

ESTUDIO TERMOHIDRÁULICO EN EL TRANSITORIO PRODUCIDO DURANTE LOS PRIMEROS SEGUNDOS DE UN ACCIDENTE POR PÉRDIDA DE REFRIGERANTE EN LA CENTRAL NUCLEAR ATUCHA II

Alejandro Iván Lazarte

ESPECIALIZACIÓN EN REACTORES NUCLEARES Y SU CICLO DE
COMBUSTIBLE

Instituto Dan Beninson

2 de diciembre de 2008



UNSAM
UNIVERSIDAD
NACIONAL DE
SAN MARTÍN

TEMA: Estudio termohidráulico en el transitorio producido durante los primeros segundos de un accidente por pérdida de refrigerante en la central nuclear Atucha II.

ALUMNO: Alejandro Iván Lazarte

PALABRAS CLAVE: LOCA, despresurización, Atucha II

LUGAR DE TRABAJO: Autoridad regulatoria nuclear - ARN - Av. del Libertador 8250 Cap. Fed.

DIRECTOR: Ing. Ricardo Rosso

CO-DIRECTOR: Lic. Mirta Ventura

FECHA DE INICIO: Octubre de 2008

FECHA DE FINALIZACIÓN: Diciembre de 2008

AUTOR

DIRECTOR

CO-DIRECTOR

Índice general

Resumen	III
1. Introducción	1
1.1. Antecedentes	3
1.2. Fenomenología del accidente	4
1.3. Alcance	5
1.4. Contenido	5
2. Modelos, correlaciones y nodalizaciones	7
2.1. Flujos en simple fase	7
2.2. Flujos en doble fase	8
2.2.1. Modelos de flujos	11
2.2.2. Modelo homogéneo	11
2.2.3. Modelo de dos-fluidos	12
2.2.4. Modelos de flujo crítico en doble fase	12
2.2.5. Discusión acerca de los modelos de flujo	13
2.3. Código de cálculo	14
2.3.1. Opciones de usuario	16
2.3.2. Entrada de datos	16
2.4. Nodalización de la central nuclear Atucha II	17
2.4.1. Núcleo del reactor y sistema primario	17
2.4.2. Nodalización de la rotura	20
2.4.3. Sistema del moderador, secundario y otros sistemas auxiliares	21
2.5. Condiciones iniciales y de contorno	21
2.5.1. Opciones numéricas	22
3. Accidente por pérdida de refrigerante	24
3.1. Planteo del problema	24

3.1.1. Estado estacionario	25
3.1.2. Estado transitorio	27
3.2. Acople termohidráulico-neutrónico	28
3.2.1. Aspectos neutrónicos	28
3.2.2. Transitorio de Xenón	31
3.3. Sistema de inyección de boro	31
4. Resultados de las simulaciones	34
4.1. Problemas propuestos	34
4.2. Rotura 2A en el sistema primario	35
4.2.1. Evolución general de la planta	37
4.2.2. Sistema del moderador	44
4.3. Otras roturas	47
4.4. Estudios paramétricos y sensibilidad	47
4.4.1. Modelos de flujos hidrodinámicos y de flujo crítico	47
4.4.2. Energía depositada en el combustible	51
4.4.3. Ubicación de la rotura	54
4.4.4. Tiempo de apertura de la rotura	55
4.4.5. Coeficiente de descarga	57
4.4.6. Tiempo de inyección de boro	61
5. Discusión y comentarios finales	63
5.1. Descripción termo-hidráulica	63
5.2. Temas abiertos	67
5.3. Futuras tareas	67
Apéndice A	71
Agradecimientos	72
Bibliografía	72

Resumen

En este trabajo se presenta un estudio de una simulación realizada con RELAP5 3.3 de una rotura 2A en la rama fría del circuito primario de la central nuclear Atucha II. Esta central utiliza uranio natural como combustible y agua pesada como refrigerante y moderador. Cuando ocurre la rotura del caño, además aparece una excursión de reactividad. El estudio se realizó durante los primeros 8 s del accidente, previo a la inyección de agua liviana mediante los acumuladores de alta presión. Durante el accidente, se considera que no hay caída de barras y el sistema de inyección de boro controlará la reactividad. El sistema actual de boro tiene un retraso tal que no podría llegar a controlar una rotura 2A en la rama fría. Finalmente, se realizará un cambio en dicho sistema y se espera que el tiempo se reduzca a 0.5 s. Dicho valor será el empleado a lo largo del presente trabajo para verificar que el reactor alcanza un estado subcrítico. Adicionalmente se estudió la sensibilidad de los resultados a los distintos modelos de flujos hidrodinámicos-termodinámicos como el de dos-fluidos y el homogéneo, y la sensibilidad a los modelos de flujo crítico, Henry-Fauske y Ransom-Trapp. Los resultados mostraron que el modelo homogéneo es más conservativo que el de dos-fluidos, y que los modelos de flujo crítico dieron lugar a resultados muy parecidos entre sí. Se estudió, además, la sensibilidad con respecto a un coeficiente de descarga en las válvulas que simulan la rotura, y se observó que cuando el mencionado coeficiente decrece, la potencia y reactividad máxima disminuyen pero la temperatura máxima alcanzada por la vaina aumenta. Asociado a estos resultados se verificó que una rotura menor a la 2A podría alcanzar una potencia máxima o una temperatura mayor. La máxima temperatura de vaina para la rotura 2A fue de 1250 K con el modelo de dos-fluidos, de 1425 K con el modelo homogéneo, y 1395 K con una rotura 0.8A.

Abstract

In this work it is presented a study of a simulation performed with RELAP5 mod 3.3 of a 2A break in the cold leg of the primary circuit of Atucha II nuclear power plant. The Atucha II power plant has natural uranium as fuel and heavy water as coolant and moderator. When the break occurs, a reactivity excursion develop as well. The study was performed during the first 8 s of the accident before the injection of the high pressure light water accumulators. It is assumed that during the accident there is no action of the control rod and the fast boron injection system will controls the reactivity. The actual boron system has such a delay that it would be impossible to bring the core to a subcritical state in a 2A break in the cold leg. Finally, small changes would speed up the boron injection up to 0.5 s. This value will be used for performing all the calculation along this work to verify that the cores reach to a subcritical state. In addition, it was studied the sensibility of the results to different, hydrodynamics-thermodynamics models such as the homogenous and two-fluid models, and critical flow models such as the Henry-Fauske and Ransom-Trapp. The results showed that the homogeneous model is more conservative than the two-fluid model, and the critical flow models gave, both, similar results. Besides, we studied the sensibility to the discharge coefficient of the valves used for the break, and we found that with the increasing of the coefficient, the maximum power and reactivity decrease as well, but the clad temperature increase. It is showed in the work that a break area smaller than 2A could bring a high peak power and a high clad temperature. The peak clad temperature for a 2A was 1250 K with a two-fluid model, 1425 K with the homogeneous model and 1395 K in a 0.8A break.

1

Introducción

La central nuclear Atucha II es una central tipo PHWR¹ de segunda generación con aproximadamente 745 MW eléctricos y 2160 MW térmicos. El reactor es un recipiente de presión, con 451 canales refrigerantes por los que circula agua pesada (D_2O). El combustible nuclear es uranio natural. Dentro del recipiente de presión, y rodeando a los canales refrigerantes, se encuentra el tanque del moderador, que contiene también agua pesada.

El sistema primario consiste en dos circuitos o loops, un presurizador, un tanque de alivio, dos bombas y dos generadores de vapor. El sistema se encuentra presurizado a 115 bar aproximadamente y la temperatura de trabajo, en operación normal, es entre 278°C y 320°C. El sistema moderador, físicamente separado del sistema primario, también se encuentra a ~115 bar y trabaja entre 140°C y 190°C. Un sistema secundario alimenta de agua liviana, previamente calentada en 4 intercambiadores de calor del sistema del moderador, a los generadores de vapor. Una descripción detallada de los sistemas puede encontrarse en el Preliminary Safety Analysis Report [1].

