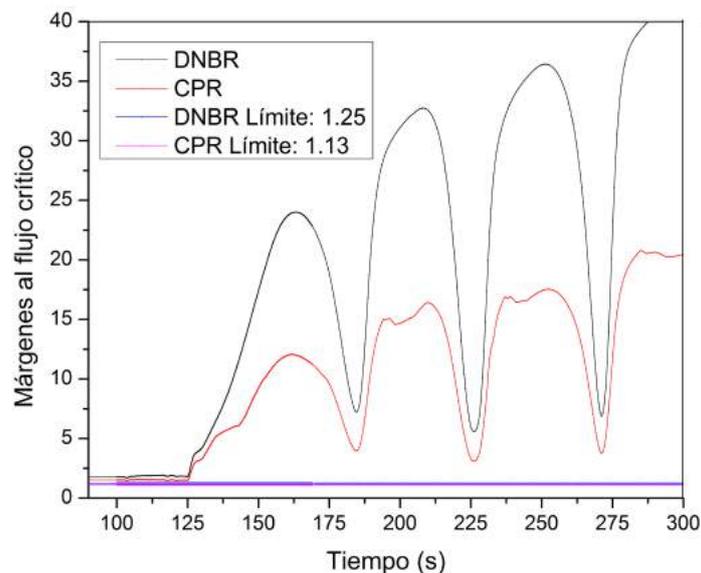


Figura 5.14: Márgenes al flujo crítico de calor hallados con *DNBtrans* correspondientes al evento postulado con el modelo unidimensional del núcleo. Luego de los 300 s, estos márgenes fueron siempre crecientes.

5.3. Análisis del comportamiento oscilatorio

La Figura 5.15 muestra la concentración del Boro en el núcleo para distintas posiciones axiales. A partir de la llegada del Boro al núcleo a los 125 segundos se observó que su concentración presentó un comportamiento oscilatorio. Se establecieron una sucesión de máximos y mínimos hasta que se estableció un estado estacionario sub-crítico. Existen dos etapas en la variación de la concentración. La primera se debió a la introducción directa al núcleo. La segunda etapa se correspondió con la llegada del Boro que se inyectó a la entrada de los generadores de vapor, luego de 400 segundos aproximadamente. El comienzo de esta segunda etapa puede visualizarse fácilmente en la evolución de la concentración de Boro (ver Figura 5.15), porque se corresponde con el incremento abrupto de la concentración promedio que ocurre aproximadamente a las 0.15horas.

Las oscilaciones de caudal, concentración de Boro y potencia, entre otras, en los primeros instantes del transitorio, fueron acentuadas como consecuencia de la lógica de inyección en el núcleo, la cual se torna nula para caudales menores de 50kg/s.

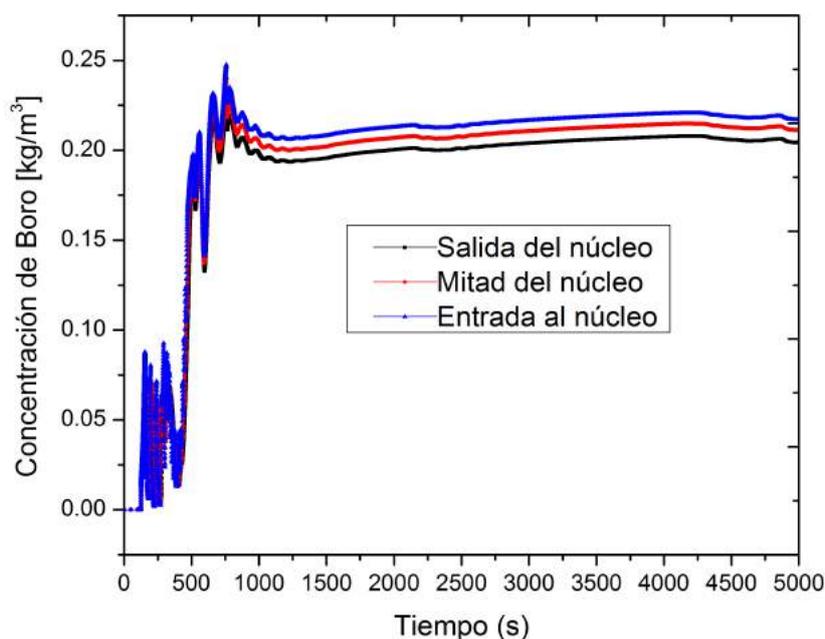


Figura 5.15: Concentración de Boro en distintas posiciones del núcleo en función del tiempo.

La primera etapa de oscilación se estableció hasta los 424 segundos aproximadamente, a partir de allí la concentración aumentó sostenidamente, debido a la llegada del Boro inyectado en la zona de los generadores de vapor. Por lo tanto, desde la introducción de Boro, la potencia nuclear del reactor disminuyó, aunque demoró en establecerse la potencia de decaimiento. Esto es debido a que al principio la cantidad y la forma de inyectar el Boro no fue suficiente para compensar la reactividad introducida por las realimentaciones. En consecuencia, el flujo neutrónico aún fue sensible a las variaciones

de reactividad. Puede apreciarse un comportamiento también oscilatorio en la potencia, la cual cae abruptamente a los 125 segundos, y en la reactividad (esto último se entiende si consideramos a la reactividad introducida por el Boro como proporcional a su concentración). Un comportamiento análogo ocurrió con el caudal, y con la temperatura, aunque ésta acaba decreciendo. La Figura 5.16 muestra simultáneamente el caudal del primario, la potencia térmica, la concentración de boro y la temperatura del refrigerante, éstas últimas correspondientes al nodo axial medio del núcleo.

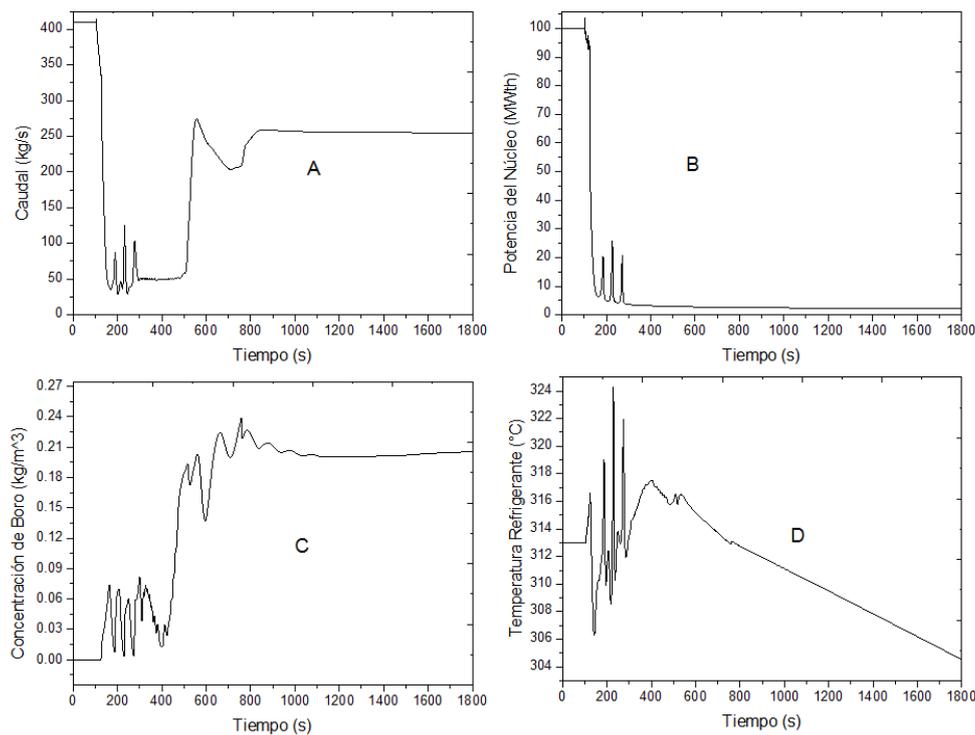


Figura 5.16: A: Caudal del primario; B: Potencia térmica; C: Concentración del Boro en el centro del núcleo, D: Temperatura del refrigerante en el centro del núcleo.

A partir de los 300 segundos la potencia del núcleo pasó a ser la de decaimiento, por lo que el reactor estuvo neutrónicamente apagado desde dicho instante, cumpliendo el SSE con su objetivo. No obstante, es interesante analizar las variaciones que se presentaron.

En la Figura 5.17 muestra simultáneamente el caudal y la concentración de Boro. Se observa que cuando la concentración de Boro aumentó, el caudal bajó y viceversa. En el transitorio de la primera etapa esto puede explicarse como sigue: al subir la concentración del veneno, se introduce más reactividad negativa. Esto provoca una disminución de la potencia del núcleo y de la temperatura del refrigerante. Por lo tanto, la diferencia de temperatura entre la rama fría y caliente también se reduce, bajando la fuerza boyante y el caudal. Esta dinámica se encuentra forzada por la lógica de inyección explicada en la Sección 5.1.

Durante la segunda etapa, la reactividad decreció a valores muy subcríticos (debido

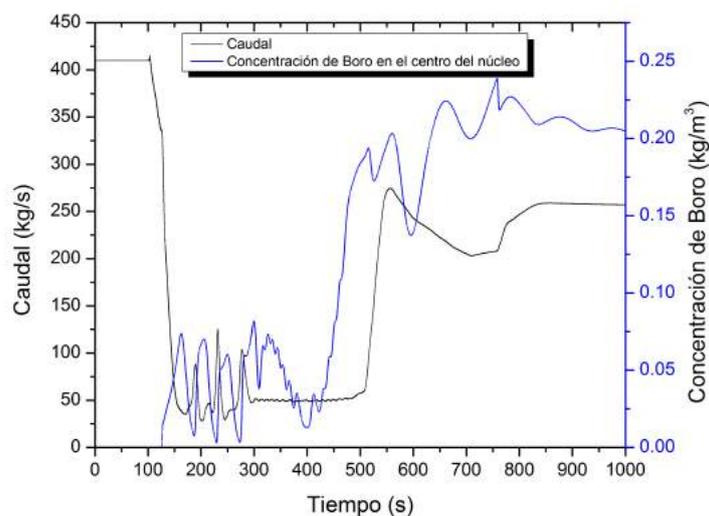


Figura 5.17: Caudal total del primario y concentración de Boro en el centro del núcleo.

a la llegada del Boro introducido en los generadores de vapor) por lo que ya no se observaron variaciones en la potencia (la misma pasa a ser la decaimiento y no hay influencia de los diferentes coeficientes de reactividad). No obstante, se presentaron algunas oscilaciones en la concentración de Boro y en la reactividad. También ocurrieron nuevas oscilaciones con el caudal, aunque de menor frecuencia. Finalmente, a partir de los 900 segundos (15 minutos), se llega a una situación de equilibrio con el reactor plenamente subcrítico.

5.4. Detención de la inyección luego del primer pico.

La fenomenología de inyección condicionada del SSE sobre núcleo resulta especialmente importante hasta antes que ingrese el Boro que se inyectó desde el GV, donde la inyección en el núcleo es pulsada. Esto se manifiesta en los picos de potencia. Cuando se corta la introducción por bajo caudal, sube la reactividad. Por lo tanto, crece el caudal hasta que vuelve a reestablecerse la pluma ascendente de Boro en el núcleo.

Es de interés conocer a cuánto asciende la potencia luego del primer corte de inyección sobre el núcleo. Esto se debe a que si llegase a estancarse en Boro que ingresa directamente al núcleo, se requeriría evitar una excursión insegura de la potencia antes que el Boro que ingresa por los generadores de vapor logre tornar subcrítico el reactor. Para esto se configuró la lógica de inyección para que la primera vez que el caudal del primario fue menor a 50kg/s, toda la inyección del veneno se haga solamente por el GV y se deje de inyectar por el núcleo durante todo el tiempo que dure el ingreso del Boro.

Las Figuras 5.18, 5.19 y 5.20 muestran simultáneamente la evolución de la potencia

del núcleo, el caudal del primario y la concentración del Boro a corto plazo, respectivamente, para el evento original y para el evento con corte total de inyección en el núcleo.

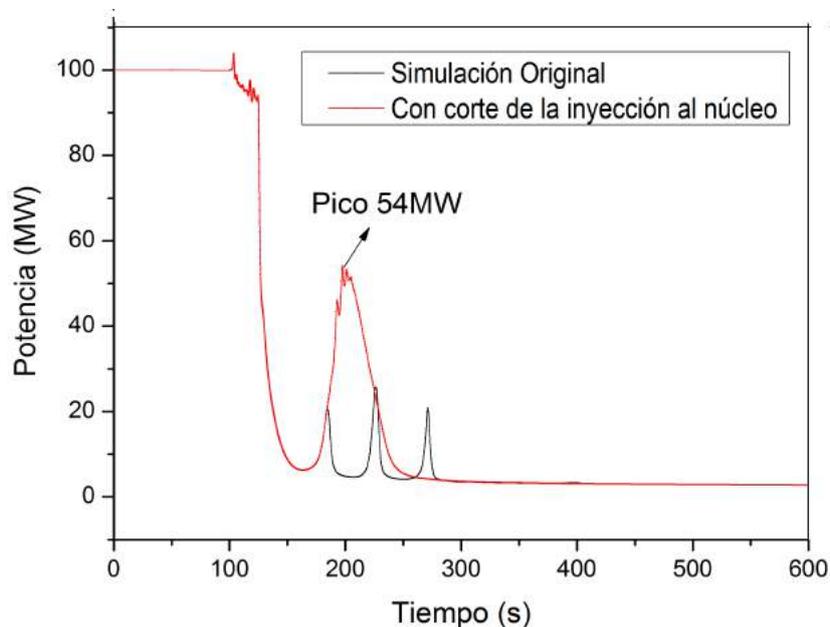


Figura 5.18: Evolución de la potencia para la simulación original del evento y para la simulación en la que se detuvo la inyección directa sobre el núcleo.

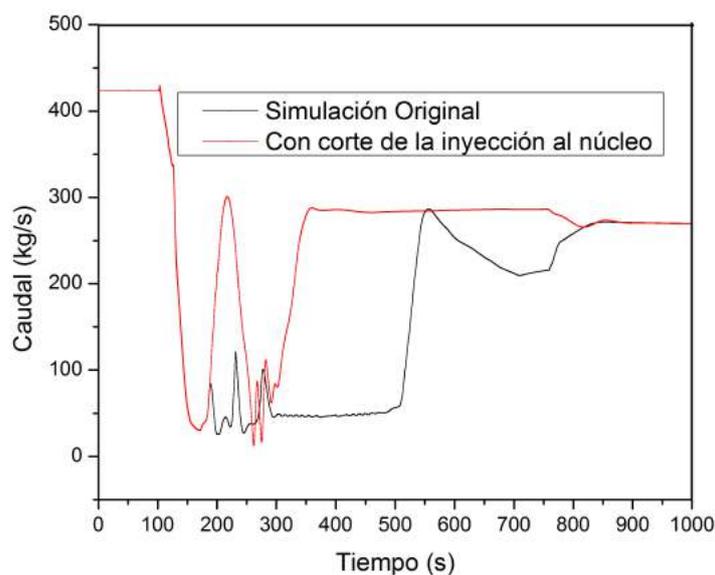


Figura 5.19: Evolución del caudal del primario para la simulación original del evento y para la simulación en la que se detuvo la inyección directa sobre el núcleo.

En las evoluciones de la potencia del primario, se puede apreciar la diferencia que aparece debido al cambio de la lógica de inyección directa del Boro al núcleo. Las evoluciones comienzan a separarse en el primer pico de potencia que aparece luego de la recriticidad del reactor (luego de los 150s). Se observa que al no permitir la

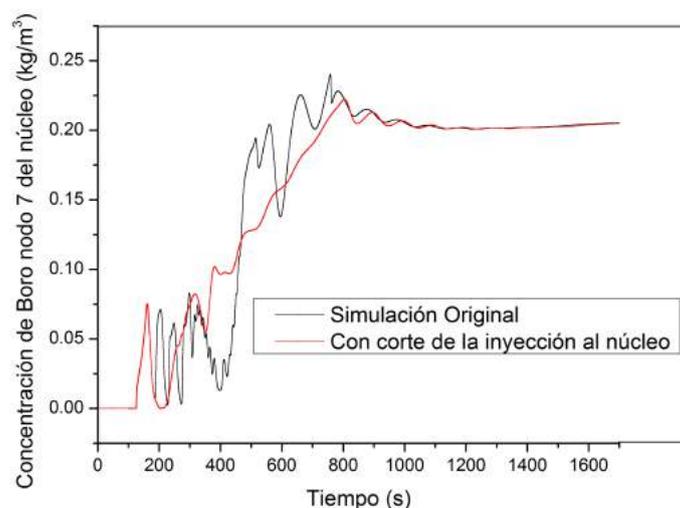


Figura 5.20: Evolución de la concentración de Boro en el nodo 7 del núcleo para la simulación original del evento y para la simulación en la que se detuvo la inyección directa sobre el núcleo.

reinyección directa del Boro al núcleo, entonces la potencia aumenta hasta 54MW, en vez de limitarse a los 20MW de la simulación original. Sin embargo, se aprecia que la potencia de todas maneras está limitada, lo cual se debe a las realimentaciones de reactividad. A su vez, la llegada del frente de Boro desde los GV también contribuyen a limitar la potencia y extinguir al reactor.