Los sistemas de regulación, control de reactividad y de parada rápida son un conjunto de barras de control y seguridad: grises (acero) y negras (hafnio) y un sistema rápido de inyección de boro.

El diseño termohidráulico-neutrónico de la central Atucha II fue realizado a fines de 1970 y

¹Pressurized heavy water reactor

principios de 1980 por la empresa alemana Siemens-KWU. Dicho diseño se basó en un criterio probabilístico y no, en el accidente máximo creíble. El accidente máximo creíble era, en dicho momentos, el alcance de diseño de los sistemas, en especial, de los de seguridad. En un análisis probabilístico de seguridad (preliminar), desde el punto de vista fracto-mecánico, se llegó a la conclusión que una rotura 2A del sistema primario posee una probabilidad anual de ocurrencia inferior a 10^{-7} como está consignado en el Apéndice B del *preliminary safety analysis report* [1]. Bajo el criterio probabilístico y debido a la baja probabilidad de ocurrencia de una rotura 2A, la central fue diseñada, finalmente, para poder soportar únicamente una rotura 0.1A en el sistema primario.

Con el diseño de los sistemas de seguridad de Atucha II, en particular del sistema de inyección rápida de boro, en las condiciones actuales, sería muy difícil lograr mitigar un accidente como una rotura 2A en la rama fría del primario, sin que dicho accidente se convierta en un accidente severo. Esto implicaría un daño extenso del núcleo, degradación de las barreras físicas y de los sistemas para asegurar las funciones básicas de seguridad, y una posible emisión de productos de fisión a la atmósfera.

A fines de la década de 1970, el criterio del accidente (rotura 2A) máximo creíble se abandonó y la seguridad de una planta nuclear se basó en otros conceptos. Esto quedó demostrado en Three Mile Island 1979, donde una rotura pequeña o intermedia pudo causar un daño importante en el núcleo. Por lo tanto, el diseño global de la planta debería poder mitigar con alto grado de certeza los posibles incidentes (transitorios operacionales) y accidentes denominados *accidentes base de diseño* (DBA). La clasificación en accidentes e incidentes puede ser variada como se muestra en Safety Report Series No 23 de la IAEA [2], y una posibilidad, es por su probabilidad de ocurrencia. De acuerdo con la clasificación de la IAEA, por ejemplo, los accidentes que pueden ocasionar un daño mayor que un DBA, se denominan *más allá de la base de diseño* (BDBA). Estos accidentes, podrían tener una probabilidad de ocurrencia entre 10^{-6} y 10^{-4} por reactor por año.

Actualmente, las plantas nucleares como PWR y BWR² tienen incluidos, dentro de su nómina de accidentes base de diseño, todo el espectro posible de roturas en las ramas frías y calientes³ del sistema primario, incluida la rotura 2A, *independiente de la probabilidad de ocurrencia*.

La Autoridad Regulatoria Nuclear (ARN) ha decidido que, una rotura 2A en el sistema primario de la central nuclear Atucha II puede tratarse como un accidente más allá de la base de diseño, y una rotura 0.1A, como un DBA.

²Pressurized light water reactor and boiling water reactors

³Se considera que la rama fría es aquella en la que se produciría el mayor daño al núcleo del reactor

Es importante remarcar que la central nuclear Atucha II tiene una característica distintiva respecto a otras centrales, en particular las PWR. Una rotura de la rama fría (también puede ocurrir en la rama caliente) del sistema primario no implica únicamente una rápida despresurización del sistema primario como en un PWR, sino que además aparece, prácticamente en forma simultánea, una excursión de reactividad por vacío de refrigerante. En efecto, la central Atucha II al tener como combustible uranio natural y agua pesada como refrigerante tiene un coeficiente de reactividad por vacío de refrigerante positivo. Esto indica que, durante una rápida despresurización y formación de vapor en los canales refrigerantes, la excursión de reactividad producida, desarrolla un fuerte incremento de la potencia. En el caso particular de Atucha II, la escalada de reactividad convierte al núcleo en hipercrítico, por lo que su control resulta dificultoso.

1.1. Antecedentes

Dentro de los accidentes con pérdidas de refrigerante⁴ en la central nuclear Atucha II, hay un amplio espectro de posibilidades y combinaciones de éstas. Las posibilidades son: roturas de distinto tamaño en diferentes puntos del circuito primario o del circuito moderador o en el circuito secundario. Fundamentalmente, la ubicación de la rotura y el tamaño pueden llevar a la planta a una dinámica global muy diferente. Adicionalmente, debido a las tasas de caída de presión de cada rotura y ubicación, los sistemas auxiliares y de seguridad involucrados pueden ser diferentes, por lo que cada caso debería ser analizado por separado. También los tiempos característicos de evolución son distintos, y en el caso de un LOCA 2A los tiempos involucrados son extremadamente cortos. Para Atucha II, algunos análisis determinísticos para roturas en distintas ubicaciones fueron calculados previamente en el informe preliminar de seguridad [1].

Dado que la planta no fue diseñada para soportar una rotura mayor a $0.1A$ ⁵, desde el punto de vista de la seguridad nuclear y dado que, actualmente en el mundo se considera una rotura 2A como DBA, es conveniente tener un conocimiento, al menos aproximado, de la evolución de este tipo de accidente.

El futuro operador de la planta, NA-SA, a través de la Universidad de Pisa [3], ha desarrollado una entrada de datos para simular con RELAP5/3D un accidente tipo LOCA 2A en Atucha II. En la entrada de datos se hizo especial énfasis en una descripción muy detallada del núcleo del reactor: canales refrigerantes, elementos combustibles y tanque del moderador. La nodalización del núcleo tiene en cuenta 280 zonas refrigerantes descritos en tres dimensiones y un tanque

⁴Más comúnmente LOCAs, Loss Of Coolant Accident. En el presente trabajo se utilizarán sendas denominaciones.

⁵En realidad la Universidad de Purdue mostró que se podría llegar hasta aproximadamente $0.28A$.

del moderador, también en 3 dimensiones. Siendo ésta nodalización tan detallada permite tener en cuenta efectos espaciales en cinética neutrónica y permite estudiar, desde el punto de vista termohidráulico el comportamiento, prácticamente, *de a 2 dos canales refrigerantes*.

En paralelo, M. Bertodano, T. Downer y V. Ransom [4] de la Universidad de Purdue han estudiado este tipo de accidentes pero mediante el uso de RELAP5 que trabaja en una dimensión, y con únicamente 5 zonas refrigerantes. No obstante, acoplado al RELAP5, la Universidad de Purdue, utilizó para la cinética neutrónica el código PARCS como código de reactor y el HELIOS como código de celda.

Un estudio muy interesante acerca de una rotura 2A es el realizado por Robbe *et. al.* en 2003 [5]. En el mismo se ilustra el comportamiento durante el primer segundo de la rotura que ocurre entre la bomba principal y el generador de vapor en un PWR de 4 loops. En este trabajo se puede ver que, el comportamiento de una central, a diferencia de Atucha II, el núcleo se vuelve subcrítico, cuando comienza la formación de vapor.

1.2. Fenomenología del accidente

Cuando se produce una rotura en el sistema primario de una central nuclear que se encuentra presurizada a 115 bar para un PHWR ó 150 bar para un PWR, el líquido en forma prácticamente instantánea, se evapora⁶. Dos ondas de presión ingresan el sistema primario provocando una brusca despresurización y la consecuente formación de vapor en los canales refrigerantes. El vacío formado, y debido a que Atucha II tiene un coeficiente de reactividad por vacío de refrigerante positivo, hace que la reactividad se incremente rápidamente y se produzca un aumento de potencia. Debido a los tiempo involucrados en este proceso, la potencia crece aproximadamente en forma exponencial, y se alcanzan valores de reactividad mayores a 1 \$.

Durante los primeros ocho segundos de la despresurización se observará que la presión decrece desde los 115 bar hasta los 64 bar y, aproximadamente, a los 9 s se produce el ingreso de agua del sistema de inyección de emergencia de alta presión. El estudio propuesto se ocupará, esencialmente, de los 8 s iniciales. Luego del ingreso de la inyección de agua, los fenómenos que ocurren son similares a los de que ocurren en un PWR.

Tanto en la central PWR, a través del trabajo Robbe *et. al.* en 2003 [5], como en Atucha II, los primeros instantes del accidente está condicionado a la formación de vacío en los canales y los circuitos. No obstante, la formación de vacío en Atucha II es más rápida que en el PWR y está asociado al aumento de potencia.

⁶Este término se identifica con la palabra *flashing*

1.3. Alcance

El presente trabajo propone mostrar los resultados de una simulación realizada con RELAP5 mod3.3 de una rotura 2A en la rama fría del circuito refrigerante, con distintos modelos de fluidos hidrodinámicos y termodinámicos. Asimismo se expondrán los resultados para una rotura de menor tamaño.

El contenido general estará orientado a aspectos termohidráulicos del reactor y, en mucho menor grado, a aspectos neutrónicos. En relación a aspectos mecánicos únicamente se utilizarán resultados de la bibliografía sin profundizar ni discutir los mismos ya que, para este trabajo, son utilizados en la justificación de algunos valores empleados.

Además, se intentará mostrar cuál es el comportamiento de la planta con un tiempo de inyección de boro de 0.5 s. Se ilustrará que los resultados son muy sensibles a dicho tiempo de inyección. Adicionalmente, otro parámetro de interés, es el coeficiente de descarga. Se expondrán los resultados de simulaciones, también, variando este coeficiente.

Es importante mencionar que un accidente como una rotura 2A es esencialmente para probar los sistemas de seguridad, para controlar reactividad y refrigeración. Desde el punto de vista general de la planta, se está asumiendo que en el problema salvo la cañería que se rompe, el resto de la central se conserva la geometría.

1.4. Contenido

A continuación se presentan cuatro capítulos adicionales para tratar el tema de una rotura en la central Atucha II.

El capítulo 2 está orientado a hacer una breve descripción de algunos de los modelos y/o correlaciones que pueden resultar de interés para la simulación del flujo en la rotura incluidos en el código de cálculo. Esta descripción no pretende ser exhaustiva en los modelos sino solamente proporcionar una idea muy general para poder, finalmente, tratar de interpretar los resultados que aparezcan de la simulación del flujo en los primeros segundos de la rotura. Adicionalmente, se presentan las nodalizaciones correspondientes a los sistema de interés.

Una descripción de las simulaciones en estado estacionario y de la entrada de datos se mostrará en el capítulo 3. Cabe mencionar que los resultados de las simulaciones para alcanzar el estado estacionario son las condiciones iniciales para el transitorio. Es de importancia, en consecuencia, que los valores de los parámetros a la salida del estacionario sean similares a los valores esperados de planta de diseño. Se realizará también una discusión acerca de las condiciones de

contorno que se emplearán en la simulación.

En el cuarto capítulo se presentarán los resultados de las simulaciones del estado transitorio. Así mismo se mostrará la dinámica global del reactor y la sensibilidad de los resultados a parámetros inciertos, como el coeficiente de descarga en una cañería y el tiempo de inyección de boro.

Finalmente, en el último capítulo, se dará un resumen general y una discusión final acerca de los resultados del trabajo.

2

Modelos, correlaciones y nodalizaciones

2.1. Flujos en simple fase

En general, la mecánica de fluidos se concentra en el estudio de flujos homogéneos en una sola fase: agua, vapor, aire, etc [6, 7]. Sin embargo muchas aplicaciones industriales involucran tanto flujos en simple fase como en doble fase.

Por ejemplo, durante la operación normal de una central nuclear, en algunos componentes y sistemas, los flujos pueden ser en simple fase. No obstante, en algunas situaciones incidentales y/o accidentales existe la posibilidad que el flujo sea en doble fase.

El estudio en simple fase se reduce a plantear ecuaciones de conservación de masa, momento y energía. En particular, los términos más importantes desde el punto de vista de la seguridad son los cálculos de la pérdida de carga por fricción: entre las paredes, interfacial y en discontinuidades. En efecto, estos términos influyen en las velocidades de flujo y, por lo tanto, en la refrigeración e intercambio de calor.

En flujos en simple fase, las pérdidas de carga se calculan de manera relativamente simple a

partir de

$$\Delta P_{friccion} = \sum_j \left(\frac{f_j L_j}{D_{ej}} \right) \frac{\rho V_j^2}{2} + \sum_i \left(K_i \frac{\rho V_i^2}{2} \right) \quad (2.1)$$

siendo f el factor de fricción, que se obtiene de los diagramas de Moody a partir del número de Reynolds y la rugosidad del caño; K se corresponde con factores de carga para las distintas discontinuidades y se encuentra ampliamente difundido en la bibliografía [8]. Las cantidades D_e , L , ρ y V son el diámetro hidráulico, la longitud, la densidad y la velocidad de flujo respectivamente. El cálculo para flujos en doble fase suele ser bastante más complicado ya que depende fuertemente del régimen de flujo, y se pueden definir los multiplicadores de doble-fase (ϕ_0^2) [9], que serían equivalentes a un factor de corrección a la ecuación 2.1.

2.2. Flujos en doble fase

Los flujos multifásicos tienen características muy diferentes a los flujos en simple fase. Por ejemplo, la diferente concentración de una fase respecto de otra es uno de los parámetros dependientes de gran importancia y la distribución espacial de fases afecta fuertemente el comportamiento del flujo de un canal, cañería o intercambiador de calor. Además, como la densidad de las distintas fases pueden diferir en órdenes de magnitud, la influencia de la fuerza gravitatoria puede resultar ser sumamente importante.

Los flujos bifásicos, o en general multifásicos, se caracterizan por tener interfaces entre las distintas fases y discontinuidades entre las propiedades. En lo que resta del trabajo se asumirá que todos los flujos serán únicamente bifásicos (agua-vapor).

A diferencia de los de simple fase, los flujos bifásicos se clasifican por la distribución entre fases o regímenes, que a su vez dependen de la dirección del flujo, de la orientación del canal, del caudal y de la geometría del canal. En la bibliografía [9, 10, 11] pueden encontrarse esquemas sobre los regímenes de flujo en doble fase. Algunos de los regímenes más conocidos en la literatura citada se ilustran en las figuras 2.1 y 2.2 para una dirección vertical y horizontal respectivamente.

Entre las distintas fases puede ocurrir un intercambio de masa, momento y energía que depende de la geometría interna del fluido y del área interfacial, es decir, del régimen. De este modo la caída de presión y los coeficientes de intercambio de calor, serán diferentes para cada régimen de flujo [9], y por ello la elevada complejidad para los cálculos.