La Figura 5.21 muestra el DNBR y el CPR mínimos para el evento con corte de inyección en el núcleo. Si bien no se logra alcanzar el flujo crítico, estos márgenes disminuyen fuertemente cuando se produce el pico de 54MW. Dados los resultados, el

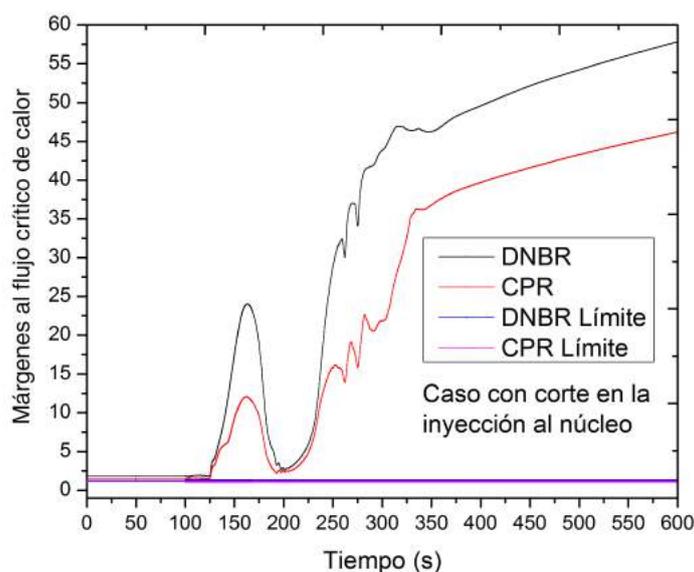


Figura 5.21: Márgenes al flujo crítico de calor para la simulación en la que se detuvo la inyección directa sobre el núcleo.

reactor se llevaría a un estado subcrítico seguro a pesar del corte del transporte de Boro inyectado directamente sobre el núcleo.

5.5. Simulación del evento postulado con variaciones paramétricas.

Es de interés conocer los motivos que llevan al reactor a experimentar las excursiones de potencia mostradas en las Secciones anteriores, debido a que las mismas pueden generar inconvenientes desde el punto de vista de la seguridad de la planta. Por lo tanto, es deseable que las mismas no se presenten o que sean lo menor posible.

Por este motivo, se ha simulado el evento postulado cambiando algunos parámetros que han sido relevantes en la evolución de la potencia durante los primeros instantes del transitorio. Dado que se observó que resultan relevantes las realimentaciones de reactividad y la sensibilidad del sistema debido a la fracción de vacío es que se han efectuado modificaciones en:

- *El área de transferencia térmica de los combustibles:* a la misma potencia e igual radio de vaina, una mayor área de transferencia térmica se consigue incrementando la longitud equivalente del combustible. En consecuencia, el flujo de calor se reduce. La ebullición subenfriada depende de este último, por lo que será menor la fracción de vacío presente.
- *Los coeficientes de reactividad:* son los responsable de las variaciones de potencia mientras el reactor no se encuentre lo suficientemente subcrítico. Si bien se recomienda que los mismos sean negativos en el sentido de que baja la reactividad si aumenta la potencia, coeficientes muy negativos pueden generar situaciones inseguras en situaciones tales como reducción de temperatura. En consecuencia, reducir el valor absoluto de dichos coeficientes permitiría, a priori, reducir las variaciones de potencia.

5.5.1. Incremento del área de transferencia térmica de los combustibles

La longitud equivalente de los elementos combustibles promedio y caliente se incrementó 50 veces respecto de su valor de original para aumentar el área de transferencia de los mismos ². Con esto se generaron los resultados para un nuevo estado estacionario. El mismo fue utilizado para simular nuevamente el evento. El cambio más notorio conseguido fue la reducción de la fracción de vacío. Su máximo valor original para el estado estacionario era de 0.16. Al incrementar la altura equivalente de los combustibles, este valor pasó a ser 0.05, es decir, se redujo un 69%. Esta reducción se debió princi-

²Cabe aclarar que este fue el único cambio que se realizó, por lo tanto, también se incrementó la masa de los combustibles, aumentando también su inercia térmica.

palmente, como se mencionó anteriormente, a la reducción de la generación de vacío subenfriado, ya que se disminuyó el flujo de calor al aumentar el área de transferencia.

La reducción de la fracción de vacío implica una reducción de la densidad promedio del fluido, ρ_m , la cual se define mediante:

$$\rho_m = (1 - \alpha_g)\rho_f + \alpha_g\rho_g, \quad (5.1)$$

siendo ρ_f y ρ_g la densidad del líquido y del vapor, respectivamente, y α_g es la fracción de vacío.

Por lo tanto, es de esperar que la fuerza boyante disminuya. Esto se ve en el caudal del primario, el cual se reduce desde su valor nominal para el modelo unidimensional de 424kg/s a 392.4 kg/s, con el incremento en la altura equivalente del combustible. La presión del sistema se mantiene en 12.25MPa. La reducción del caudal a potencia nominal también incrementa la temperatura media del refrigerante. Al final de la longitud activa se obtuvo 599.6K contra 595.3K (original).

En el transitorio se observa que la potencia no presenta el mismo comportamiento oscilatorio que en caso original, aunque sí presenta el pico inicial, Figura 5.22. El

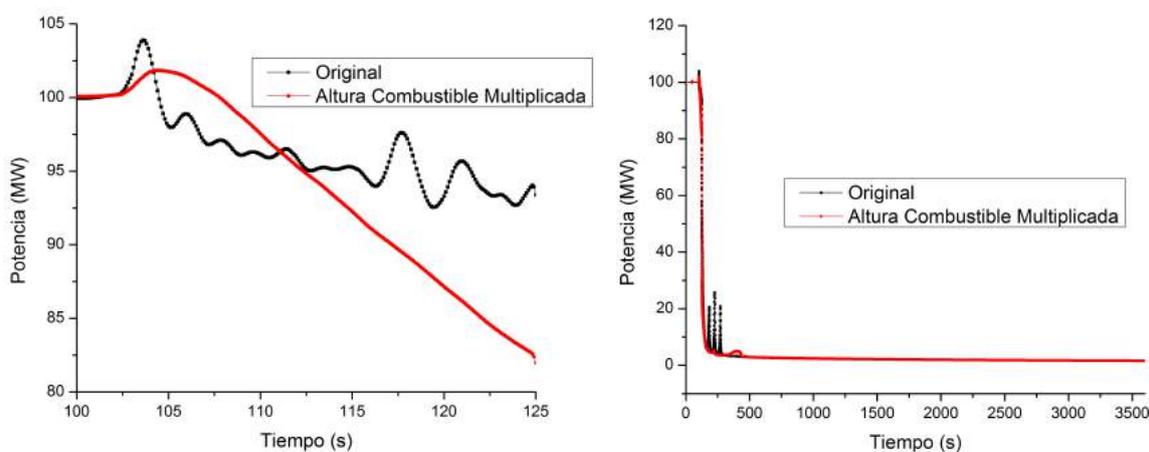


Figura 5.22: Evolución de la potencia a corto (izquierda) y largo plazo (deracha) correspondientes a la simulación del evento postulado. Se comparan el caso original contra el caso en que se incrementó la altura del combustible.

mismo es de 101.84MW, lo que representa una disminución del 1.98% respecto a su valor en el transitorio original. Esto implica que por más que la fracción de vacío se haya reducido significativamente respecto de su valor original, aún está presente el efecto de los coeficientes de reactividad, impidiendo que dicho máximo de potencia puede desaparecer o al menos reducirse significativamente.

En este caso, el comportamiento oscilatorio desapareció porque las realimentaciones no logran insertar suficiente reactividad positiva, de manera tal de compensar el Boro remanente en el núcleo (que no es barrido rápidamente ya que el caudal no se recupera

por no producirse la recriticidad). La realimentaciones son menores porque los cambios de densidad y de temperatura de las pastillas son menores.

También es importante analizar el nivel de mezcla. Un incremento significativo en su altura compromete el correcto funcionamiento del SECR, el cual solamente debe succionar vapor. Se obtuvo una reducción del mismo, consecuencia de la reducción en la fracción de vacío inicial y de la menor potencia insertada por el núcleo debido a la falta de las recriticidades y a su descenso inicial más rápido. La Figura 5.23 compara los niveles de mezcla, medidos desde la base del núcleo, para el caso con la altura de combustible original y la incrementada.

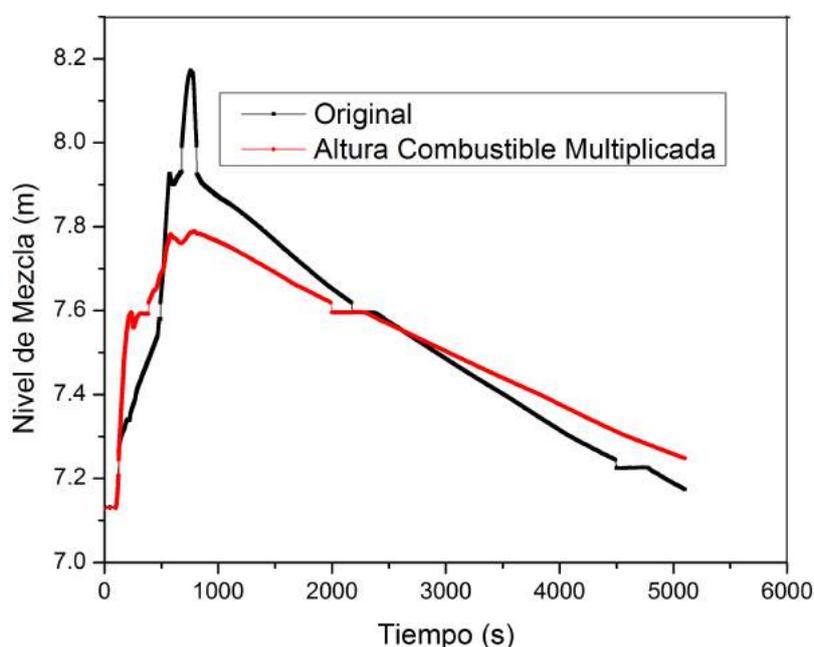


Figura 5.23: Evolución del nivel de mezcla correspondiente a la simulación del evento postulado. Se comparan el caso original contra el caso en que se incrementó la altura del combustible.

5.5.2. Reducción de los coeficientes de reactividad.

Se realizaron simulaciones del evento postulado con una disminución del 10 % y del 20 % en los valores absolutos de los coeficientes de reactividad por temperatura del combustible y por densidad del moderador. La Tabla 5.1 muestra los coeficientes de reactividad por temperatura del combustible originales y reducidos. Análogamente, se muestran en la Tabla 5.2 la reactividad en función de la densidad del moderador.

Se buscó con estas variaciones analizar el cambio en el pico inicial de potencia durante el transitorio. La Figura 5.24 muestra la potencia para el caso original y con las reducciones del 10 % y del 20 % en los coeficientes de reactividad. Se observa que el pico inicial se reduce con la reducción de los coeficientes. La Tabla 5.3 permite comparar los valores de los nuevos máximos de potencia respecto al original. La reducción de los

Nodo de la longitud activa	Original [$\$/^{\circ}\text{C}$]	Reducción del 10 % [$\$/^{\circ}\text{C}$]	Reducción del 20 % [$\$/^{\circ}\text{C}$]
1	-0.000143	-0.000129	-0.000114
2	-0.000247	-0.000222	-0.000198
3	-0.000319	-0.000287	-0.000255
4	-0.000363	-0.000327	-0.000290
5	-0.000377	-0.000339	-0.000302
6	-0.000343	-0.000309	-0.000274
7	-0.000364	-0.000328	-0.000291
8	-0.000331	-0.000298	-0.000265
9	-0.000281	-0.000253	-0.000225
10	-0.000219	-0.000197	-0.000175
11	-0.000147	-0.000132	-0.000118
12	-0.000114	-0.000103	-0.000091
13	-0.000076	-0.000069	-0.000061
14	-0.000039	-0.000035	-0.000031

Tabla 5.1: Coeficientes de reactividad por temperatura del combustible utilizados en las simulaciones.

Densidad [kg/m^3]	Reactividad Original [$\$$]	Reactividad reducida 10 % [$\$$]	Reactividad reducida 20 % [$\$$]
456.07	-10.95	-9.85	-8.76
521.22	-6.83	-6.15	-5.47
586.38	-3.54	-3.18	-2.83
651.53	-0.88	-0.79	-0.70
681.35	0.08	0.07	0.06
706.58	0.82	0.74	0.66
730.00	1.41	1.27	1.13
760.00	2.05	1.84	1.64
800.00	2.68	2.41	2.15

Tabla 5.2: Reactividad en función de la densidad del moderador utilizada en las simulaciones.

Simulación	Potencia Máxima alcanzada durante el transitorio [MW]	Diferencia respecto al caso original
Original	103.8986	0.00 %
Con reducción del 10 %	103.7014	-0.19 %
Con reducción del 20 %	103.5084	-0.38 %

Tabla 5.3: Potencia máxima alcanza durante el transitorio del evento postulado con los coeficientes originales y reducidos.

coeficientes implicó una reducción en el valor de la potencia máxima. No obstante esta reducción es muy pequeña, por lo que el sistema presenta poca sensibilidad a la

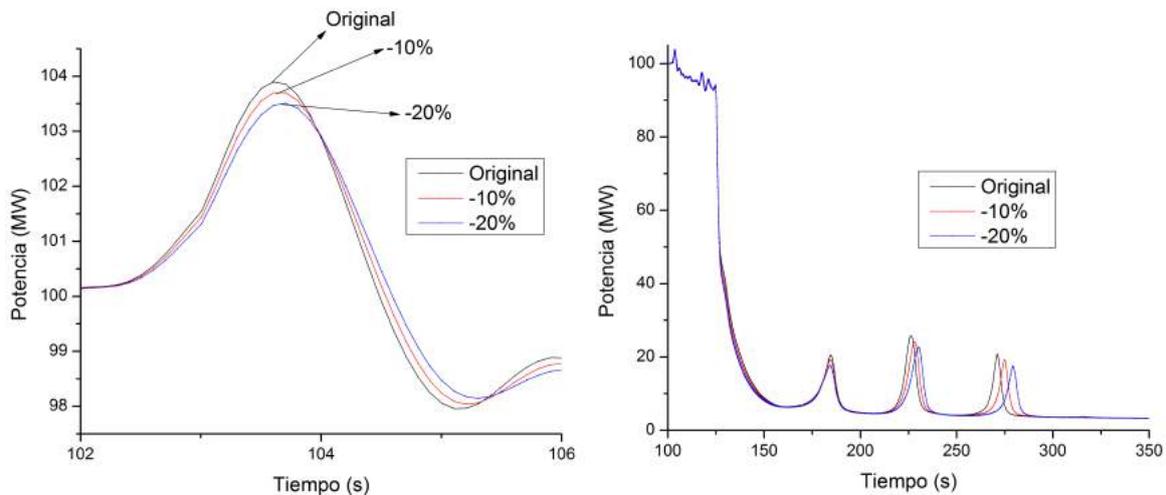


Figura 5.24: Potencia durante el inicio del transitorio (derecha) y a mediano plazo (izquierda) para los coeficientes originales y reducidos.

misma. Otro efecto observado es que los picos secundarios (aquellos que se presentan después del máximo) se van atrasando en el tiempo respecto del original, y poseen menor amplitud. Ese efecto es una consecuencia similar a la encontrada anteriormente, ya que al disminuir los valores de los coeficientes de realimentación de reactividad, se está disminuyendo la reactividad positiva que insertan cuando el reactor cambia su estado operativo por el ingreso del Boro, y por lo tanto, se termina disminuyendo la reactividad de cada recriticidad.

5.6. Conclusiones del capítulo

Se logró demostrar con estas simulaciones el cumplimiento de las funciones de seguridad: control de reactividad y adecuada refrigeración.

Pese a las oscilaciones propias del sistema y de la lógica de inyección del SSE, el ácido bórico logró apagar el reactor, con una subcriticidad de $\approx -20\%$ en el final del transitorio.

Luego de la extinción definitiva del flujo neutrónico, el caudal de refrigeración del primario se estableció en un valor de $\approx 280\text{kg/s}$, pese a la disminución de la potencia y de la fuerza boyante. Todo el sistema primario se estableció como un fluido saturado. La variación de densidades para la circulación natural fue originada por el perfil de fracción de vacío.

La presión del primario se mantuvo por debajo del límite de apertura de las válvulas de alivio (14MPa).

El SECR cumplió con la función de remoción de la potencia generada en el núcleo. El nivel de mezcla no superó la altura en la que se encuentran las tomas de vapor (8.9125m).

Los márgenes al flujo crítico de calor se mantuvieron siempre por encima del mínimo requerido. Tampoco se sobrepasaron los límites de los puntos de fusión de la vaina y la pastilla, garantizando la estabilidad estructural de los elementos combustibles y cumpliendo así con la función de contención del material radiactivo.

La reducción de la fracción de vacío por incremento del área de transferencia térmica de los combustibles no implicó un cambio significativo en el valor de la potencia máxima alcanzada en el evento. Análogamente ocurrió con la reducción de los coeficientes de reactividad, que incluso mostraron mucha menor influencia en dicho máximo. Sin embargo, la menor presencia de vacío en el estado estacionario permitió disminuir considerablemente las oscilaciones que aparecen debido a la recriticidad del núcleo. Esto es un efecto positivo, ya que en general se busca evitar los comportamientos oscilatorios, por los eventuales problemas estructurales que puede acarrear. No obstante, el incremento de la inercia térmica por el incremento de la masa también genera una reducción de las oscilaciones, ya que el sistema tiene más inercia para responder al transitorio.

Capítulo 6

Tiempo de permanencia de pulsos de Boro en el núcleo

En este Capítulo se analiza el tiempo de transporte de un paquete de boro, con forma de pulso, a lo largo de la longitud hidrodinámica del núcleo. Este estudio tuvo su motivación en los resultados del evento postulado que se describieron en el Capítulo 5. Debido a la reducción del caudal como consecuencia de la reducción de la potencia, es factible que existan interrupciones en el ingreso del Boro inyectado a la entrada del núcleo. Por lo tanto, resulta necesario en el análisis de seguridad conocer cuánto tiempo reside el boro en el núcleo, ya que su presencia es la responsable del apagado del reactor y su velocidad del transporte depende del caudal.

Este estudio se realizó sobre la nodalización del núcleo aislada con condiciones de contorno, tal como se procedió en el Capítulo 4. Se realizaron simulaciones tanto en el modelado unidimensional como en el tridimensional.

6.1. Tiempo de permanencia en la nodalización unidimensional

Al utilizar el modelo aislado, es necesario fijar ciertos parámetros como condiciones de contorno, como el caudal de entrada, la energía interna de entrada y la potencia del reactor.

Sin embargo, estos parámetros no son necesariamente independientes entre sí. Por ejemplo, se pueden proponer varias formas de relacionar la potencia con el caudal, según qué fase de un evento y qué fenomenología se está buscando simular en forma aislada.

Además, se tiene que ajustar la temperatura a la entrada del núcleo, en función de los dos parámetros anteriores, y en función de qué se quiere conservar a la salida de núcleo.

Por ejemplo, si se quiere representar de forma aislada al núcleo, de manera tal que se corresponda con estados estacionarios del reactor a distintas potencias, entonces se debe tener en cuenta la relación entre el caudal de circulación natural y la potencia, mientras que la temperatura de entrada al núcleo es tal que conserve el título dinámico a la salida del mismo.

Por lo tanto, a continuación se presentan los resultados de distintas alternativas de fijar las condiciones de contorno, y cómo repercuten estas en el tiempo de transporte del Boro

6.1.1. Cálculo a potencia nominal con conservación de la temperatura de salida del núcleo

Se simuló la inyección de un pulso directamente sobre la entrada al núcleo (branch 200 en la Figura 3.3). El mismo fue de una concentración del 0.65 % con un caudal de inyección de 1kg/s, que fue inyectado durante 0.1 segundo. Estos valores pequeños fueron elegidos a fin de perturbar las variables lo menos posible.

Se deseó evaluar el tiempo de permanencia a distintos caudales: 50, 125, 250, 325 y 420 kg/s. Primero se generaron estados estacionarios con cada uno de estos caudales para luego simular el transitorio con su correspondiente inyección. En cada simulación se mantuvo la potencia nominal del reactor, 100MW. Dado que la fase vapor impone condiciones de fricción muy importantes en el avance del líquido, fue necesario que los perfiles de fracción de vacío se mantuvieran en una condición realista. Si en todas las simulaciones se hubiese utilizado la misma temperatura de entrada al down comer, denominada *subenfriamiento*, a bajos caudales y potencia nominal hubiese ocurrido un aumento significativo del título de vapor. Esto hubiese generado un atraso en el transporte.

La aproximación adoptada para obtener un perfil de fracción de vacío acorde al caudal en cada simulación fue recalculer el subenfriamiento en cada caso, manteniendo la temperatura de salida del núcleo constante. Esto se fundamenta en que si la presión es constante (tal como se simuló), la temperatura de salida del núcleo es cercana a la de saturación. Para esto se utilizó la conservación de la energía:

$$\dot{Q} = \dot{m}\bar{c}\Delta T, \quad (6.1)$$

donde \dot{Q} es la potencia del reactor, \dot{m} es el caudal, \bar{c} es una capacidad calorífica promedio que tiene en cuenta el calor sensible y el calor latente, y ΔT es la diferencia de temperaturas del núcleo. Suponiendo que el \bar{c} es constante y como la potencia se

mantuvo constante, la nueva temperatura de entrada se halló a partir de:

$$T_{in} = T_{out,nom} - \frac{\dot{m}_{nom}}{\dot{m}} \Delta T_{nom}, \quad (6.2)$$

donde $T_{out,nom} = 595.80K$ es la temperatura de salida nominal, $\dot{m}_{nom} = 423.924kg/s$ es el caudal nominal utilizado para los cálculos con la Ecuación 6.2 y $\Delta T_{nom} = 34.30K$ es el salto de temperatura nominal. La Tabla 6.1 muestra las temperaturas de entrada para cada caudal utilizado en estas simulaciones (estacionario - transitorio).

Caudal [kg/s]	T entrada [K]
50	304.96
125	479.46
250	537.63
325	551.06
420	561.18

Tabla 6.1: Temperaturas de entrada para cada caudal utilizadas en las simulaciones para cálculo del tiempo de transporte de un pulso de boro en el modelo unidimensional del núcleo.

Una vez obtenidos los correspondientes estados estacionarios para cada caudal, se procedió con los transitorios. Para hallar el tiempo que demoró el pulso de boro en atravesar todo el núcleo, se tomó como criterio que sea el tiempo al cual la concentración en el último nodo (nodo 16 del pipe 212 en la Figura 3.3) volvió aproximadamente $10^{-4} kg/m^3$.

Debido a los problemas de difusión numérica del modelo de transporte de RELAP, se realizó paralelamente un cálculo analítico de dicho tiempo. Para ello se utilizó el perfil de velocidades de cada estado estacionario, debido a que resultó ser poco perturbado por el pulso. Ya que el boro se transporta a la velocidad del líquido, el tiempo de demora en atravesar el núcleo puede ser hallado mediante:

$$\Delta t = \sum_k \frac{\Delta x_k}{v_{f,k}}, \quad (6.3)$$

donde Δt es el tiempo de residencia del pulso de Boro en el núcleo, Δx_k la longitud del nodo k y $v_{f,k}$ es la velocidad del líquido en el nodo k hallada con RELAP en el estacionario.

La Tabla 6.2 muestra el tiempo *analítico* y el tiempo predicho por RELAP, acorde al criterio adoptado, de la residencia de Boro. La Figura 6.1 muestra el gráfico de estos resultados.

El primer resultado apreciable es el esperado, a menor caudal, mayor es el tiempo que le demora al pulso de Boro atravesar el núcleo. En segundo lugar, el tiempo hallado analíticamente resulta ser menor que el predicho por el código. Esto implica que el modelo de transporte sobrestima la permanencia, muy probablemente debido a

Caudal [kg/s]	Δt [s] analítico	Δt [s] RELAP
50	20.6	73
125	9.2	27
250	4.9	14
325	3.7	8
420	2.9	6.6

Tabla 6.2: Resultados del tiempo de residencia del Boro en el núcleo para el modelo unidimensional correspondientes a los cálculos con temperatura de salida y potencia constantes. Se muestran el resultado analítico y el predicho por RELAP

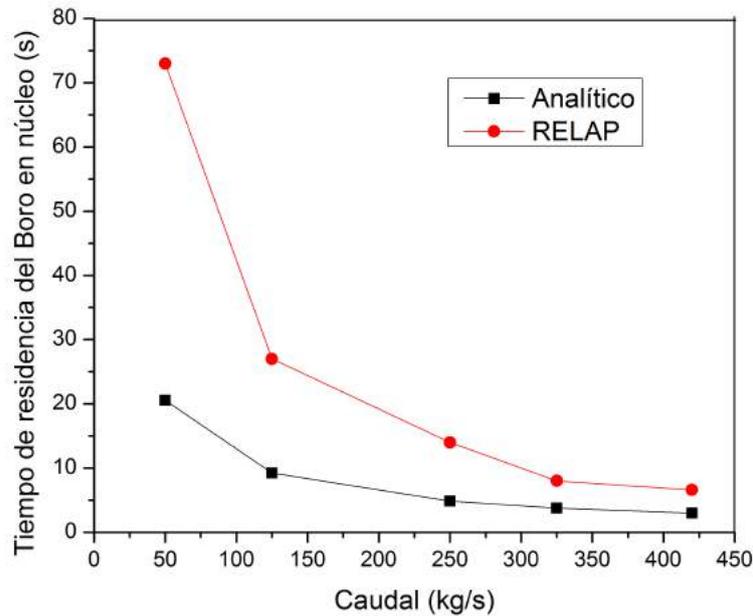


Figura 6.1: Gráfico de los resultados de la Tabla 6.2

la difusión numérica. Por lo tanto, no resulta ser un modelo conservativo, dado que a mayor tiempo en el núcleo, mayor sería el efecto de reactividad negativa que aportaría el Boro. De todas formas, se debe tener en cuenta la validez de la aproximación realizada. Primero, el modelo de núcleo aislado y con condiciones de contorno no puede representar la relación tan estrecha que existe entre el caudal y la potencia de este reactor. Debido a la circulación natural, no es posible tener cualquier caudal a cualquier potencia, sino que ambos están correlacionados. En segundo lugar, el cálculo de la temperatura de entrada al disminuir la temperatura de salida no es exacto. En la Tabla 6.3 puede apreciarse la temperatura y la fracción de vacío a la salida del núcleo para los caudales utilizados en los cálculos.

Se observa que la temperatura de salida varió poco. No obstante, la fracción de vacío aumenta a menores caudales, lo cual es esperado, debido a la reducción de la refrigeración que se tiene a menor caudal. Por lo tanto, el planteo de las Ecuaciones 6.1 y 6.2 con potencia constante sobre estima la fracción de vacío, ya que no se tuvo en cuenta la relación entre el caudal y la potencia. Esto explica que la diferencia entre

el cálculo analítico y la predicción de RELAP aumente a bajos caudales.

Caudal [kg/s]	Temperatura de salida [K]	Fracción de vacío en la salida
50	327.81	0.59
125	327.54	0.39
250	325.51	0.22
325	324.52	0.18
420	320.82	0.09

Tabla 6.3: Temperatura y fracción de vacío para cada caudal.

6.1.2. Cálculo con potencia variable y con conservación de la entalpía de mezcla a la salida del núcleo

Para mejorar el cálculo del subenfriamiento, se adoptó un modelo analítico más detallado del utilizado en la Sección anterior. La cantidad conservada en este caso fue la entalpía de mezcla a la salida del núcleo. También se tuvo en cuenta la relación entre el caudal de convección natural y la potencia. La misma es de la forma:

$$\dot{m} \approx C\dot{Q}^{1/3}, \quad (6.4)$$

donde C es una constante que depende de las propiedades del fluido y de la geometría del reactor. La misma se halló a partir de las condiciones nominales para el modelo de núcleo aislado:

$$C = \frac{420 \text{ kg/s}}{1 \times 10^6 \text{ W}^{1/3}} = 0.905 \text{ kg s}^{-1} \text{ W}^{-1/3}.$$

La deducción de la Ecuación 6.4 puede encontrarse en el Apéndice A.

La entalpía de mezcla específica, h_m , es la suma de las entalpías específicas del líquido, h_f , y del vapor, h_g , pesadas con el título dinámico, x_d :

$$h_m = (1 - x_d)h_f + x_d h_g. \quad (6.5)$$

Las propiedades termodinámicas del fluido a la salida se obtuvieron de la simulación del estado estacionario en condiciones nominales. Debido a que no puede solicitarse a RELAP el título dinámico, el mismo pudo ser hallado a partir del título termodinámico, x_{th} , mediante:

$$x_d = x_{th} \left(\frac{h_{fg}^s}{h_{fg}} \right) + \frac{h_f^s - h_f}{h_{fg}}. \quad (6.6)$$

El título termodinámico sí es una variable provista por el código. El supraíndice s denota *saturación*.

Con la misma entalpía de salida para todos los caudales, se halló la energía interna específica de entrada al núcleo para el líquido. Se eligió esta variable ya que el código

RELAP no permite asignar entalpías a los time Dependent volume, pero sí la energía interna. La energía interna específica de entrada al núcleo para el líquido, $u_{f,in}$, se obtuvo a partir de la conservación de la energía:

$$u_{f,in} = h_{m,out} - \frac{\dot{Q}}{\dot{m}} - \frac{p_{in}}{\rho_{in}}, \quad (6.7)$$

donde p_{in} es la presión de entrada y ρ_{in} es la densidad de entrada. Los valores de las constantes para la Ecuación 6.7 son:

$$h_{m,out} = 1.51 \times 10^6 J/kg$$

$$p_{in} = 12.5 \times 10^6 Pa.$$

La Tabla 6.4 expresa los resultados para la energía interna específica calculada mediante la Ecuación 6.7, la densidad utilizada y la potencia (según Ecuación 6.4) para cada caudal. Con los valores de la Tabla 6.4 se procedió a calcular el tiempo de residencia

Caudal [kg/s]	Potencia [W]	Densidad [kg/m ³]	$u_{f,in}$ [J/kg]
50	1.69×10^5	1000.00	1.49×10^6
125	2.64×10^6	908.29	1.47×10^6
250	2.11×10^7	801.51	1.41×10^6
325	4.63×10^7	771.54	1.35×10^6
420	1.00×10^8	747.24	1.25×10^6

Tabla 6.4: Potencia, densidad y energía interna específica de entrada utilizadas en el cálculo del tiempo de residencia del pulso de Boro con conservación de la entalpía específica de mezcla a la salida del núcleo.

del pulso de Boro de la misma forma que en la Sección 6.1.1. En la Tabla 6.5 y en la Figura 6.2 se comparan los tiempos de residencia para el caso del cálculo analítico más detallado y el simulado con RELAP conservando la entalpía de mezcla a la salida del núcleo.

Caudal [kg/s]	Δt [s] analítico	Δt [s] RELAP
50	24.28	50.75
125	9.83	19.95
250	4.89	9.9
325	3.80	7.78
420	3.00	6.24

Tabla 6.5: Resultados del tiempo de residencia del pulso de Boro en el núcleo para el modelo unidimensional correspondientes al cálculo con conservación de la entalpía de mezcla a la salida. Se muestran el resultado analítico y el predicho por RELAP

La diferencia más notoria respecto de la aproximación de mantener constante la temperatura de salida y la potencia, es que a bajos caudales, el tiempo de residencia

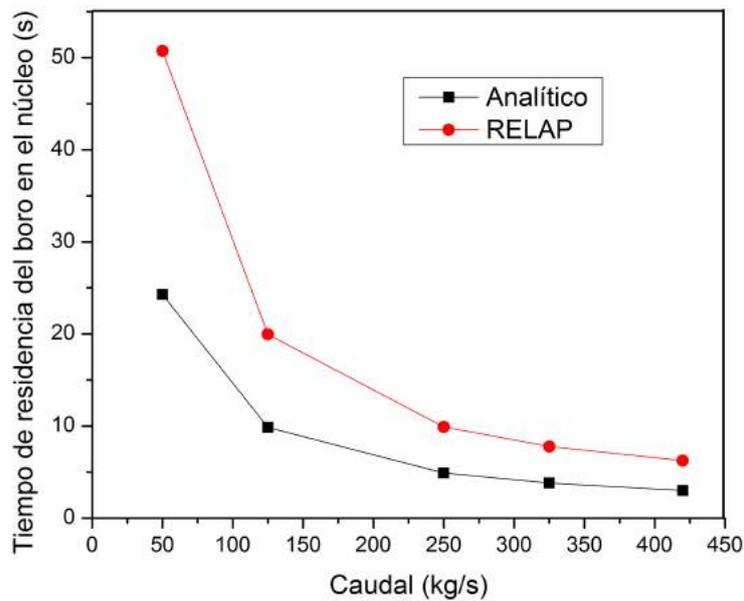


Figura 6.2: Gráfico de los resultados de la Tabla 6.5

predicho por RELAP es menor en el caso de mantener la entalpía de mezcla a la salida de núcleo y respetar una relación entre el caudal y la potencia.

6.1.3. Cálculo en base a un controlador de lógica reactor sigue a generador de vapor

Una tercera estimación del subenfriamiento y de la relación entre el caudal y la potencia se obtuvo directamente a partir de los resultados de RELAP en base al modelo completo de la planta con nodalización unidimensional para el núcleo. Para ello se realizó una simulación en la que mediante un controlador se fue variando la potencia removida por los generadores de vapor. Estas variaciones se realizaron a presión constante, por lo tanto, dada las características dinámicas de la planta, la potencia del núcleo debió seguir a la potencia removida por el GV, que fue la señal de control. Este es el esquema de control que gobierna a la planta: *reactor sigue a GV* (que en la realidad seguiría a la potencia eléctrica demandada por la turbina).

Esta simulación permitió obtener datos de caudal y energía interna a la entrada del downcomer, dado que se realizó a la misma presión que la utilizada para los cálculos de tiempo de permanencia del pulso de Boro en las Secciones anteriores.

La potencia para cada tiempo determinó un caudal y un subenfriamiento. Si consideramos que esta evolución es cuasiestática, podemos suponer que cada punto obtenido correspondió con un estado estacionario. Naturalmente, la forma más correcta de obtener datos estacionarios es fijar una potencia para el núcleo y esperar que la simulación converja al estacionario. No obstante, si se quieren obtener varios puntos para recons-

truir una curva caudal versus potencia se demoraría mucho tiempo. En consecuencia, se ha optado por la aproximación del controlador.

Utilizando como relación de referencia a la Ecuación 6.4, se ajustó sobre los datos obtenidos un polinomio de tercer grado completo dependiente del caudal, tanto para la potencia como para la energía interna:

$$Y = A + B\dot{m} + C\dot{m}^2 + D\dot{m}^3, \quad (6.8)$$

donde Y denota la variable dependiente del caudal, es decir, para un caso, $Y = \dot{Q}$, y en otro, $Y = u_{f,in}$. Para cada caudal deseado, se determinó la potencia y la energía interna de entrada, a fin de tener las condiciones de contorno. Con ellos luego se procedió al cálculo del tiempo de permanencia del pulso de Boro de la misma forma que en la Sección 6.1.2.

Los ajustes obtenidos solo son válidos para caudales por encima de 125kg/s y hasta caudal nominal, aunque se pudo extrapolar hasta 75kg/s utilizando el polinomio. Para caudales menores a 125kg/s, en controlador se tornó inestable y para caudales menores a 75kg/s los resultados predichos por los ajustes se tornaron negativos.