En el caso de un reactor nuclear, tenemos un intercambio continuo de calor al flujo y consecuentemente una estructura interfacial dinámica, sumado a los cambios geométricos de los canales

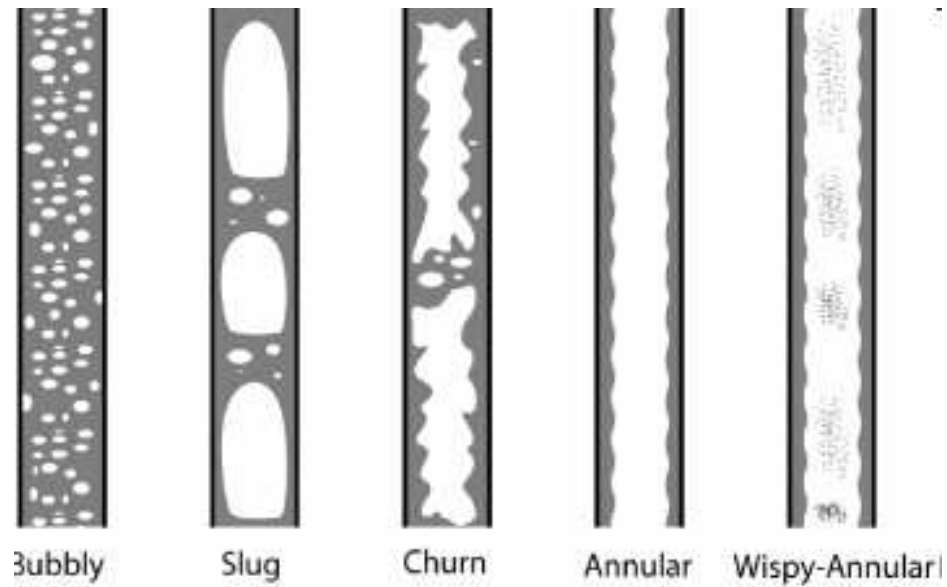


Figura 2.1: Regímenes de flujo en un canal vertical.

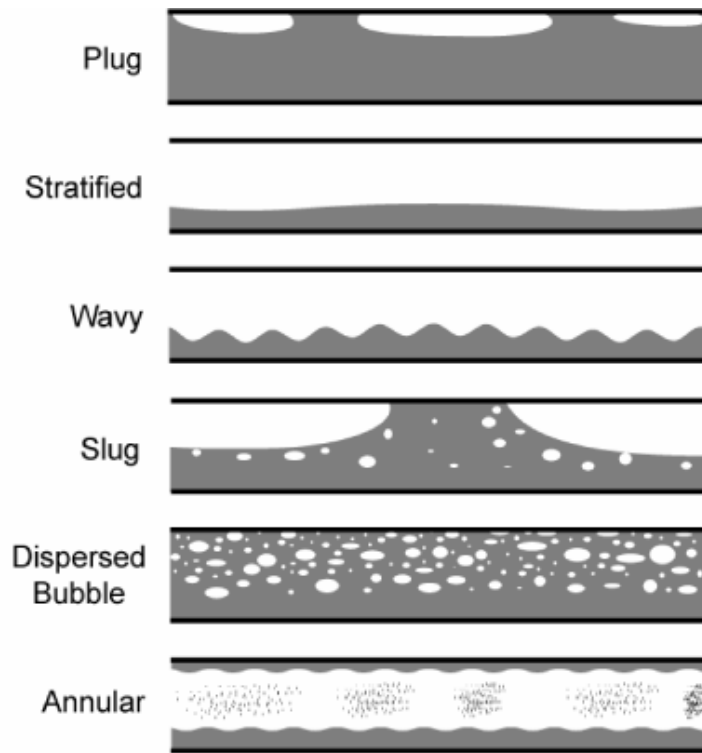


Figura 2.2: Regímenes de flujo en un canal horizontal.

de conducción del flujo. Debido a lo anterior los regímenes de flujos podrían ir cambiando a lo largo del un canal lo que trae asociado una complicación adicional. La dificultad aparece en la transición entre los distintos tipos de regímenes debido a que es gradual. En la figura 2.3 se ilustra un mapa de transición entre flujos, representado como la velocidad másica de la fase vapor res-

pecto a la velocidad másica de la fase líquida, que puede interpretarse como la energía cinética por unidad de volumen de una fase en función de energía de la otra fase. Se observa además que aparece una frontera bien definida para cada tipo de régimen.

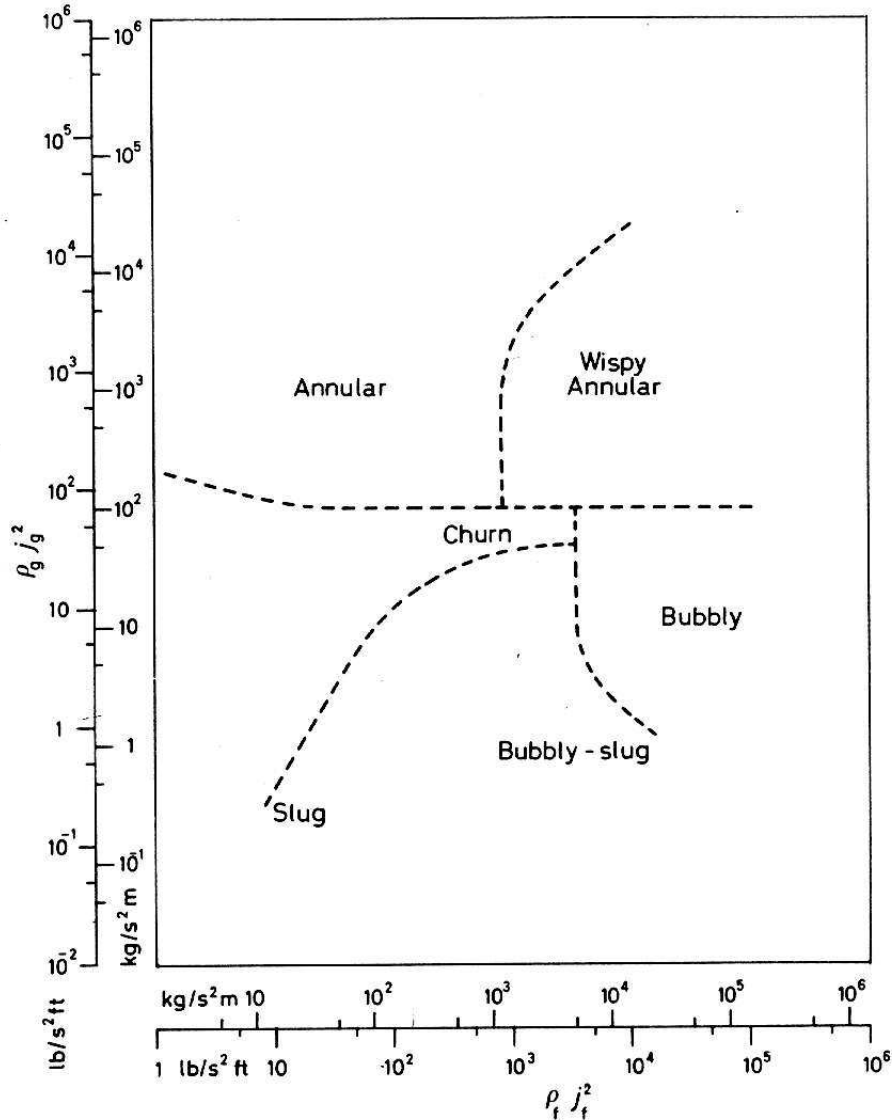


Figura 2.3: Esquema de las zonas de transición entre los distintos tipos de regímenes en flujo vertical en función de las condiciones termodinámicas e hidráulicas (Hewitt and Robert 1969).

Debido a lo mencionado en los párrafos anteriores los flujos en doble fase suelen ser bastante más difíciles de tratar que los de simples fase. Por ello, para trabajar con flujos en doble fase existen distintas aproximaciones que serán muy brevemente descritas en la próxima sección.

2.2.1. Modelos de flujos

Para el análisis de flujos bifásicos se suelen utilizar dos aproximaciones. El modelo más sencillo (modelo homogéneo) es considerar un flujo homogéneo formado por ambas fases (denominado pseudo-fluido [9]) y la otra aproximación o modelo (de dos-fluidos) considera las fases por separado.