La Tabla 6.6 muestra los resultados de la potencia nuclear y de la energía interna hallados a partir de los ajustes polinómicos. También muestra los mismos resultados, pero hallados a partir de la conservación de la entalpía de mezcla a la salida y con la relación entre potencia y caudal según la Ecuación 6.4. Se observa en las estimaciones

\dot{m} [kg/s]	\dot{Q} [W] (conservando entalpía)	\dot{Q} [W] (según ajuste)	Diferencia relativa %	$u_{f,in}$ [J/kg] (conservando entalpía)	$u_{f,in}$ [J/kg] (según ajuste)	Diferencia relativa %
125	2.64×10^6	3.48×10^6	-24.14 %	1.47×10^6	1.46×10^6	0.68 %
250	2.11×10^7	2.61×10^7	-19.16 %	1.41×10^6	1.38×10^6	2.17 %
325	4.63×10^7	5.61×10^7	-17.47 %	1.35×10^6	1.33×10^6	1.50 %
420	1.00×10^8	9.92×10^7	0.81 %	1.25×10^6	1.25×10^6	0.00 %

Tabla 6.6: Valores de potencia (\dot{Q}) y energía interna de entrada ($u_{f,in}$) hallados a partir de los ajustes polinómicos de tercer grado en función del caudal (\dot{m}). También se muestra, a modo de comparación, aquellos calculados con la conservación de la entalpía de mezcla a la salida del núcleo y con la relación planteada por la Ecuación 6.4.

en los valores de energía interna de entrada difieren poco entre el ajuste polinómico y la conservación de entalpía. Por otro lado, el cálculo de la potencia para cada caudal mostró mayor diferencia entre ambas aproximaciones. Esto implica que en este reactor, la relación entre caudal y potencia no es puramente cúbica, como predice la Ecuación 6.4. Sin embargo, al ser autopresurizado, conservar la entalpía de mezcla a la salida del núcleo es una buena aproximación para describir la dinámica del reactor cuando cambia la potencia.

La Tabla 6.7 muestra los resultados del tiempo de permanencia del Pulso de Boro con los parámetros de entrada (potencia y energía interna), hallados con los ajustes polinómicos.

Caudal [kg/s]	Δt [s] analítico	Δt [s] RELAP
75	15.16	33.56
100	12.31	25.06
125	9.87	20.06
250	4.98	10.05
325	3.85	7.93
420	3.00	6.24

Tabla 6.7: Resultados del tiempo de residencia del pulso de Boro en el núcleo para el modelo unidimensional correspondientes al cálculo con los ajuste polinómicos. Se muestran el resultado analítico y el predicho por RELAP.

La Figura 6.3 permite comparar los resultados del tiempo de permanencia del boro predicho por RELAP para las tres aproximaciones aplicadas sobre el modelo unidimensional del núcleo. Los tiempos analíticos fueron muy similares en todos los casos, ya que no hubo un cambio significativo en el perfil de velocidades.

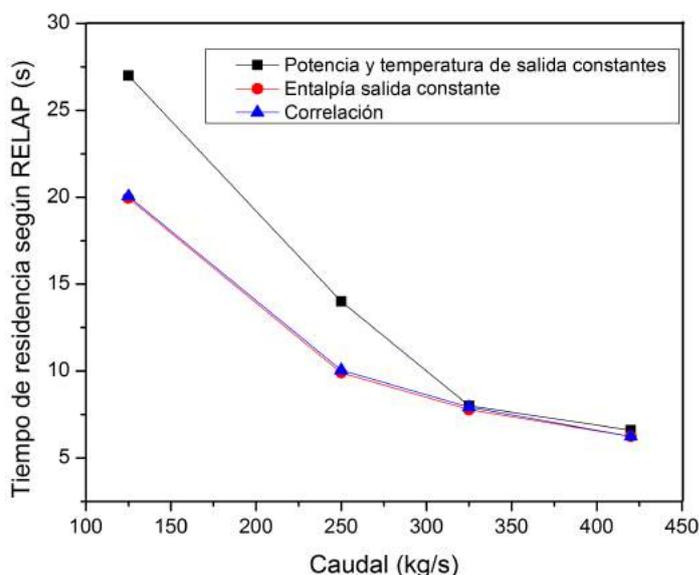


Figura 6.3: Resultados del tiempo de residencia de un pulso de Boro predicho por RELAP para las tres aproximaciones utilizadas.

6.2. Tiempo de permanencia en la nodalización tridimensional

Se calculó el tiempo de permanencia del pulso de Boro sobre el modelo tridimensional del núcleo, aislado con condiciones de contorno. Este resultado se obtuvo para

distintos caudales. Para calcular la energía interna de entrada del líquido y la potencia en función del caudal se utilizó la misma correlación que en la Sección 6.1.3. Dado que la misma sólo permite modelar las condiciones del reactor hasta los 75kg/s de caudal, para realizar simulaciones con menor caudal, se utilizaron los datos correspondientes al evento postulado del Capítulo 5. Con esto se pudo hallar una correlación como la presentada en la Ecuación 6.8. La misma permitió hallar la potencia y la energía interna para calcular el tiempo de permanencia hasta los 35kg/s. Cabe aclarar que este ajuste realizado sobre el transitorio, claramente no representa la relación que hay entre el caudal y la potencia en condiciones estacionarias, pero sí representa relativamente bien y genérica a la relación entre estos dos parámetros en este tipo de transitorios.

Debido a la nodalización de 5 Anillos, no resulta representativo utilizar el criterio de permanencia del Boro según si hay presencia o no del mismo en algún nodo del núcleo, ya que en realidad lo que importa es que cese el efecto que produce el mismo, o sea, la reactividad que introduce o deja de introducir. Por lo tanto, se cambió el criterio adoptado en la Sección anterior. En este caso se consideró como efecto global a la reactividad que este veneno impuso. Por lo tanto, el tiempo de residencia considerado fue aquel comprendido entre el inicio de la inyección a la entrada del núcleo y hasta que la reactividad del Boro se redujo 1000 veces su valor máximo.

Primero se analizaron los modelos de flujo cruzado que RELAP tiene disponible para luego informar el resultado definitivo del tiempo de residencia en función del caudal para la nodalización tridimensional.

6.2.1. Análisis de los modelos de flujo cruzado de RELAP

La configuración de las uniones de flujo cruzado para el armado del input del código RELAP permite adoptar distintas aproximaciones o modelos para la resolución de la ecuación de momento (Ecuación 3.1) del fluido que circula por estas uniones cruzadas. Estos modelos consisten en adoptar iguales velocidades para líquido y vapor (homogéneo), o distintas (inhomogéneo); así como también anular o no el término de advección de momento. La Tabla 6.8 resume las distintas combinaciones.

Modelo de Flujo Cruzado	Velocidades de líquido y vapor	Termino de advección en la ecuación de momento
<i>Modelo 1</i>	Distintas	No
<i>Modelo 2</i>	Iguales	No
<i>Modelo 3</i>	Iguales	Si
<i>Modelo 4</i>	Distintas	Si

Tabla 6.8: Modelos de flujo cruzado del código RELAP.

La Figura 6.4 muestra los resultados del tiempo de residencia del pulso de boro

para cada modelo.

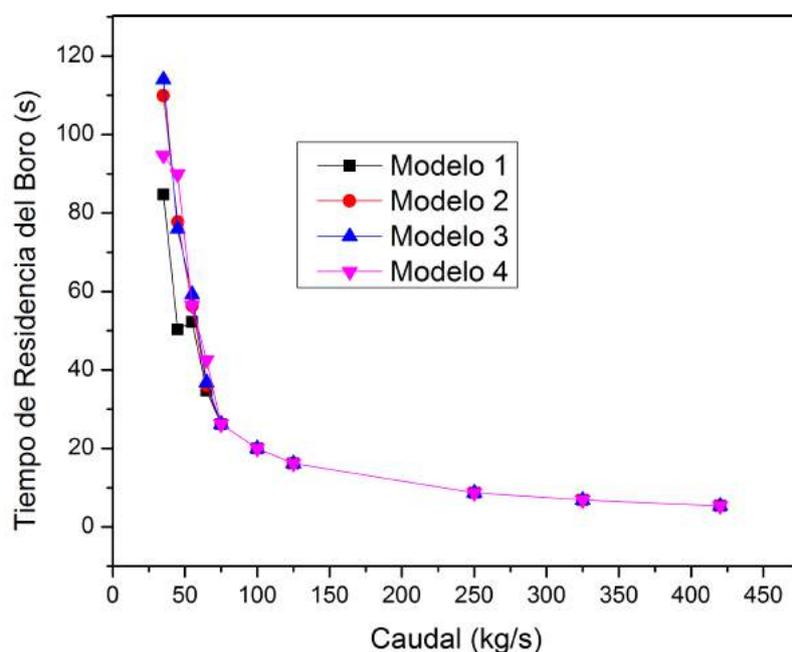


Figura 6.4: Tiempo de residencia del pulso de boro para los distintos modelos de flujo cruzado en la nodalización tridimensional.

La influencia de los distintos modelos no resulta ser significativa, por lo tanto, se adoptó utilizar el Modelo 4, ya que suponer distintas velocidades para cada fase y mantener el término advectivo es la aproximación más realista.

La Tabla 6.9 muestra el tiempo de residencia del pulso de Boro para los distintos caudales correspondiente al Modelo 4 de flujo cruzado.

Caudal [kg/s]	Tiempo de residencia del pulso [s]	Potencia [MW]
420	5.38	99.20
325	6.84	51.6
250	8.70	26.10
125	16.21	3.48
100	19.98	1.48
75	26.22	0.21
65	42.53	9.45
55	56.47	8.48
45	89.87	7.47
35	94.68	6.39

Tabla 6.9: Tiempos de residencia para los distintos caudales correspondientes a la nodalización tridimensional con el Modelo 4 de flujo cruzado.

6.2.2. Comparación entre los resultados de ambas nodalizaciones

La Figura 6.5 muestra los resultados del tiempo de residencia del boro tanto para la nodalización tridimensional como para la unidimensional. En ambos casos se usó el criterio de la reactividad, de modo que se pudiesen comparar ambos casos. La curva de la nodalización tridimensional corresponde al Modelo 4 de flujo cruzado descrito en la Sección 6.2.1

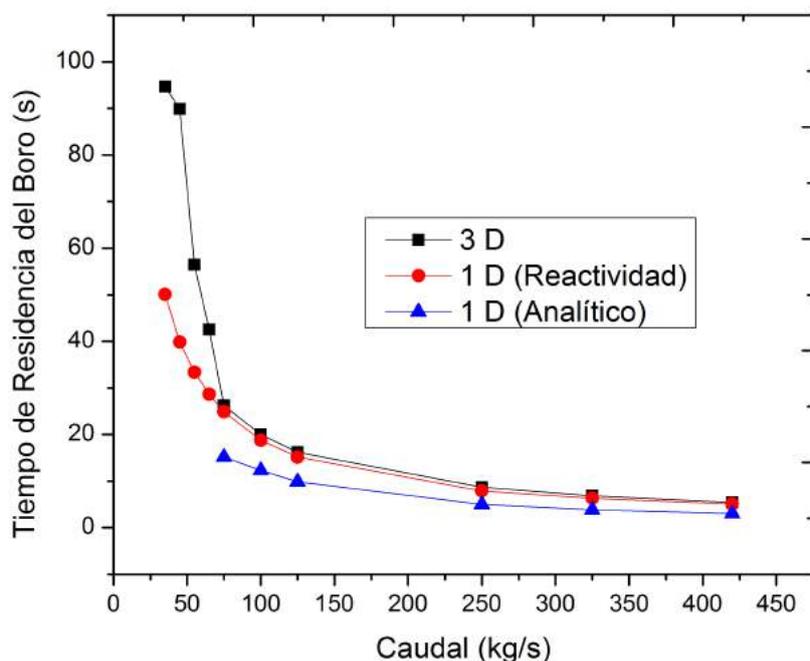


Figura 6.5: Tiempo de residencia del pulso de boro para las nodalizaciones tridimensional y unidimensional con el criterio de duración por reactividad. Se grafica también el tiempo correspondiente a cálculos analíticos con los datos de la correlación.

El modelo unidimensional predice un tiempo de residencia menor para cada caudal, en comparación con el modelo de 5 Anillos. La diferencia comienza a ser significativa por debajo de los 65 kg/s. De esta manera se nota el efecto que producen las velocidades diferenciales entre las distintas zonas radiales del núcleo.

6.3. Conclusiones del Capítulo

Los cálculos realizados en base al perfil de velocidades estacionario (analítico) del tiempo de residencia del pulso de boro en la nodalización unidimensional han predicho un tiempo menor a aquel hallado por el código RELAP en base a la concentración del último nodo. Adicionalmente, el tiempo analítico ha sido similar en las tres aproximaciones consideradas para la estimación del subenfriamiento a la entrada del núcleo. Esto se debe a que el perfil de velocidades es dependiente del caudal, el cual fue fijado

como condición de contorno en cada simulación.

El hecho de que el código prediga un tiempo mayor al hallado analíticamente manifiesta el inconveniente de la difusión numérica. La misma genera que las simulaciones de eventos con participación de transporte de boro no sean conservativas, ya que este veneno permanecería más tiempo circulando por el núcleo que el real.

Los resultados del cálculo del subenfriamiento mediante la relación planteada para el caudal y la potencia (Ecuación 6.4) con conservación de la entalpía de mezcla a la salida del núcleo permitieron describir la física del reactor a presión constante con potencia variable. Esto se debe a que dichos resultados fueron similares a los obtenidos a partir de la simulación de múltiples estados cuasi-estacionarios de la planta completa y alcanzados con un controlador. Conservar la temperatura de salida del núcleo para los distintos caudales y mantenido la potencia nominal no resultó en una estimación realista, es más, el incremento de la fracción de vacío conllevó a una sobreestimación del tiempo de residencia.

En todos los casos analizados se obtuvo una relación no lineal entre el caudal y el tiempo de residencia del pulso.

Aplicando el criterio de duración de pulso por duración de reactividad, se obtuvo que en la nodalización unidimensional, el tiempo de residencia fue menor que para el caso tridimensional. Esto es atribuible al perfil del flujo cruzado y al perfil radial de importancia neutrónica del núcleo, junto con los gradientes radiales de velocidades diferenciales.

Aplicar el criterio de duración del pulso en base a duración de la reactividad predijo un tiempo menor al hallado a partir de la duración de la concentración de boro, aunque no logró corregir completamente el error por difusión numérica, ya que siguió siendo mayor que el tiempo analítico.

Los distintos modelos de flujo cruzado que permite adoptar el código RELAP no han arrojado diferencias significativas respecto de la duración del pulso de Boro. Por lo tanto, es coherente adoptar el modelo más realista.

Capítulo 7

Simulación del evento postulado con la nodalización tridimensional del núcleo

En el presente Capítulo se presentan los resultados del evento postulado planteado en el Capítulo 5 pero habiendo aplicado la nodalización de 5 Anillos para el modelo del núcleo. Se estudió mediante esta nodalización la influencia de la posición radial de la salida de la cañería del SSE que inyecta la solución de ácido bórico directamente a la entrada del núcleo.

7.1. Desarrollo y resultados generales

El evento comienza desarrollándose de la misma forma que el caso unidimensional. No obstante, en esta oportunidad se realizaron 6 simulaciones. Debido a que la posición radial del difusor que deposita la descarga del SSE directamente sobre el núcleo aún es un parámetro a definir en el diseño, cada simulación se correspondió con un punto diferente de inyección.

Teniendo presente la Figura 3.5, la inyección de Boro en la cañería de descarga al núcleo se aplicó en el branch 200, y en el primer nodo de los pipes 211, 212, 213, 214 y 215, respectivamente para cada simulación.

El tiempo de llegada del Boro al núcleo a través de la cañería de inyección directa fue el mismo para todas las simulaciones, 13 segundos después de la demanda del SSE.

Las Figuras 7.1 y 7.2 muestran la evolución de la potencia a corto y mediano plazo, respectivamente, para las 6 simulaciones. La primera diferencia respecto al caso unidimensional es una considerable reducción de las oscilaciones para los casos en los que la inyección sobre el núcleo se realizó en los pipes 211 y 212. En el resto de los casos, los picos de potencia son incluso mayores al caso unidimensional, llegando hasta

casi los 60 MW, para el caso en el que la inyección se hizo sobre el pipe 213.

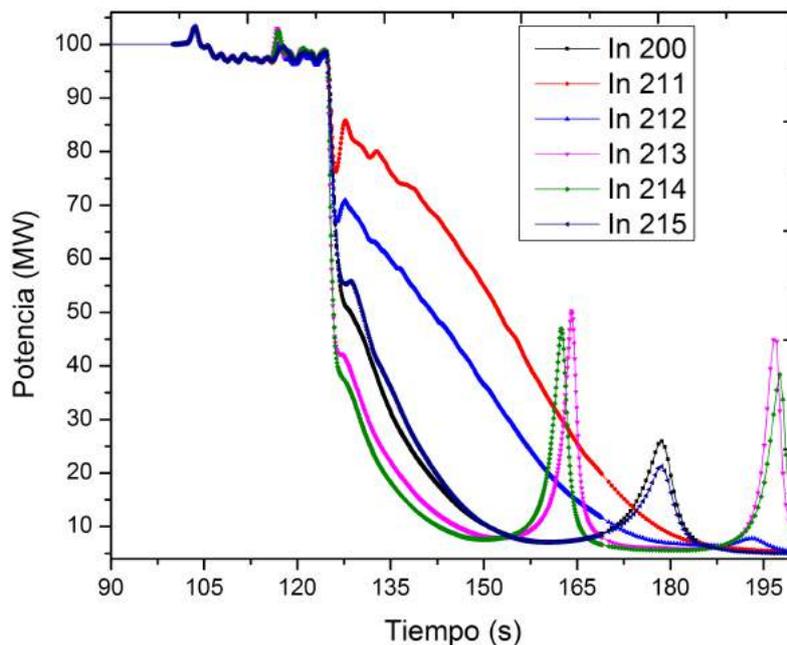


Figura 7.1: Potencia en función del tiempo a corto plazo correspondiente a los distintos puntos de inyección sobre el núcleo.