Las variables que caracterizan a los flujos son las masas (m_i), las velocidades (\mathbf{v}_i), las fracciones de vacío (α_i) y los títulos (χ_i) de cada componente. En un canal, por ejemplo, en un instante dado el fluido puede ser vapor mientras que en otro instante puede ser líquido, y por lo tanto, las variables mencionadas son un promedio temporal. En el caso de la fracción de vacío, que representa el volumen de vapor respecto del volumen total de la mezcla, se puede considerar un elemento de longitud diferencial y entonces resulta que es la relación entre áreas de vapor y de la mezcla en la sección transversal de un canal. En este sentido, las variables locales, en general, son como un promedio en la sección de la cañería.

Estado termodinámico

Es posible considerar en los modelos que, las fases podrían encontrarse en equilibrio termodinámico, es decir a la misma temperatura (saturación) de la fase líquida a la presión a la que se encuentre, o bien ambas fases encontrarse en un estado de desequilibrio, a distinta temperatura.

2.2.2. Modelo homogéneo

El modelo homogéneo que es el más simple de todos, supone que las velocidades de cada fase son iguales entre sí, es decir, $\mathbf{v}_i = \mathbf{v}$ para todo i . Básicamente considera que el flujo bifásico se comporta como un pseudo-fluido cuyas propiedades son, de alguna manera, un promedio ponderado o una combinación entre las componentes respecto, por ejemplo, a la fracción de vacío [9]. La igualdad de velocidades indica que el factor de deslizamiento es igual a uno.

Este modelo además considera que las fases están en equilibrio termodinámico y a la misma presión, a este modelo se lo denomina homogéneo en equilibrio (HEM). En el caso en que ocurra una reacción química, también asume la igualdad de potenciales químicos.

EL HEM es válido sólo en los casos en que se alcanza rápidamente el equilibrio entre fases. Por ejemplo, si una fase está finamente dispersa en otra, y en consecuencia se genera una gran área interfacial, las hipótesis del modelo podrían ser válidas¹. Cuando existen bruscas aceleraciones o

¹Por ejemplo un flujo de aire tipo *bubbly* en agua o vapor a altas presiones.

cambios rápidos de presión como en el caso de evaporación instantánea o en ondas de choque en flujos en doble fase, el modelo homogéneo podría fallar [11].

2.2.3. Modelo de dos-fluidos

En el modelo de dos-fluidos se relaja la condición de igual velocidad entre fases, y por lo tanto se modela el cambio de momento de las fases con distinta velocidad. La condición de velocidades distintas se hace evidente cuando hay fuertes gradientes de presión o campos gravitatorios, si las fases tienen muy diferentes densidades.

Se considera que las fases no necesariamente se encuentran en equilibrio termodinámico y por lo tanto cada una de ellas estará descrita por una ecuación de conservación de energía. La diferente temperatura está asociada al retraso temporal de transferencia de energía entre fases.

El modelado de diferentes presiones entre fases es bastante complicado, y requiere un tratamiento muy detallado de los procesos físicos involucrados en la geometría y estructura del área interfacial, y escapa al alcance del trabajo. Parte de estos conceptos están descritos en [12].

Es importante remarcar que las cantidades que tienen en cuenta el intercambio de masa, momento y energía requieren un modelado adicional. Si bien estas relaciones podrían predecir un comportamiento muy detallado del flujo en cada fase, se requiere un gran conocimiento conceptual y experimental para poder modelar correctamente las correlaciones.

2.2.4. Modelos de flujo crítico en doble fase

Un flujo crítico en simple fase se alcanza cuando el número de Mach es igual a la unidad en la sección más pequeña de una cañería, es decir, las condiciones de flujo son independientes de las condiciones aguas abajo de un volumen de control de referencia, [13].

Los modelos de flujos críticos en doble fase son sumamente complicados ya que es difícil definir las condiciones en las que se alcanzan las condiciones de flujo crítico. A modo de ejemplo, se presentarán algunos comentarios acerca de los modelos que tiene el código de cálculo que se utilizará. Una descripción y una discusión más detallada puede encontrarse en un trabajo de D'Auria y Vigni [14] donde se presentan aproximadamente 40 modelos diferentes para doble fase.

En el caso de una central nuclear, cabe mencionar que a partir de los modelos de flujo crítico en doble fase se obtendría el flujo instantáneo de descarga a través de la rotura en una cañería presurizada. Este flujo, contabilizaría qué cantidad de vapor y/o líquido queda remanente o sale de un recipiente o cañería. Este resultado es de suma importancia ya que, de acuerdo con el modelo

utilizado, se obtendrían distintos flujos de descarga de líquido y vapor y en consecuencia, la refrigeración del núcleo sería diferente, al menos durante los primeros instantes. Estos modelos se aplican únicamente en la posición de la rotura o, en alguna otra posición del sistema si se alcanzan las condiciones adecuadas. En general, las velocidades del líquido y vapor no serán suficientes para que se alcance el flujo crítico dentro del núcleo o cañería.

A continuación se realizan algunos comentarios de los modelos y sus características.

HEM: Este modelo surge de plantear conservación de masa, momento y energía como en el caso de un flujo en simple fase. De acuerdo a Wallis G. [13] este modelo es útil si la cañería es suficientemente larga para que se establezca el equilibrio entre fases; de lo contrario puede sobreestimar el flujo crítico en un rotura grande y por lo tanto se produciría una despresurización más rápida que la real. En particular, de acuerdo a *Fthenakis et. al.* [15] es más real que las velocidades del vapor y del líquido sean distintas, y no iguales como predice el HEM.

Modelo de Moody: Es equivalente al HEM pero permite que haya deslizamiento entre fases, es decir diferente velocidad entre las fases. Este modelo es el denominado Modelo de Flujos separados, y también tiene en cuenta el equilibrio térmico y mecánico. Este modelo, fue inicialmente el sugerido por la Nuclear Regulatory Commission (NRC-USA) para cálculos como por ejemplo pérdidas de refrigerante o en aquellos en los que se alcanzan las condiciones críticas.

Modelo de Henry-Fauske (HF): Es un modelo de no equilibrio termodinámico, donde las fases tienen igual velocidad. Este modelo es semiempírico y requiere de un parámetro que tiene en consideración la tasa de cambio del título con la presión, respecto a la tasa de cambio de dicho título, también, con la presión pero en un estado de equilibrio. Este parámetro, denominado comúnmente N en la bibliografía [14, 16], indica que si se toma igual a 1, la solución se aproxima al modelo homogéneo y si toma el valor 0, la solución tiende a un modelo con igual velocidad entre fases y sin intercambio de masa y calor (conocido como *Frozen models*).

Ransom-Trapp: Este modelo es el que considera deslizamiento y desequilibrio termodinámico. Una descripción más detallada puede encontrarse en [17, 16].

2.2.5. Discusión acerca de los modelos de flujo

Los primeros cálculos termohidráulicos, tanto en centrales nucleares como en otras aplicaciones industriales, fueron realizados empleando el modelo homogéneo ya que era la única herramienta disponible debido a la limitada capacidad de cálculo y al conocimiento teórico y experimental. No obstante, actualmente sigue siendo utilizado para cálculos conservativos, estimativos u orientativos. En este sentido hace las veces de cota superior, respecto a modelos más detallados.

Respecto a los modelos de flujo crítico, el modelo de descarga HEM (en realidad está obtenido del HEM y es equivalente a un modelo en simple fase) como fue mencionado, podría sobrestimar un flujo de descarga cuando se produce una rotura y por lo tanto la despresurización es más rápida que la predicha por otros modelos. En el modelo de Henry y Fauske, que si bien es en simple fase como HEM, trata de tomar en cuenta el desequilibrio termodinámico, a través de la magnitud N . De acuerdo con Hibiki and Ishii [18], N es sólo un factor que corrige al HEM. No obstante, este modelo está ampliamente difundido y aceptado para los cálculos.

De acuerdo a [18], si la velocidad en simple fase es tal que se da la condición de choque y si el refrigerante está sub-enfriado el flujo de choque a utilizar debería ser en doble fase y no, en simple fase, especialmente en los primeros instantes de la despresurización [13]. De acuerdo a esto, se sugeriría de alguna manera que se utilice el modelo Ransom-Trapp.

Con el incremento del conocimiento se hizo posible la implementación computacional de otros modelos más detallados, en particular el de dos-fluidos y su versión simplificada conocida como *Drift flux model* [18].

Para tener en cuenta el desequilibrio termodinámico y mecánico, se utilizan los modelos de dos-fluidos. Yoon *et. al.* [19] argumentan que esta descripción tiene una debilidad debido al profundo conocimiento que debería tenerse y porque las relaciones constitutivas no son muy precisas, especialmente en condiciones de choque. En particular, los autores mencionan que deben hacerse simplificaciones y en algunos casos arbitrarias y que podría no ser fácilmente modelado, por ejemplo, por que es difícil de predecir la generación de burbujas sobre las superficies.

En resumen, los autores consultados en la bibliografía tienen diferente opinión sobre cuál es el modelo de flujo conveniente a aplicar en cada caso, o incluso combinaciones entre modelos. Todos los autores concuerdan que cada modelo de fluido podría ser válido para alguna situación particular, y muchas veces es conveniente tener primero una aproximación e identificar los fenómenos físicos relevantes y, finalmente optar por un modelo que describa detalladamente los fenómenos.

2.3. Código de cálculo

El código de cálculo que se utilizará para simular una rotura de un cañería del sistema primario en la central nuclear Atucha II es el RELAP5 mod3.3.

El código RELAP5 fue desarrollado por la US Nuclear Regulatory Commission (NRC) para el análisis termohidráulico de transitorios producidos en centrales nucleares de agua liviana, a los efectos de realizar evaluaciones de los sistemas nucleares y no nucleares, licenciamiento y análisis del comportamiento general de la planta.

El código contiene un modelo hidrodinámico en 1 dimensión y considera el modelo de dos-fluidos para flujos bifásicos de agua-vapor con componentes no condensables. Acoplado al modelo hidrodinámico, se encuentra un modelo termodinámico en el que se especifican fundamentalmente la ecuación de estado para cada componente. Se plantean ecuaciones de conservación de masa, momento y energía. El sistema de ecuaciones se resuelven numéricamente mediante diferencias finitas por un método semi-implícito.

Para poder simular situaciones en las que intervengan flujos en doble fase, el código tiene un mapa de flujos y un mapa de transición entre flujos similar a los ilustrados en las figuras 2.1 y 2.3. Además tiene un conjunto de modelos adicionales para flujos críticos y componentes como válvulas, turbinas, bombas, etc.

Tanto el RELAP5 como los códigos de cálculo termohidráulicos, en general, poseen para cada régimen de flujo, una correlación que caracteriza la velocidad de cada fase en función de variables como densidad, fracción de vacío, etc. Estas velocidades son, a su vez, las involucradas en la conservación del momento de las fases. La extracción del calor del núcleo de una central nuclear, depende de dichas velocidades y por lo tanto, la refrigeración es función del régimen en que se encuentre el fluido. En la tabla 2.1 se muestra la nomenclatura que el código utiliza para caracterizar cada régimen de flujo en la dirección vertical de acuerdo a como está consignado en [17]. Estos valores serán utilizados en los capítulos siguientes para describir los flujos durante la pérdida de refrigerante.

Régimen	número
Bubbly	4
Slug	5
Annular mist	6
Mist pre-CHF	7
Inverted annular	8
Inverted slug	9
Mist	10
Mist post-CHF	11

Tabla 2.1: *Nomenclatura que utiliza el RELAP5 para los regímenes de flujo.*

Cabe aclarar que los regímenes de flujo son aplicados para cualquiera de los modelos que use el código. En particular, durante un accidente con pérdida por refrigerante, dentro de los canales se podrá observar que el fluido pasará prácticamente por todos los regímenes.

Dentro del código, se encuentran incluido también modelos para la generación o intercambio

de calor.

2.3.1. Opciones de usuario

El código tiene un conjunto de opciones de usuario que permiten, en algunos casos seleccionar cuando existe, por ejemplo, un modelo en lugar de otro.

En el presente trabajo, las opciones que se utilizarán son aquellas que permitan seleccionar los modelos de flujos, homogéneo y en equilibrio (HEM) o no-homogéneo y no-equilibrio (dos-fluidos). Adicionalmente se pueden seleccionar dos tipos de flujos críticos: Henry-Fauske (HF) y Ransom-Trapp (RT), que se aplicarán únicamente a las válvulas que simularán la rotura (véase sección 2.4.2).

Cabe aclarar en este punto cómo el RELAP5 mod3.3 intercambia de un modelos de fluido a otro (dos-fluidos a HEM). En código en realidad plantea las ecuaciones para el modelo de dos-fluidos (una para cada componente), y en lugar de resolver dichas ecuaciones realiza previamente un proceso algebraico. El procedimiento consiste en multiplicar las ecuaciones por la fracción de vacío y densidad de la especie correspondiente, y utilizar la suma de las ecuaciones y la diferencia. Haciendo uso que las velocidad de las fases son iguales, se elimina una de las ecuaciones y una de las variables (véase [17]).

Debido a la experiencia que existe en el uso del RELAP5, las opciones que el código tiene por defecto son las comúnmente más utilizadas. Por ello, las demás opciones de usuario se mantendrán iguales a las que el código tiene por defecto, o las ya seleccionadas en el archivo de entrada.

2.3.2. Entrada de datos

La entrada de datos al código de cálculo se divide en dos partes: un archivo para el cálculo estacionario y otro para el estado transitorio. El primer archivo de entrada tiene toda la información de la planta y las nodalizaciones de los sistemas. Este archivo tiene, entre código y líneas de comentarios, aproximadamente 15000 líneas. El archivo del estado transitorio, únicamente, tiene la información de la evolución de algunas variables y puntos de disparos, y es sumamente más simple ya que tiene sólo 1500 líneas.

2.4. Nodalización de la central nuclear Atucha II

Para simular el estado estacionario de Atucha II y el transitorio de una rotura se utilizó una nodalización, realizada KWU-ENACE con 3 zonas refrigerantes radiales, se encuentra detallado en el informe KWU-R21E/93/E2047, que luego fue modificada por M. Bertodano, V. Ransom de la Universidad de Purdue [4] a 5 zonas radiale.

En las secciones 2.4.1, 2.4.2 y 2.4.3 se hará una breve descripción de las nodalizaciones de cada sistema de interés para este trabajo y algunos resultados de interés.

2.4.1. Núcleo del reactor y sistema primario

La nodalización utilizada del núcleo del reactor está dividida en 5 zonas radiales, iguales a las zonas hidráulicas. Cada grupo de canales refrigerantes, que representan una zona, consisten en 24 nodos axiales, de los cuales sólo 20 nodos corresponden a la zona activa del elemento combustible. La tabla 2.2 detalla los flujos máxicos en cada zona hidráulica tanto para los calculados con RELAP5 en estado estacionario como los estimados en el Final Safety Analysis Report [20] y el correspondiente número de canales combustibles por cada zona.

Nº de componente	número de canales	Flujo - FSAR [$\frac{kg}{s}$]	Flujo - RELAP5 [$\frac{kg}{s}$]
130	253	7015.6	7087.8
131	90	1914.0	1943.5
132	42	633.3	639.6
129	36	421.2	424.0
128	30	278.5	282.6
total	451	10576	10572

Tabla 2.2: Comparación entre los valores de flujo del FSAR y la salida del RELAP5 3.3 en estado estacionario.