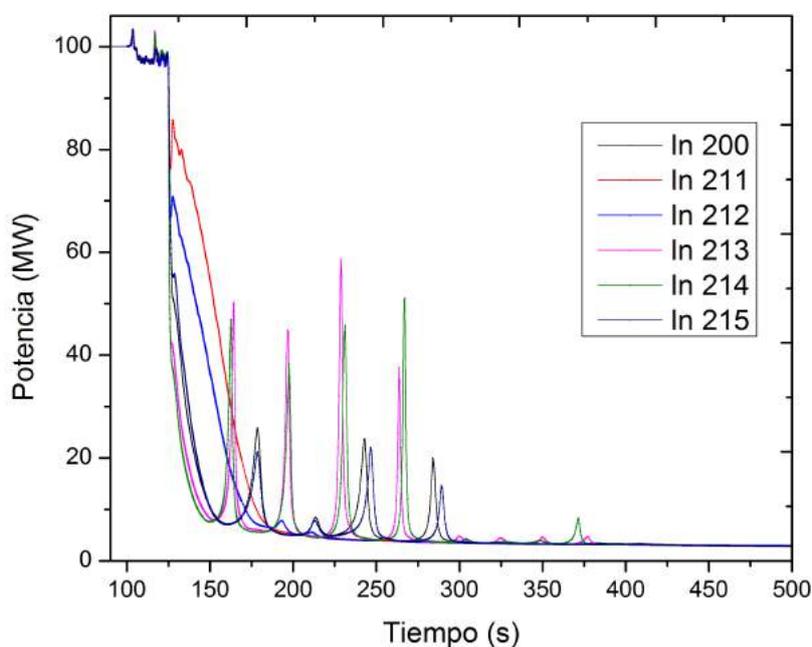


Figura 7.2: Potencia en función del tiempo a mediano plazo correspondiente a los distintos puntos de inyección sobre el núcleo.

Esto se puede comprender de la siguiente manera: la inyección de Boro en los puntos cercanos al centro del núcleo produjo una reducción de la potencia más lenta, a diferencia de los otros casos, donde la reducción es muy abrupta al principio. Teniendo en cuenta las características neutrónicas respecto al perfil radial de potencia, los

combustibles centrales (Anillos 1 y 2) aportan menor potencia que el resto (ver Tabla 3.1). En consecuencia, el Boro redujo más rápido la potencia cuando fue inyectado en los lugares en donde la contribución a la misma (importancia) es mayor. Por lo tanto, dado que los Anillos 3 y 4 contribuyen con mayor potencia, mayor será el efecto del Boro en esos puntos.

En todos los casos, la potencia removida por los generadores de vapor, hasta que los mismos se quedaron sin inventario líquido, fue similar, como muestra la Figura 7.3. Esto produjo que el mayor desbalance entre potencia generada y removida se haya

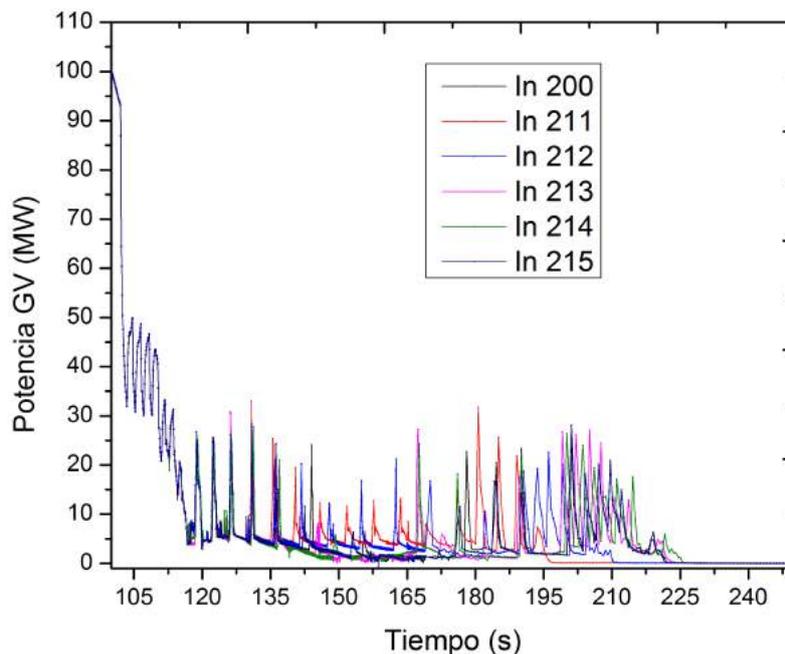


Figura 7.3: Potencia removida por los generadores de vapor en función del tiempo correspondiente a los distintos puntos de inyección sobre el núcleo.

dado en las inyecciones sobre los pipes 211 y 212. En consecuencia, la presión alcanzó valores más altos en esos casos. La evolución de la presión para las 6 simulaciones se aprecia en la Figura 7.4.

Las simulaciones con inyección en el branch 200 y en los pipes 213, 214 y 215 mostraron una evolución de la presión similar al caso unidimensional. No obstante, las simulaciones con inyección en los pipes 211 y 212 tuvieron una evolución de la presión significativamente diferente. Debido a que en esos casos el desbalance de potencias fue mayor, la presión alcanzó valores mayores, sobrepasando el límite de disparo del SECR, que son 13.5 MPa. Por lo tanto, el SECR se activó antes en esos casos, disparado por muy alta presión. La potencia removida por el SECR se muestra en la Figura 7.5. Pueden apreciarse los diferentes momentos de ingreso para cada caso.

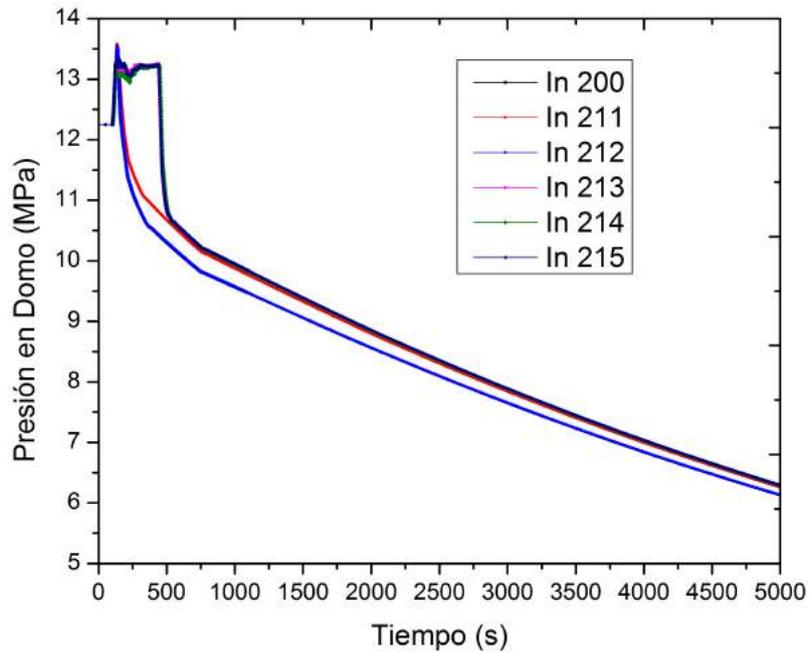


Figura 7.4: Presión en función del tiempo correspondiente a los distintos puntos de inyección sobre el núcleo.

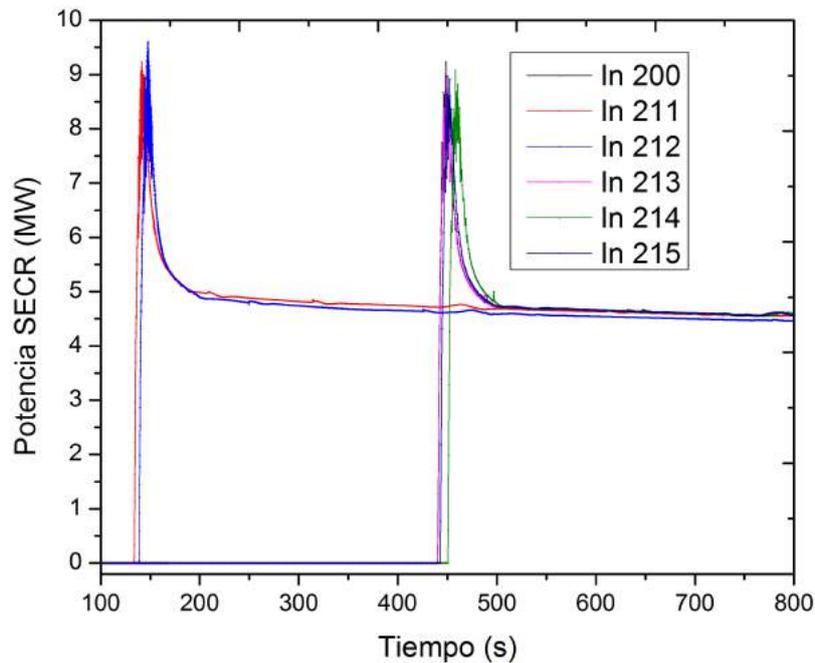


Figura 7.5: Potencia removida por el SECR en función del tiempo correspondiente a los distintos puntos de inyección sobre el núcleo.

La Tabla 7.1 muestra el tiempo de activación del SECR para cada simulación con su correspondiente parámetro de disparo.

En la Figura 7.6 puede observarse el nivel de mezcla para cada simulación. En los casos en que el SECR fue demandado por muy alto nivel, la evolución del mismo fue similar. La simulación con inyección en el pipe 212 alcanzó el menor valor de nivel,

Inyección	Señal que demanda al SECR	Momento apertura válvula SECR [s]
200	Muy alto nivel	439.10
211	Muy alta presión	132.61
212	Muy alta presión	137.51
213	Muy alto nivel	439.10
214	Muy alto nivel	449.10
215	Muy alto nivel	441.60

Tabla 7.1: Señales de disparo del SECR y tiempos de ingreso del mismo para cada simulación.

mientras que la simulación con inyección en el 211 presentó un valor intermedio entre el resto de los casos. Esto se entiende desde el punto de vista de que el máximo nivel de mezcla que se alcanza, depende entre otras cosas, del la energía depositada en el primario. En los casos en los que se demora la entrada del SECR (por no darse la señal de alta presión en el primario), se está extendiendo el tiempo en que sólo se está depositando energía en el primario por medio del núcleo, y por lo tanto es mayor la integral de la potencia neta (que prácticamente es la del núcleo), desde que se pierde la extracción por los GV y hasta que se demanda el SECR.

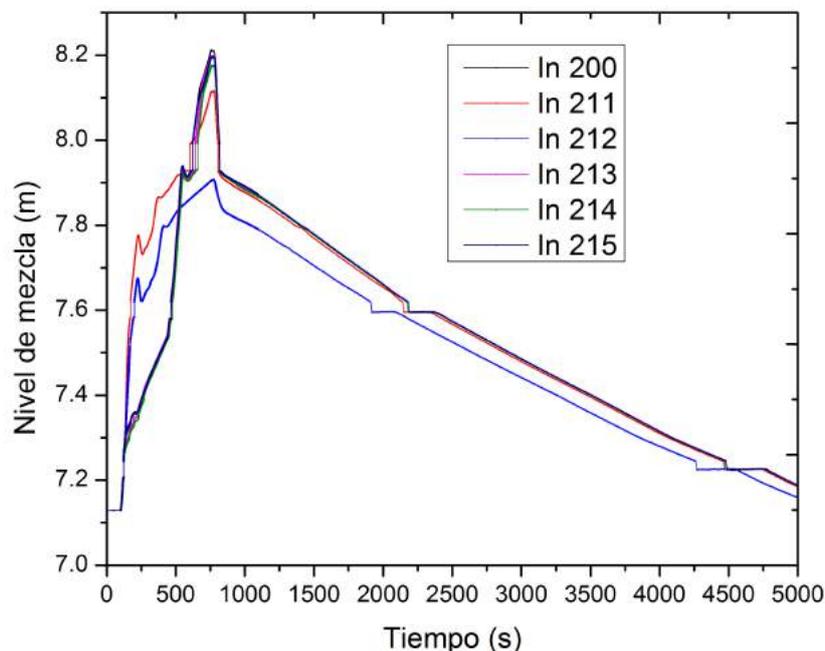


Figura 7.6: Nivel de mezcla desde la base del núcleo en función del tiempo correspondiente a los distintos puntos de inyección.

Las Figuras 7.7 y 7.8 muestran un mapeo de las temperaturas de centro de pastilla y de pared de vaina, en función de la posición axial y del tiempo para cada Anillo, respectivamente. Se eligieron a modo de ejemplo, la simulación con inyección en el branch 200 para la temperatura de pastilla y la inyección en el pipe 213 para la vaina.

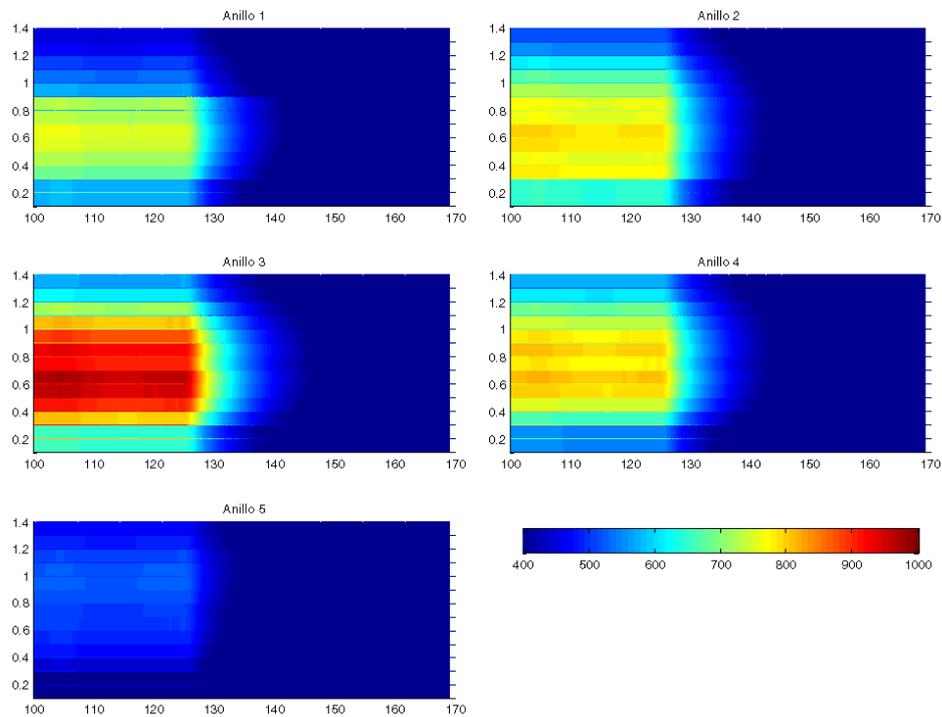


Figura 7.7: Mapeo de la temperatura [°C] del centro de la pastilla correspondiente a la simulación con inyección en el branch 200 para cada Anillo. El eje horizontal corresponde al tiempo y el eje vertical corresponde a la posición axial a lo largo de la longitud activa.

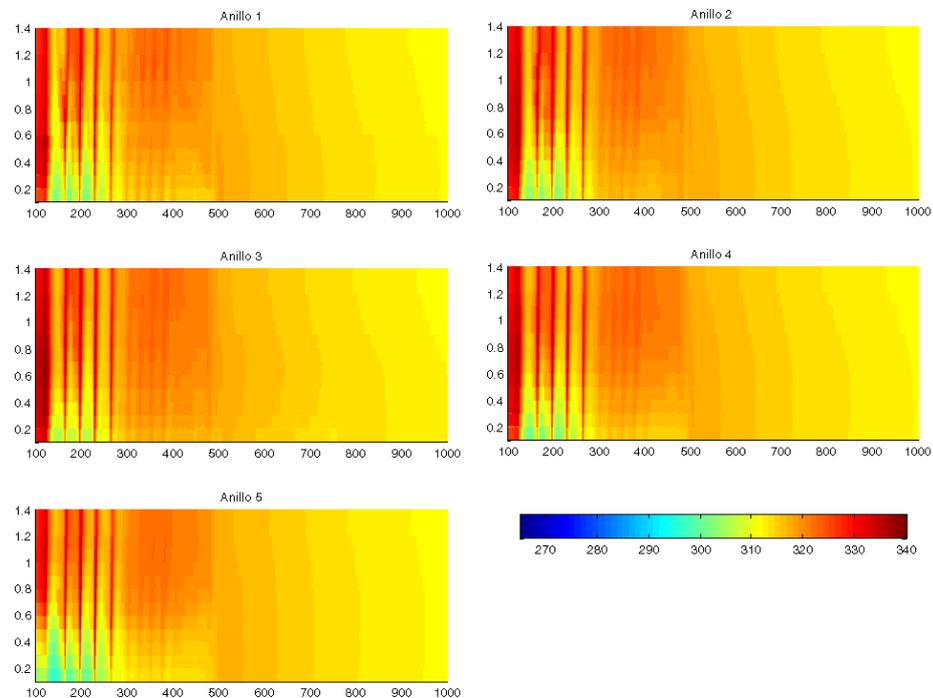


Figura 7.8: Mapeo de la temperatura [°C] de la pared de la vaina correspondiente a la simulación con inyección en el pipe 213 para cada Anillo. El eje horizontal corresponde al tiempo [s] y el eje vertical corresponde a la posición [m] axial a lo largo de la longitud activa.

La evolución ha sido similar en el resto de los casos. Se mantiene un perfil relati-

vo similar al caso estacionario, con la diferencia de que en este caso, la temperatura evoluciona de manera decreciente.

En la evolución de la temperatura de las pastillas, se aprecia que no se ven reflejadas en este parámetro las oscilaciones de potencia debidas a la recriticidad, y que resulta más importante lo que pasa hasta la llegada del primer frente del Boro inyectado directamente en el núcleo. Además se puede ver cómo la zona más exigida es la comprendida entre los 0.4m y los 0.7m del Anillo 3.

Por otro lado, en la evolución de las temperaturas de las vainas, se puede apreciar que importan tanto la sobrepotencia que se produce al principio por las realimentaciones de reactividad, como así también los picos que se producen por las recriticidades.

Las Tablas 7.2, 7.3 y 7.4 contienen las máximas temperaturas alcanzadas en los transitorios de todas las simulaciones, por el refrigerante, la pared de la vaina y el centro de la pastilla, respectivamente. Los resultados no han variado significativamente entre las distintas simulaciones, sin embargo, el menor de cada máximo (según el punto de inyección) se alcanzó casi siempre en los casos donde las inyecciones se realizaron cercanas al centro del núcleo.

Temperaturas Máximas del Refrigerante [°C]										
	Anillo 1		Anillo 2		Anillo 3		Anillo 4		Anillo 5	
<i>Iny.</i>	<i>Inicio</i>	<i>Fin</i>								
200	316.78	329.27	316.78	329.89	316.78	329.58	316.75	328.34	316.78	327.57
211	314.96	328.68	314.51	329.54	318.39	330.12	318.91	328.91	318.97	329.49
212	315.63	327.42	311.47	328.38	315.09	328.96	315.59	328.08	315.63	328.80
213	317.17	330.06	317.07	330.44	314.93	329.81	317.06	330.13	317.17	330.12
214	316.94	329.04	316.91	329.97	316.85	329.84	315.40	330.06	316.93	330.13
215	317.07	327.24	317.05	328.29	317.07	328.98	316.98	328.98	316.01	328.09
Máx	317.17	330.06	317.07	330.44	318.39	330.12	318.91	330.13	318.97	330.13
Mín	314.96	327.24	311.47	328.29	314.93	328.96	315.40	328.08	315.63	327.57

Tabla 7.2: Temperaturas máximas al inicio y al final de la longitud activa del núcleo alcanzada por el refrigerante en el transitorio de cada simulación.

Temperatura Máxima pared de vaina [°C]					
Inyección	Anillo 1	Anillo 2	Anillo 3	Anillo 4	Anillo 5
200	336.72	337.42	339.30	337.54	334.93
211	337.97	338.26	340.02	338.45	336.70
212	336.50	337.00	339.15	337.39	335.84
213	336.73	337.36	339.16	337.53	334.81
214	336.74	337.42	339.27	337.46	334.81
215	336.69	337.38	339.26	337.46	334.88
Mínimo	336.50	337.00	339.15	337.39	334.81

Tabla 7.3: Temperaturas máximas de pared de vaina alcanzadas en el transitorio de cada simulación.

Temperatura Máxima centro de pastilla [°C]					
Inyección	Anillo 1	Anillo 2	Anillo 3	Anillo 4	Anillo 5
200	762.66	798.32	972.78	816.37	526.45
211	762.66	798.32	972.78	816.37	525.93
212	762.66	798.32	972.78	816.37	525.93
213	762.66	798.32	972.78	816.37	527.54
214	762.66	798.32	972.78	816.37	527.59
215	762.66	798.32	972.78	816.37	525.95

Tabla 7.4: Temperaturas máximas de centro de pastilla alcanzadas en el transitorio de cada simulación.

El caudal del primario para cada simulación puede apreciarse en la Figura 7.9. Se observa que el grueso de las oscilaciones se presentaron cuando la inyección de Boro se realizó lejos del centro del núcleo. No obstante, en todos los casos se llegó aproximadamente al mismo valor final de caudal. Se puede apreciar que el establecimiento del caudal final se dio en todos los casos casi al mismo tiempo, o sea, a los 800 segundos aproximadamente. Este tiempo es muy parecido al de la llegada al núcleo del Boro inyectado en la zona de los GV, ya que en realidad coincide con el tiempo en el cual todo el refrigerante del primario alcanza la saturación.

La fracción de vacío al inicio de la chimenea se muestra en la Figura 7.10. En los casos de inyección sobre los pipes 211 y 212, la misma no llegó a ser nula durante el transitorio. No obstante, sí fue nula para los otros casos, debido a la mayor reducción de potencia. Esto implicó que en la primera parte del transitorio, la reactividad producto de la densidad del moderador haya sido mayor, en promedio, en los casos donde se inyectó en el branch 200 y en los pipes 213, 214 y 215.

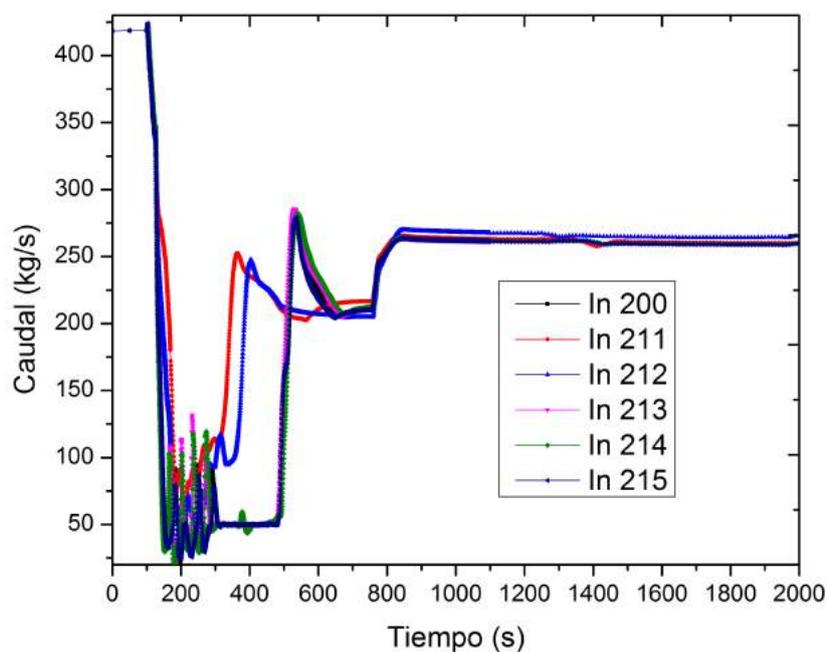


Figura 7.9: Caudal del primario en función del tiempo correspondiente a los distintos puntos de inyección sobre el núcleo.

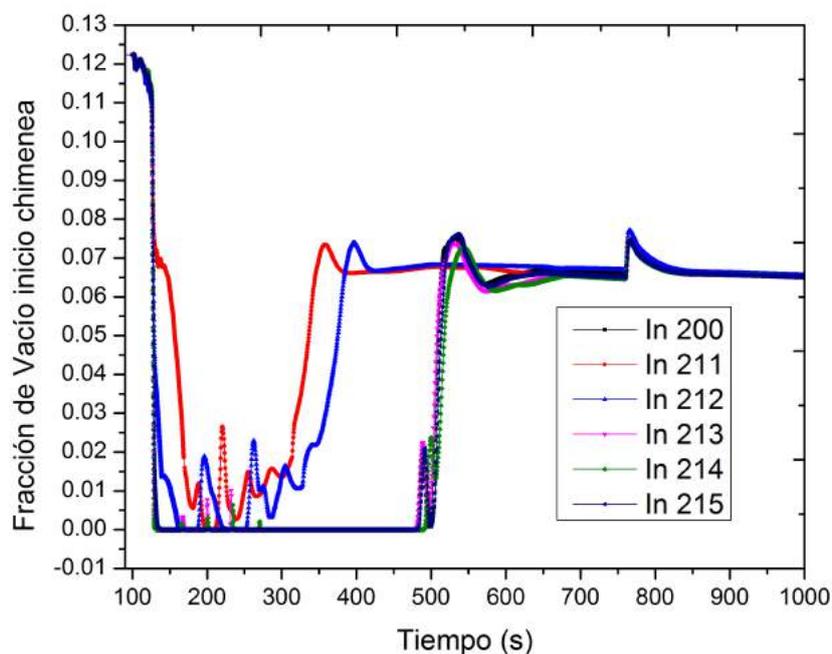


Figura 7.10: Fracción de vacío en función del tiempo correspondiente a los distintos puntos de inyección sobre el núcleo.

La evolución de la reactividad por densidad del moderador se muestra en la Figura 7.11. Esto forma parte de la causa de los picos de potencia en dichos casos.

Los márgenes al Flujo crítico de calor hallados con *DNBtrans*, DNBR y CPR, se muestran en las Figuras 7.12 y 7.13, respectivamente. Si bien en ningún caso se violaron los límites impuestos, los casos con inyección sobre el pipe 211 y 212 presentaron un

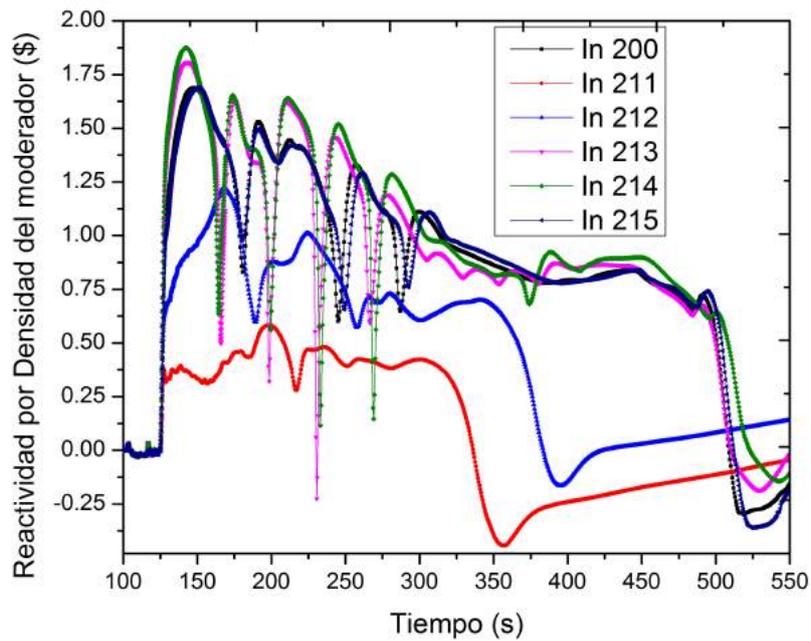


Figura 7.11: Reactividad por densidad del moderador en función del tiempo correspondiente a los distintos puntos de inyección sobre el núcleo.

evolución prácticamente monótonamente creciente en estos márgenes; mientras que los otros casos fueron siempre muy oscilantes, debido a los picos de potencia.

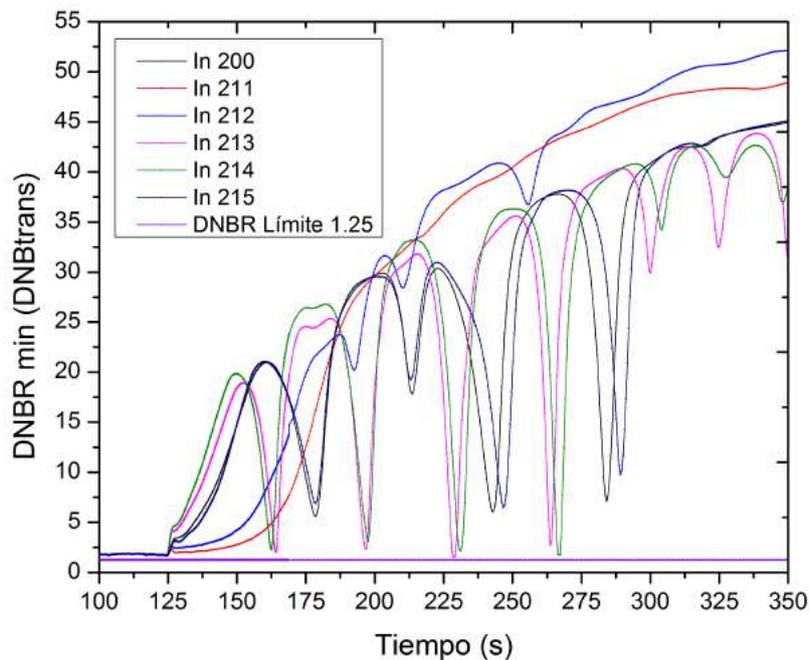


Figura 7.12: DNB calculado con *DNBtrans* correspondiente a los distintos puntos de inyección sobre el núcleo.

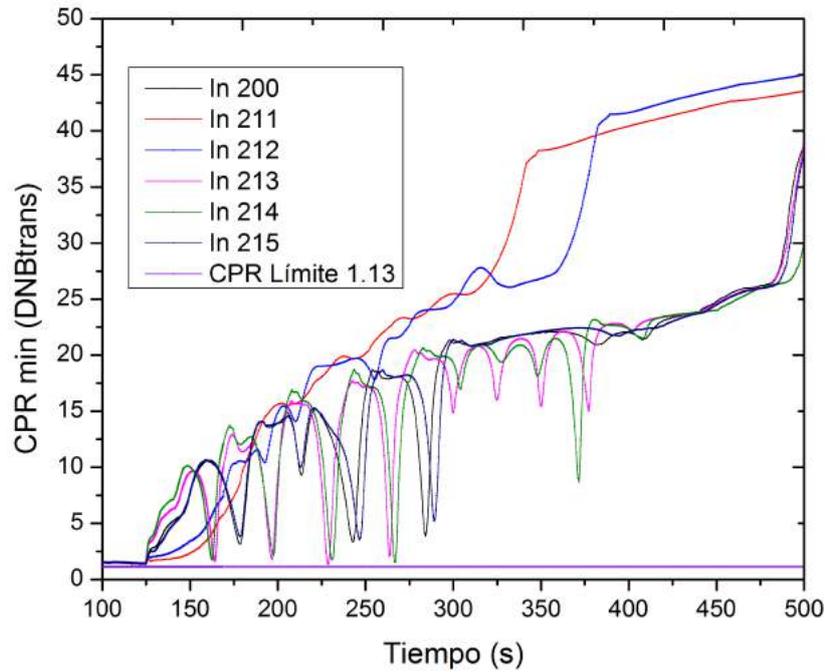


Figura 7.13: CPR calculado con *DNBtrans* correspondiente a los distintos puntos de inyección sobre el núcleo.

Adicionalmente se determinó con RELAP el DNBR mínimo en función del tiempo, el cual se muestra en la Figura 7.14. El *plateau* que se observa corresponde a un valor de 12.3456. Esto se debe a que el código impone dicho valor para el DNBR en caso de que el flujo crítico de calor sea nulo o bien, el flujo de calor sea nulo. En ningún caso se viola el límite de 1.25 impuesto.

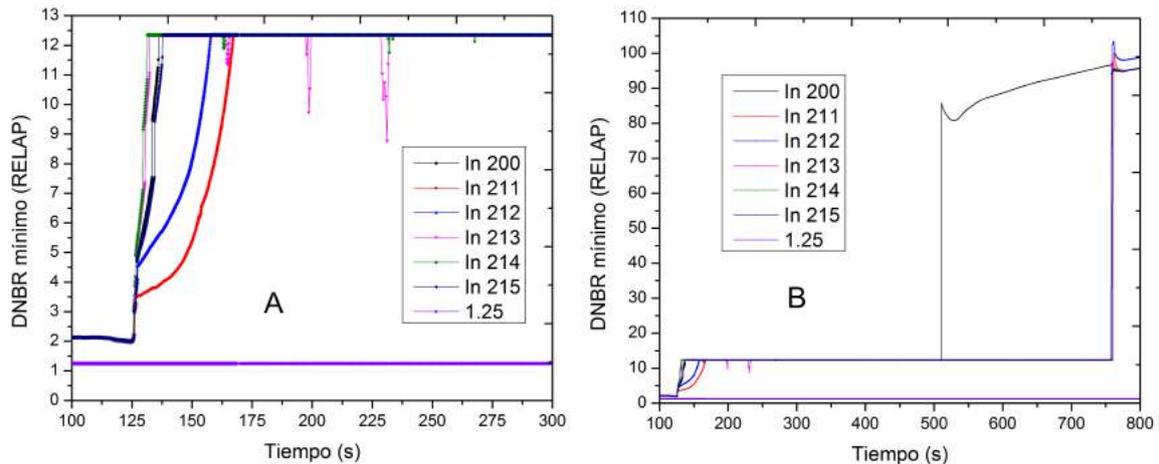


Figura 7.14: DNBR calculado con RELAP para todas la inyecciones. A: Detalle a corto plazo. B: Detalle a mediano plazo.

El cálculo interno en RELAP del DNBR tiene la ventaja (frente al realizado con el *DNBTrans*) que tiene parcialmente en cuenta la dinámica del transitorio, ya que considera nodo a nodo las condiciones del fluido y de las estructuras de calor que representan a los elementos combustibles. Sin embargo tiene los inconvenientes que habría que validar los parámetros que se definen por input, y que no tiene en cuenta los eventuales cambios de los perfiles de potencia inducidos por el transitorio (ya que utiliza cinética puntual y los perfiles no se pueden cargar dinámicamente). Este último inconveniente se podría solucionar realizando un acople con un código neutrónico de núcleo.

La Figura 7.15 muestra la reactividad por Boro simultáneamente con la potencia para cada simulación. Los casos que presentaron mayor cantidad de oscilaciones de reactividad fueron las simulaciones con inyección en el branch 200 y en los pipes 213, 214 y 215. Este comportamiento también se observa en la potencia.

En los casos con inyección en los pipes 211 y 212, el boro aporta mayor reactividad negativa en menor tiempo, aunque en todos los casos se llega al mismo valor luego del transitorio.

De esta manera se aprecia cómo el comportamiento oscilatorio dificulta la inyección del Boro. Cabe recordar, que en realidad las oscilaciones son también producidas por la lógica de inyección del Boro al núcleo, que tiene en cuenta la capacidad del refrigerante del primario de arrastrar hacia arriba el veneno inyectado a una temperatura relativamente fría.