Las 5 zonas hidráulicas tienen asociadas dos estructuras de calor, una de ellas tiene en cuenta el flujo de calor generador por el combustible, y la otra, el intercambio con el moderador. En la figura 2.4 se muestra un esquema del interior del núcleo, mientras que la nodalización del sistema primario se esquematiza en la figura 2.5.

En la entrada de datos, se buscó cómo se definieron los perfiles de potencia de cada canal. Cuando se definen las estructuras de calor, la información necesaria es la potencia total del reactor y un conjunto de coeficientes que hacen las veces de fracciones de potencia. En efecto, si el

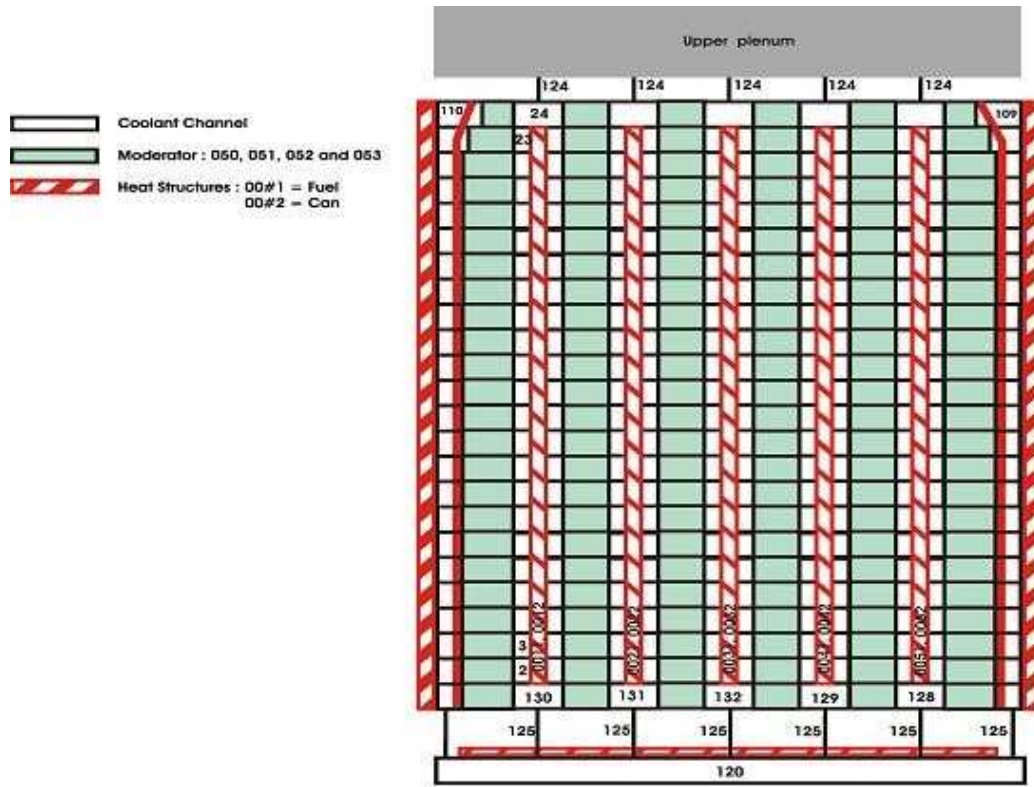


Figura 2.4: Esquema de la nodalización del núcleo.

conjunto de coeficientes se denominan w_{ij} , siendo j el número de estructura e i el canal², su suma debe ser igual a 1. Considerando que la potencia total de la central es 2160 MW, resulta entonces que

$$P_{ij} = P_{total} w_{ij} \quad (2.2)$$

siendo P_{ij} la potencia del volumen j , canal i . Considerando la distribución de zonas hidráulicas, y dado que cada elemento de zona activa mide 26.5 cm, resulta que la potencia lineal por volumen y canal es:

$$q'_{ij} = \frac{P_{total} w_{ij}}{N_i \times 37 \times 26,5} \left[\frac{W}{cm} \right] \quad (2.3)$$

donde N_i es el número de canales en cada zona. En la figura 2.6 se ilustran las potencia lineales para cada canal refrigerante (zona hidráulica) que tiene la nodalización que se está utilizando.

Cabe mencionar que la nodalización no está teniendo en cuenta los factores de forma axial, radial, de ingeniería, entre otros, por lo que no tiene el denominado *canal caliente*. Esta es una de las tareas que podría ser implementada en el futuro.

² j corre de 1 a 20, i corre de 1 a 5.

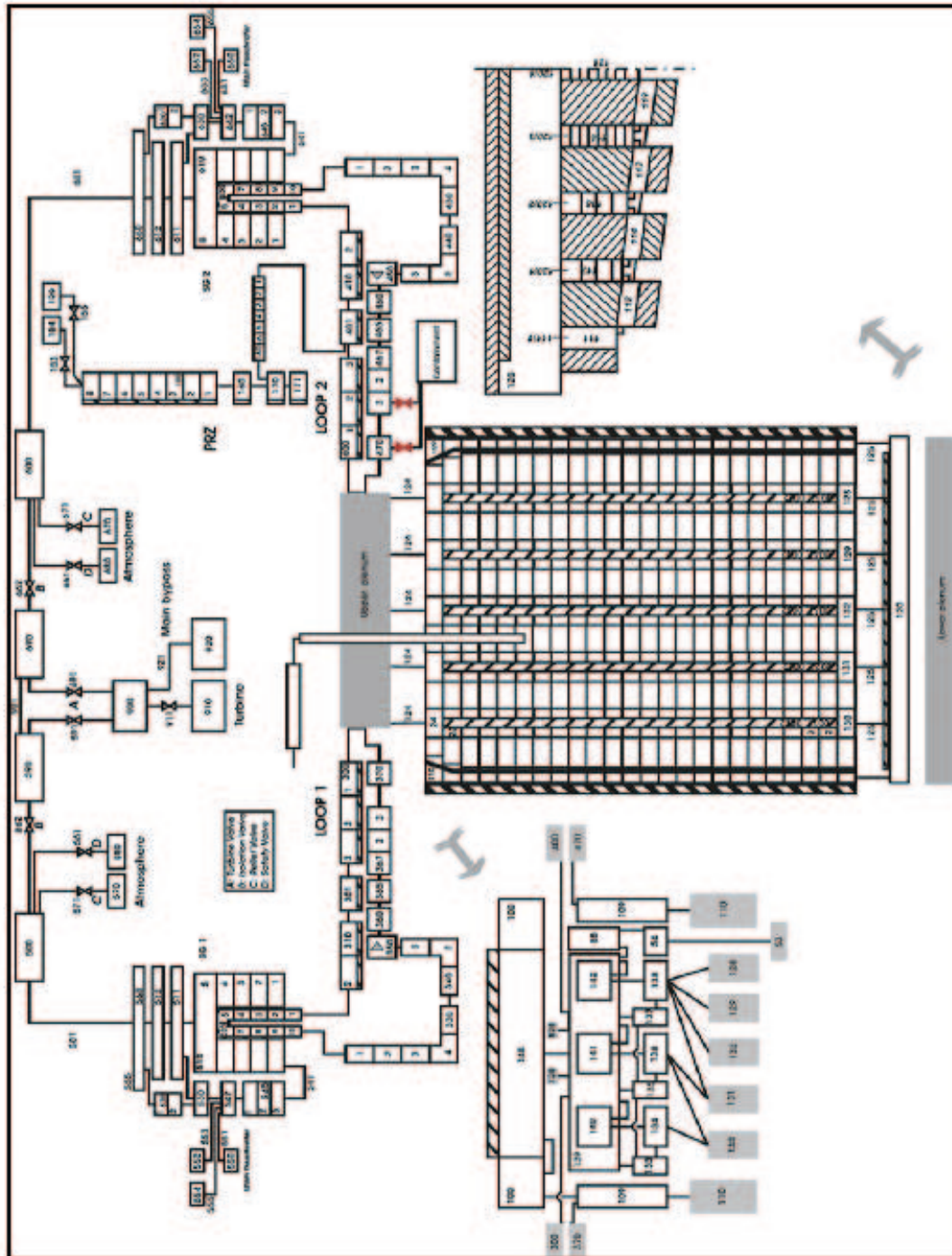


Figura 2.5: Esquema de la nodalización del sistema primario para 5 canales en el núcleo.