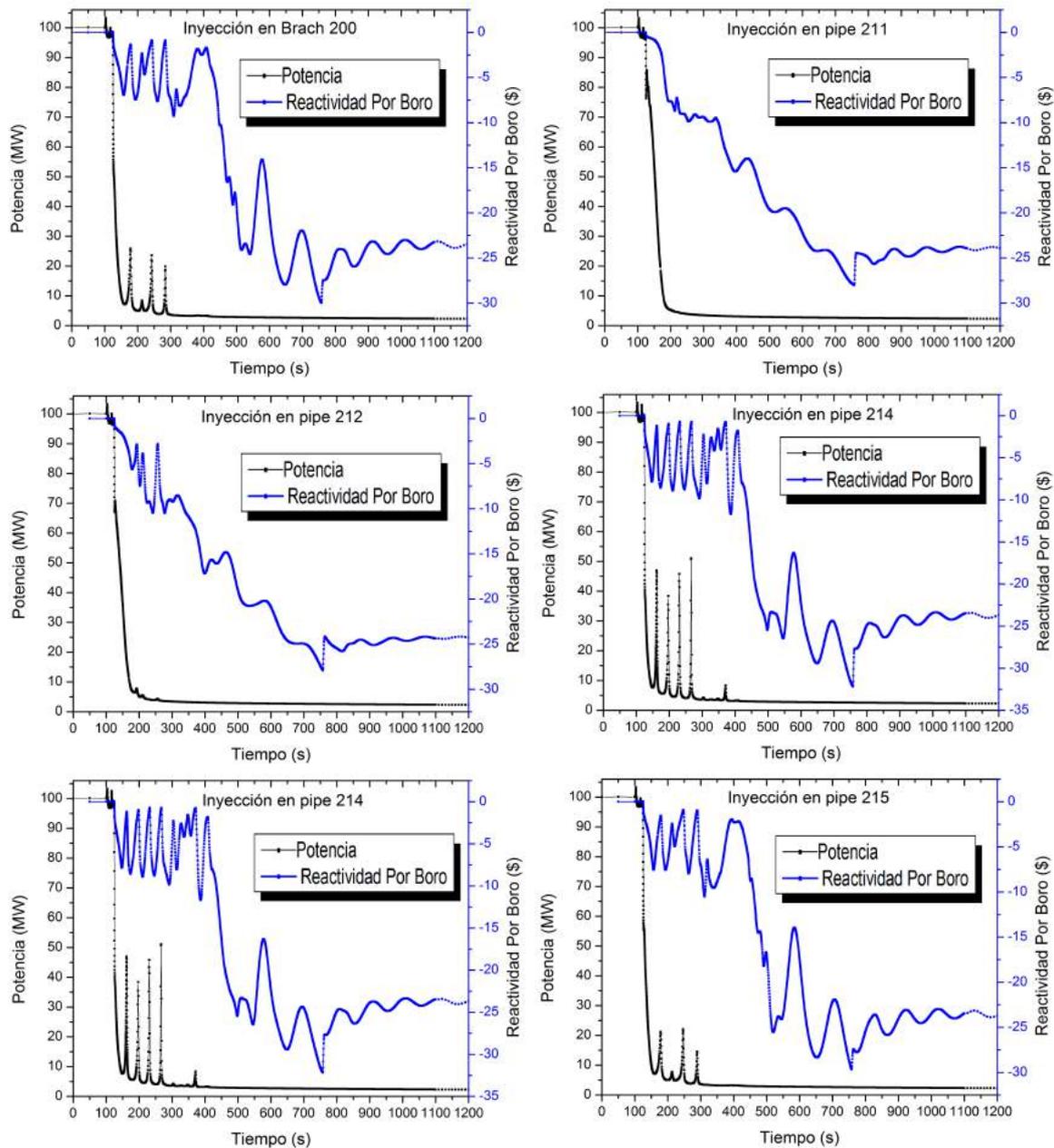


Figura 7.15: Reactividad por Boro correspondiente a los distintos puntos de inyección sobre el núcleo. Se muestra simultáneamente la potencia nuclear para cada caso.

La Figura 7.16 compara la evolución de la potencia entre el evento simulado con la nodalización unidimensional del núcleo con el evento de nodalización tridimensional con inyección sobre el branch 200. Los picos alcanzan casi el mismo valor, aunque se hallan desfasados en el tiempo.

Se puede apreciar que en el modelo de detalle, el primer pico de recriticidad (entre 150s y 200s) se adelanta levemente, lo cual se debe a que en ese modelo, se volvió un poco más grande la reactividad introducida por el moderador. Sin embargo, ya en los siguientes dos picos se observa que los mismos están demorados, lo cual se debe probablemente al efecto del mayor tiempo de limpieza del Boro del núcleo para bajos

caudales, que se había observado en este modelo más detallado.

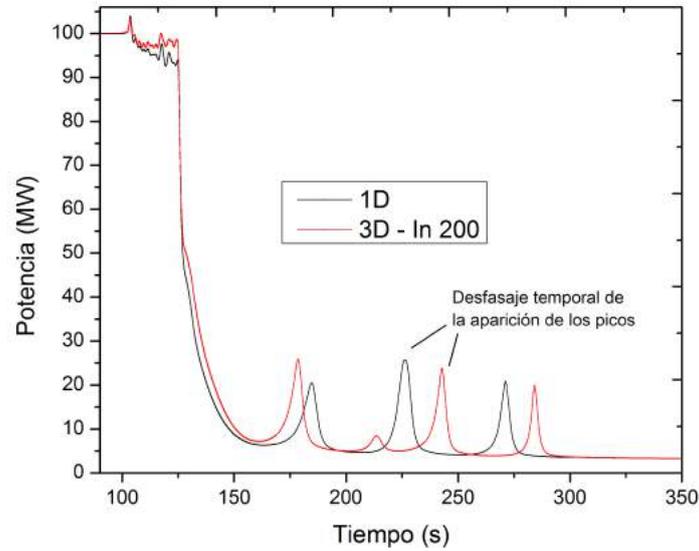


Figura 7.16: Comparación de la evolución de la potencia durante el transitorio entre la nodalización unidimensional (1D) y tridimensional (3D). Esta última corresponde a la inyección sobre el branch 200.

A modo de ejemplo se muestra la concentración de boro correspondiente a la simulación con inyección en el pipe 212 en la Figura 7.17. Se puede apreciar claramente como el Boro es inyectado desde la parte inferior del segundo anillo, y cómo el mismo es transportado al resto del núcleo. Además se aprecia que poco antes de los 800 segundos se uniformiza la distribución de la concentración de Boro, lo cual se debe a la llegada del frente que fue inyectado en la zona de los GV.

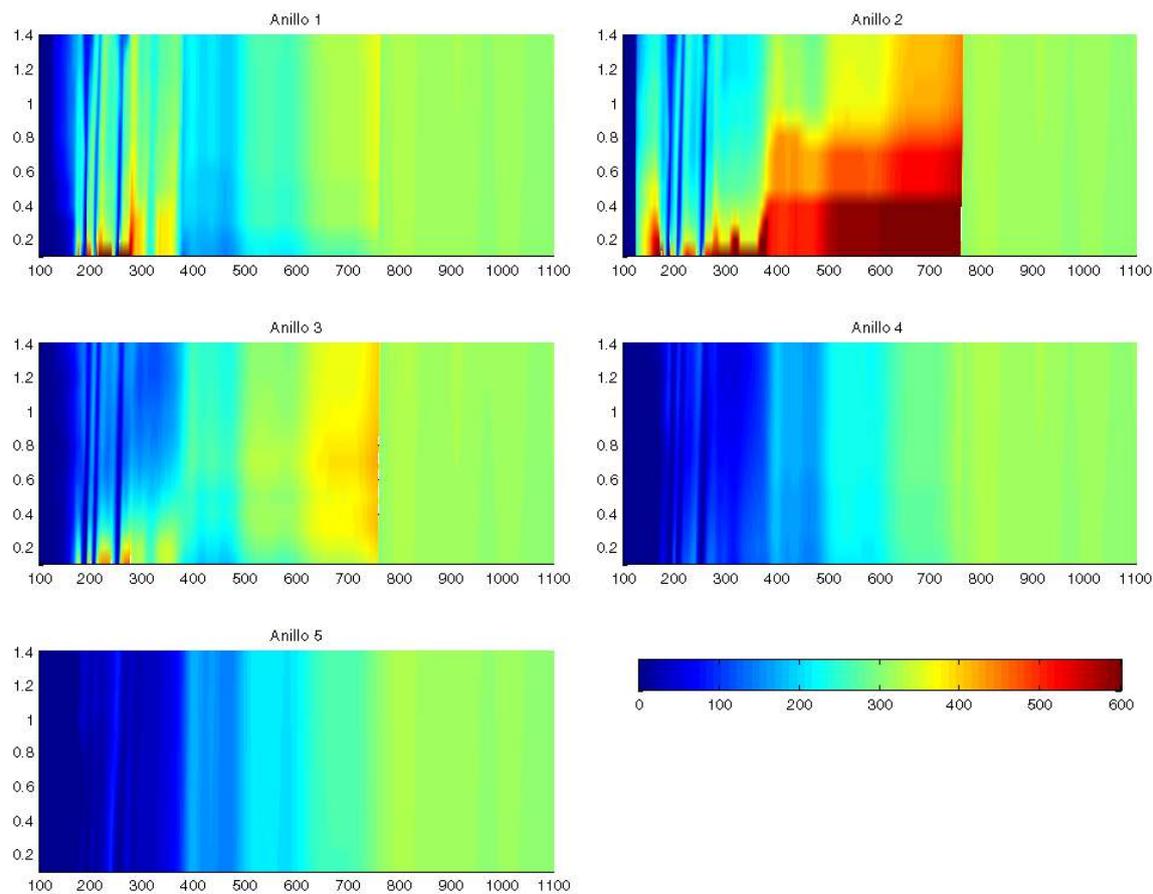


Figura 7.17: Mapeo de la concentración de boro [ppm] correspondiente a la simulación con inyección en el pipe 212. El eje horizontal corresponde al tiempo [s] y el vertical a la posición [m] axial a lo largo de la longitud activa.

Para el mismo caso se muestran en las Figuras 7.18 a 7.21 los perfiles de flujo cruzado para distintos tiempos y para las 4 uniones transversales entre los Anillos. Se puede apreciar que salvo casos particulares (como por ejemplo para 700s, en las 2 uniones cruzadas más periféricas), en general hay un intercambio bidireccional entre las zonas radiales, ya que según la altura de los nodos, el fluido va en una u otra dirección, favoreciendo así el mezclado. Este comportamiento se debe, en parte, a la generación de vacío diferencial que existe (con los correspondientes gradientes de presiones), y a la presencia de los separadores de los elementos combustibles.

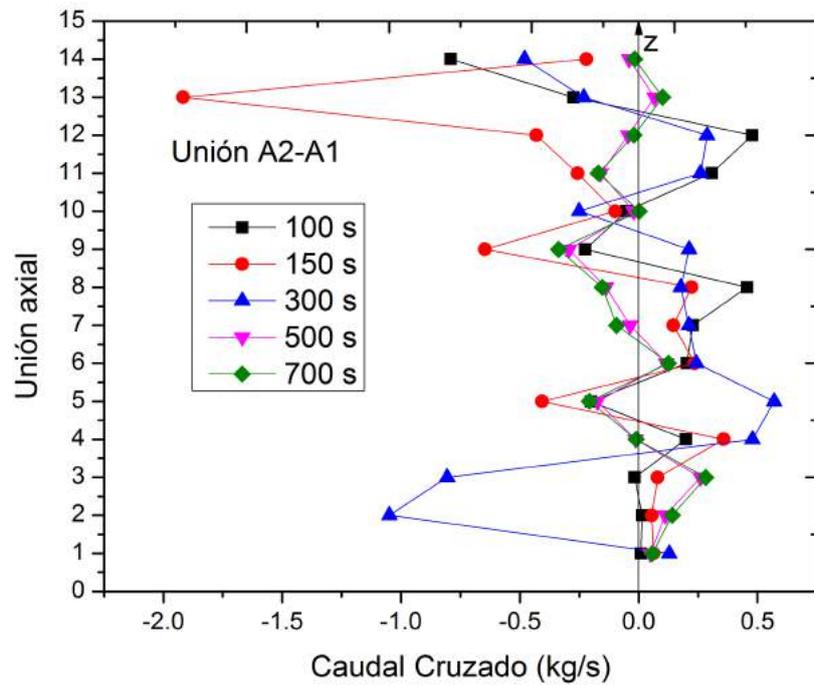


Figura 7.18: Perfil de flujo cruzado para distintos tiempos correspondiente a la unión entre los Anillos 1 y 2 para la simulación con inyección en el pipe 212.

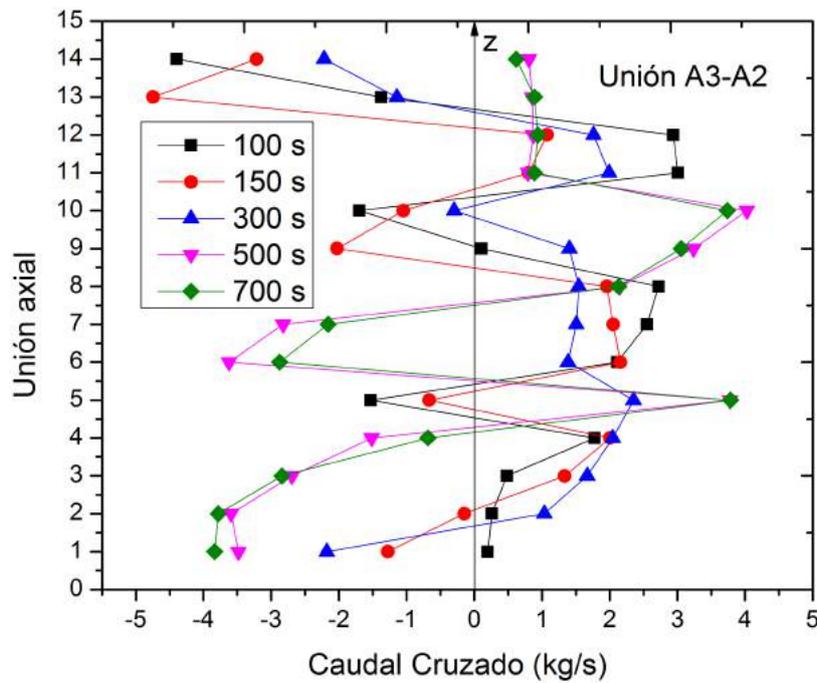


Figura 7.19: Perfil de flujo cruzado para distintos tiempos correspondiente a la unión entre los Anillos 2 y 3 para la simulación con inyección en el pipe 212.

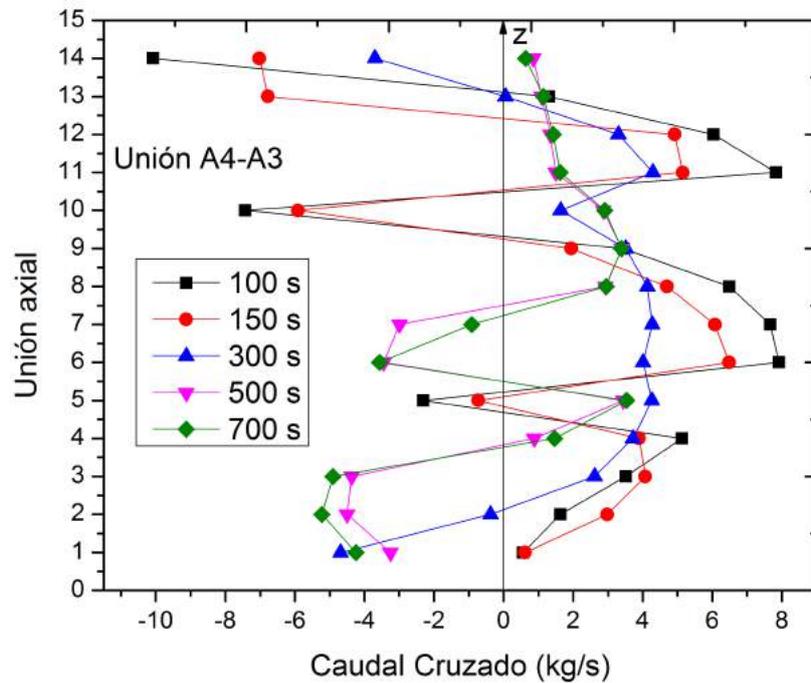


Figura 7.20: Perfil de flujo cruzado para distintos tiempos correspondiente a la unión entre los Anillos 3 y 4 para la simulación con inyección en el pipe 212.

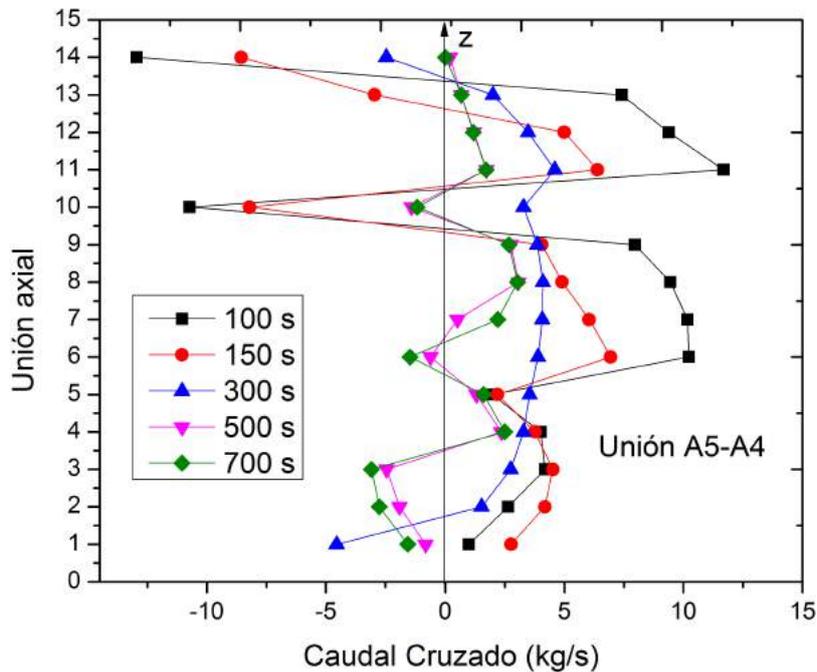


Figura 7.21: Perfil de flujo cruzado para distintos tiempos correspondiente a la unión entre los Anillos 4 y 5 para la simulación con inyección en el pipe 212.

7.2. Conclusiones del Capítulo

Los resultados obtenidos de las simulaciones con distintos puntos de inyección del ácido bórico en el núcleo han mostrado que ubicar el difusor cerca del centro del núcleo disminuye considerablemente las oscilaciones de potencia durante el transitorio

del evento postulado. Esto está relacionado con que el perfil radial de potencia no es máximo en el centro, Anillo 1, sino en el Anillo 3. Por lo que la reducción de potencia fue más brusca en este último caso.

No obstante, los picos de potencia que se presentaron en las simulaciones con inyecciones alejadas del centro del núcleo, si bien llegaron a valores elevados, no comprometieron la estabilidad estructural de los elementos combustibles. En todas las simulaciones, las temperaturas máximas se mantuvieron siempre muy por debajo de los respectivos puntos de fusión y tampoco se violaron los límites del DNBR y CPR.

Colocar el punto de inyección en el centro del núcleo también minimiza las máximas temperaturas que se alcanzan, disminuye las oscilaciones del caudal, disminuye la reactividad positiva introducida por los cambios de densidad del moderador y mejora la eficiencia de la reactividad negativa introducida por el boro.

Si bien las simulaciones con inyección cercanas al centro del núcleo (en pipe 211 y 212) alcanzaron un mayor valor de presión, esto permitió acelerar el ingreso del SECR respecto de los otros casos, en unos 4 minutos. Dicha cuestión resulta de relevancia en la refrigeración del núcleo puesto que los generadores de vapor disminuyen su potencia muy rápidamente. Cabe agregar que se entiende que el disparo del SECR no es un inconveniente, ya que la función principal del SSE es proteger al núcleo mediante el control de la reactividad, siendo la función principal del SECR la de proteger al recipiente de presión de las consecuencias de los desbalances de potencia.

El menor de todos los máximos del nivel de mezcla se presentó en la simulación con inyección en el pipes 212. Esto resulta conveniente para comprometer lo menos posible el correcto funcionamiento de la toma de vapor del SECR.

El DNBR y CPR se aproximaron bastante a los valores umbrales cuando el boro se inyectó en la periferia.

El flujo cruzado fue decreciente durante los transitorios, por lo tanto, su importancia relativa respecto al caudal axial principal siguió siendo baja.

En todos los casos se logró establecer un estado final subcrítico y seguro. Sin embargo, debido a las fuertes oscilaciones de las simulaciones con inyección lejos del centro del núcleo, una postura conservativa evitaría inyectar el boro en esos puntos.

Respecto de la inyección sobre el branch 200, el efecto que produce en el transporte de boro, debido al método de resolución de RELAP, es uniformizar el frente de dicho veneno a la entrada del núcleo. En consecuencia, la evolución de la potencia en dicho caso resultó similar a la simulación con nodalización unidimensional respecto al valor máximo de dichos picos. La diferencia radicó en la aparición temporal de los mismos. Este atraso se atribuye al flujo cruzado.

Como conclusión de este estudio, dadas las hipótesis planteadas, a fin de reducir las oscilaciones se recomienda poner la boquilla del difusor lo más cerca del centro del núcleo que sea posible.

Capítulo 8

Conclusiones generales

El presente trabajo ha permitido la formación en el estudio y modelado de un reactor integrado, presurizado y refrigerado por circulación natural, así como también ha permitido el aprendizaje del código RELAP para la evaluación de transitorios en el mismo.

El núcleo del reactor presenta una gran estabilidad ante perturbaciones de pulsos de boro y reducciones de caudal, en un amplio rango de concentraciones. No obstante, debido al control por coeficientes de reactividad negativos, elevadas concentraciones de Boro podrían llevar al reactor a experimentar incursiones de potencia no seguras como el fenómeno de flujo crítico de calor.

Las simulaciones del evento postulado *station black out con falla del primer sistema de extinción* realizadas a lo largo del trabajo han probado que el diseño del reactor es seguro. Se probó el éxito de los sistemas de seguridad intervinientes en base a las hipótesis planteadas. No se han violado los límites de seguridad en ningún caso. Las temperaturas se mantuvieron siempre alejadas con amplio margen de los puntos de fusión de los distintos materiales de los combustibles.

La dependencia entre el caudal y la potencia en este tipo de reactores y las oscilaciones obtenidas durante las simulaciones del evento han demostrado no comprometer la llegada a un estado seguro, aún en las condiciones más desfavorables.

En ausencia de bombas que impulsen el refrigerante primario en este tipo de reactores, cualquier modelado del mismo que no tenga en cuenta todos los componentes del circuito primario y secundario debe poder representar correctamente la física de la circulación natural. Las relaciones halladas entre el caudal y la potencia y entre potencia y energía interna (ésta última a presión constante) han sido satisfactorias, dentro del rango de validés, cuando se propuso conservar la entalpía de mezcla a la salida del núcleo. Otro resultado de interés es que la solución del sistema a bajo caudal es la de fluido completamente saturado. En este caso, la fuerza boyante se debe fuertemente al perfil de fracción de vacío.

La nodalización tridimensional en este tipo de eventos donde el SCRAM demora más tiempo en concretarse, ha sido de mucha importancia para demostrar que no es indiferente la ubicación radial de la descarga del SSE que va directo hacia el núcleo. Debido al perfil radial de potencia y las hipótesis planteadas, la ubicación más conveniente de la descarga es en la parte central del núcleo. De esta manera, se logra minimizar el fenómeno de las oscilaciones.

La importancia del flujo cruzado radica en el retardo del tiempo de transporte de boro, aunque a grandes caudales resulta ser poco influyente en comparación con el caudal axial.

Las variaciones paramétricas de área de transferencia y coeficientes de reactividad tienen poco peso en la evolución dinámica de la potencia durante la simulación del evento.

En estudios posteriores resultaría conveniente cambiar el método de cálculo de potencia con cinética puntual, usando algún código de núcleo que resuelva la cinética espacial del reactor. Esto permitiría evaluar la influencia de la variación de los perfiles de potencia, que son sensibles a los perfiles de fracción de vacío.

Se debe tener presente que el modelo de transporte de Boro de RELAP es solo una aproximación, que funciona mejor para caudales elevados. Se recomienda realizar estudios con códigos tipo CFD para observar los efectos de difusión de masa y de gradientes de concentración, que no son tenidos en cuenta con el modelo. También, se podría evaluar la influencia del caudal de corte del transporte de boro que se impuso como hipótesis (50kg/s).

Apéndice A

Relación entre caudal y potencia en un reactor refrigerado por circulación natural

“Chicos, esto lo podemos hacer tan violento como ustedes prefieran.”

— Darío Delmastro.

Podemos modelar el reactor como un *loop* en donde existe una longitud calefacionada en la parte inferior (núcleo) y una parte superior en donde se extrae dicha potencia, tal como muestra la Figura A.1. Para tratar la circulación natural se propo-

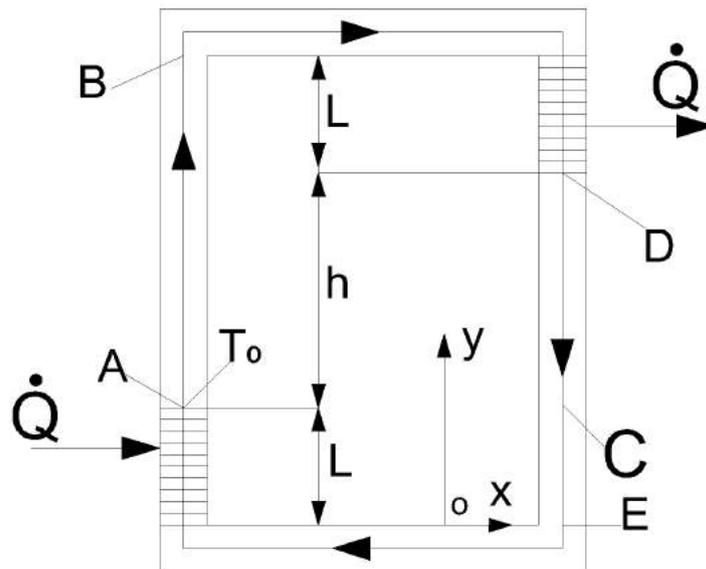


Figura A.1: Esquema simplificado de un reactor para la evaluación analítica del caudal de circulación natural.

ne el modelo de *Boussinesq*, donde la variación de densidad sólo es tomada en cuenta

en el término gravitatorio de la Ecuación de momento. Se supone que el flujo de calor, q'' , es uniforme en toda la longitud activa:

$$q'' = \frac{\dot{Q}}{LP}, \quad (\text{A.1})$$

siendo \dot{Q} la potencia y P el perímetro.

Por lo tanto, podemos usar la conservación de la energía en forma diferencial para hallar el perfil de temperatura de mezcla:

$$\begin{aligned} d\dot{Q} &= q'' P dy = \dot{m} c_p dT, \\ \frac{\dot{Q}}{LP} P dy &= \dot{m} c_p dT, \\ \frac{dT}{dy} &= \frac{\dot{Q}}{\dot{m} c_p L}, \end{aligned} \quad (\text{A.2})$$

siendo \dot{m} el caudal, c_p el calor específico y T la temperatura.

Integrando la Ecuación A.2 se obtiene:

$$T(y) = C_1 + \frac{\dot{Q}}{\dot{m} c_p L} y, \quad (\text{A.3})$$

donde C_1 es una constante a determinar.

La condición de contorno es la temperatura de salida del núcleo, que es la de saturación: $T(y = L) = T_0$, entonces, el perfil de temperatura del núcleo resulta:

$$T(y) = T_0 + \frac{\dot{Q}}{\dot{m} c_p} \left(\frac{y}{L} - 1 \right) \quad (\text{A.4})$$

Ahora planteamos la conservación del momento en forma diferencial en estado estacionario:

$$\rho_0 \vec{V} \cdot \nabla \vec{V} = \rho(T) \vec{g} - \nabla p + \nabla \cdot [\tau], \quad (\text{A.5})$$

siendo ρ_0 la densidad a temperatura T_0 . La integramos en una línea de corriente a lo largo de todo el circuito (curva C en la Figura A.1) :

$$\oint_C \rho_0 \vec{V} \cdot \nabla \vec{V} \cdot d\vec{l} = \oint_C \rho \vec{g} \cdot d\vec{l} - \oint_C \nabla p \cdot d\vec{l} + \oint_C \nabla \cdot [\tau] \cdot d\vec{l}. \quad (\text{A.6})$$

Veamos una a una cada integral:

$$\oint_C \rho_0 \vec{V} \cdot \nabla \vec{V} \cdot d\vec{l} = 0,$$

ya que C es una curva coincidente con una línea de corriente.

$$\oint_C \nabla p \cdot d\vec{l} = 0,$$

ya que es la integral de un diferencial exacto.

$$\oint_C \nabla \cdot [\tau] \cdot d\vec{l} = -K\rho_0 V^2,$$

es la pérdida de carga del circuito, donde K es el coeficiente de fricción. Para la integral siguiente:

$$\oint_C \rho(T)\vec{g} \cdot d\vec{l},$$

primero debemos hallar una relación entre la densidad y la temperatura. Se propone el siguiente modelo lineal.

$$\rho(T) = \rho_0 - \rho_0\beta(T(y) - T_0), \quad (\text{A.7})$$

donde β es el coeficiente de expansión volumétrico. Luego notemos que las integrales en los tramos horizontales son nulas debido a que allí $\vec{g} \perp d\vec{l}$. Por la simetría del problema, la integral en el tramo calefaccionado es igual y opuesta a la integral en el tramo donde se extrae la potencia, por lo que se anulan mutuamente. Solo restan los tramos adiabáticos. La densidad en el tramo AB es ρ_0 , por lo tanto,

$$\int_A^B \rho(T)\vec{g} \cdot d\vec{l} = -\rho_0 g(L + h). \quad (\text{A.8})$$

La densidad en el tramo DE es la correspondiente a la temperatura de entrada en $y = 0$, por lo tanto:

$$\int_D^E \rho(T)\vec{g} \cdot d\vec{l} = \rho_0 \left(1 + \frac{\beta\dot{Q}}{\dot{m}c_p} \right) g(L + h). \quad (\text{A.9})$$

Entonces, volviendo a la integral de la Ecuación de Momento:

$$0 = -\rho_0 g(L + h) + \rho_0 \left(1 + \frac{\beta\dot{Q}}{\dot{m}c_p} \right) g(L + h) - K\rho_0 V^2. \quad (\text{A.10})$$

Simplificando los términos que se anulan se llega a:

$$KV^2 = \frac{\beta\dot{Q}g(L + h)}{\dot{m}c_p} \quad (\text{A.11})$$

Dado que $\dot{m} = \rho_0 V A$, siendo A el área de pasaje del fluido, se obtiene:

$$\dot{m} = \left(\frac{\rho_0^2 \beta g (L + h) A^2}{K c_p} \dot{Q} \right)^{1/3} = Cte \dot{Q}^{1/3}. \quad (\text{A.12})$$

La Ecuación [A.12](#) nos ayuda a ver que la circulación natural aumenta con la diferencia de altura entre la fuente fría y la caliente, así como también que disminuye con la pérdida de carga, como era de esperarse.

Apéndice B

Actividades relacionadas a la Práctica Profesional Supervisada

La Práctica Profesional Supervisada (*PPS*) se llevó a cabo en el Departamento de Seguridad Nuclear del Centro Atómico Bariloche durante los 2 últimos semestres de la carrera de Ingeniería Nuclear, períodos “Agosto-Diciembre 2016” y “Febrero-Junio 2017”.

Las actividades desarrolladas por el alumno durante la PPS fueron:

Capacitación en el prototipo CAREM-25: diseño del reactor, sistemas de seguridad, lógicas del sistema de protección, y fenomenología ante eventos postulados. (Capítulo 2).

Introducción al código RELAP: modelos constitutivos, regímenes de flujo, aspectos numéricos, determinación de los alcances de los modelos. Procedimientos para la utilización del código. (Capítulo 3).

Modelo RELAP: comprensión del modelo de planta existente del reactor, incluyendo la nodalización y el modelado de los sistemas de seguridad. Modelo de transporte de Boro con el código RELAP. Generación del estado estacionario a potencia nominal y análisis de los parámetros principales de la planta. (Capítulo 3).

Simulación de un evento postulado con falla múltiple: pérdida de suministro eléctrico con falla del Primer Sistema de Extinción. Análisis de la fenomenología. Identificación de variables relevantes. Evaluación de la actuación efectiva de los sistemas de seguridad. (Capítulo 5).

Acople de un modelo tridimensional del núcleo al modelo integral del reactor: simulación

del evento Pérdida de suministro eléctrico con falla del Primer Sistema de Extinción. Comparación con resultados utilizando un modelo 1D del núcleo. (Capítulo 7).

Elaboración del informe final.

Apéndice C

Actividades de Proyecto y Diseño

Las actividades de Proyecto y Diseño realizadas para desarrollar este proyecto integrador, y que se basan en el empleo de las ciencias básicas y de la ingeniería adquiridas a lo largo de la carrera, contribuyeron a las siguientes tareas:

Simulaciones con RELAP: análisis de la respuesta dinámica del reactor ante perturbaciones de pulsos de boro. Estudio paramétrico para distintas concentraciones de Boro, duraciones de pulsos y variaciones en el caudal de primario. (Capítulo 4). **60 hs.**

Simulación de un evento postulado con falla múltiple: pérdida de suministro eléctrico con falla del Primer Sistema de Extinción. Estudio paramétrico de la influencia de los coeficientes de realimentación de reactividad y la generación de vacío subenfriado, en la respuesta dinámica de la planta. (Capítulo 5). **70 hs.**

Estudio sobre el tiempo de residencia de pulsos de Boro en el núcleo del reactor: desarrollo de modelos analíticos que representen la fenomenología y que mejoren algunas limitaciones del modelo en RELAP (Capítulo 6). **70 hs.**

Acople de un modelo tridimensional del núcleo al modelo integral del reactor: simulación del evento Pérdida de suministro eléctrico con falla del PSE. Evaluación de distintos puntos de inyección de boro sobre la entrada del núcleo para mejorar el diseño del SSE. (Capítulo 7). **100 hs.**

Bibliografía

- [1] INCROPERA, F., DE WITT, D.; *Fundamentos de Transferencia de Calor*; 4ta Edición, págs. 538 a 543. [2](#)
- [2] DELMASTRO, D., GOMEZ, S., MIZZI, R. y OTROS; *Características generales del reactor CAREM-25*, www.iaea.org/inis/collection/NCLCollectionStore/public/32/068/32068427.pdf [5](#)
- [3] HEGOBURO, P.; *Simulación de transitorios de inserción de reactividad en un reactor integrado con el código de planta RELAP*; Instituto Balseiro, CAB, CNEA, 2009, págs. 38 a 40. [10](#)
- [4] DIVISION OF SYSTEMS RESEARCH OFFICE OF NUCLEAR REGULATORY RESEARCH U. S. NUCLEAR REGULATORY COMMISSION; *RELAP5/MOD3 Code Manual Volume I: Code Structure, System Models and Solution Methods*, Idaho Falls, Idaho [15](#)
; 2001.
- [5] MAHAFFY, J. H.; *Numerics of codes: stability, diffusion, and convergence*; Nuclear Engineering and Design 145 (1993) 131-145, North-Holland. [16](#)
- [6] ROUX, VINCENT; *Evaluation of RELAP5 Reactor Core Modeling Capability*; University of Florida; 2001. [20](#)
- [7] FRANKLIN, G. F., POWELL, J. D.; *Feedback Control of Dynamic Systems*, 3er Edición. pág. 92. [33](#)

Agradecimientos

En primer lugar quiero agradecer a mis directores de proyecto, Fede Mezio y Rober Maturana, por su infinita paciencia y por toda su ayuda, realmente son unos genios. Pude aprender mucho de ellos este último año y espero poder seguir haciéndolo.

También quiero agradecer a mis compañeros de la carrera, *los nucleares*, por todos los momentos compartidos, los nervios y las alegrías, sin olvidarme de los mecánicos, telecos y físicos, porque también me llevo muchos buenos recuerdos de ellos.

Al grupo de seguridad nuclear, *el grupo más alegre y amistoso del CAB* (sus risas se escuchan desde la planta baja), por su buena onda.

A mis amigos en Mar del Plata, que siempre me reciben con los brazos abiertos en las vacaciones y hacen que me cueste mucho tener que volverme a Bariloche.

A mi familia, por lo valores inculcados, después de todo, un ingeniero no nace de los árboles, sino de un hogar con principios.

A todos Ustedes, Gracias totales!