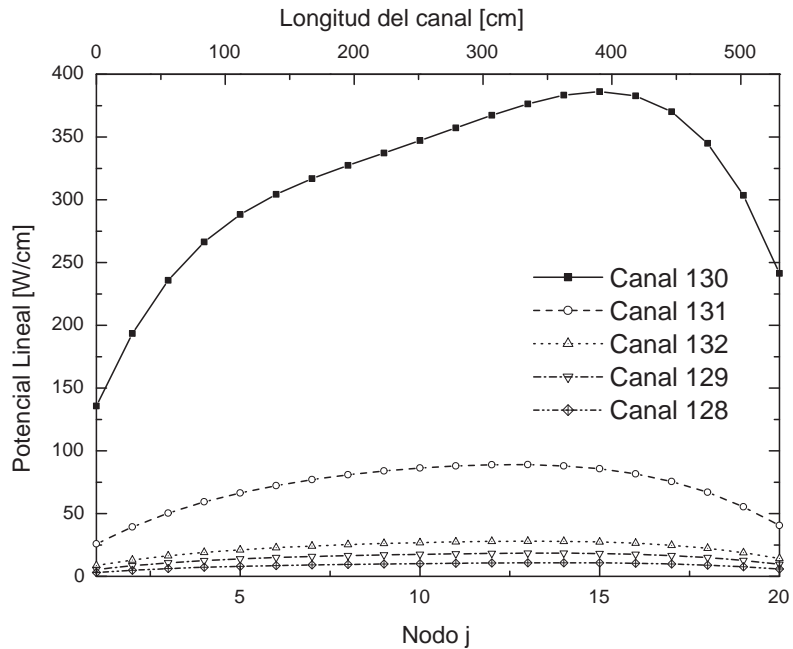


Figura 2.6: Distribución de la potencia lineal por grupo de canales. Datos obtenidos de la nodalización realizada en la entrada de datos para correr el estado estacionario, confeccionada por Bertonado et. al. [4].

2.4.2. Nodalización de la rotura

Para simular la rotura de un caño se utiliza un esquema como el que se muestra en la figura 2.7. Las válvulas mostradas en la figura 2.7 son válvulas a motor (la denominación utilizada en el código es *mtrvlv*). Para la operación de la válvula se deben definir algunos parámetros característicos de la misma y otras opciones de usuario.

Respecto a las opciones de usuario, una de las más importante está relacionada con un coeficiente de descarga de la válvula. Este coeficiente influye a su vez en el modelo de flujo crítico que se utilice. En caso del modelo de Henry-Fauske (HF) la opción por defecto corresponde a un coeficiente de descarga (C_D) igual a 1 y el coeficiente de no-equilibrio (N) se toma igual al valor por defecto, 0.14. Otra opción de importancia es el tiempo que requiere la válvula para abrir completamente. El valor establecido para este proceso fue de 15 ms (en el capítulo 4 se hará una breve reseña adicional de este tiempo).

Si la rotura de la cañería es de otro diámetro o área en el rango comprendido entre $1A - 2A$, se utilizan ambas válvulas para la simulación, cuyas áreas son iguales entre sí y su suma es el área de rotura. Si el área es menor o igual a $1A$ una de las válvulas se mantiene cerrada, y la otra

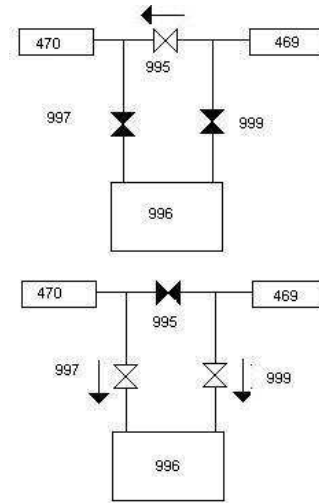


Figura 2.7: Esquema de la nodalización utilizada para la rotura.

se abre acorde al área de pérdida de refrigerante. Se debe tener en cuenta que la válvula ubicada entre los componentes, donde se rompe el caño, sólo se mantiene cerrada en el caso de una rotura 2A.

2.4.3. Sistema del moderador, secundario y otros sistemas auxiliares

Las nodalizaciones de los sistemas del moderador, secundarios y demás sistemas auxiliares se hallan esquematizados en KWU-R21E/93/E2047. Durante los primeros segundos de una pérdida de refrigerante estos sistemas tienen escasa participación como se verá en la sección 4.2.1, por lo que no se dará una descripción adicional.

2.5. Condiciones iniciales y de contorno

En el código se deben definir condiciones iniciales y de contorno para una correcta simulación.

En el presente trabajo, las condiciones iniciales más relevante son las consignadas en la tabla 2.3. Las partes de la planta no modeladas no tienen especial interés en los transitorios estudiados y entran en el código como condiciones de contorno. Otras opciones, o el manejo de los puntos de disparo se mantuvieron iguales a las opciones originales de la entrada de datos.

2.5.1. Opciones numéricas

Las simulaciones numéricas fueron, en la mayoría de los casos realizadas hasta aproximadamente 8 s con un paso mínimo temporal de 1 ms. La sensibilidad del modelo fue previamente determinada en [4], donde se menciona que no es aconsejable correr el RELAP5 con cinética puntual con pasos menores a 0.5 ms, mientras que dicho paso temporal podría reducirse si se acopla el RELAP5 con PARCS, a costa de un tiempo de cómputo muy elevado.

La opción numérica utilizada para la integración de las ecuaciones diferenciales es aquella que habilita un esquema de avance temporal semi-implícito donde hay control del paso temporal, y las ecuaciones hidrodinámicas y de conducción de calor llevan el mismo paso de tiempo. Esta opción es la recomendada en el Apéndice A de [22].

Variable/Elemento	Valor	Observaciones
Presión en la contención	1 bar	Se asume que dicha presión es 1 bar inicialmente y luego se la permite variar.
Retraso de señal de boro	150 ms	Tiempo de generación de la señal [21]
Tiempo de inyección de boro	0.35 s	Tiempo en que comienza el ingreso de boro en el tanque del moderador. Esto es equivalente al tiempo en que comienza a cambiar significativamente la reactividad en dicho tanque.
Barras de control	-	No hay caída de barras. Se considera que se encuentran en la misma posición que en operación normal.
Realimentación neutrónica con Xe	No	-
Tanques de boro	4	Accidente más allá de la base de diseño
Realimentación neutrónica por densidad o temperatura de moderador	No	-
Modelo de flujo: hidrodinámico-termodinámico	HEM y dos-fluidos	véase secciones 2.2.2 y 2.2.3
Modelos de flujo crítico	Ransom-Trapp y Henry-Fauske	véase sección 2.2.4
Modo de corriente de emergencia	No habilitado	-
Acciones humanas	No	-

Tabla 2.3: Condiciones iniciales para la simulación.

3

Accidente por pérdida de refrigerante

3.1. Planteo del problema

Como ya se ha mencionado, se plantea estudiar el comportamiento de la central nuclear Atucha II durante los primeros segundos de una rotura en la rama fría del circuito 2, entre la bomba principal y el recipiente de presión.

El estudio que se llevará a cabo, consiste en mostrar la evolución de distintas variables de importancia como: potencia, reactividad, presión, flujos másicos, velocidades de líquido y vapor y la fracción de vacío, entre otras.

Las variables elegidas son básicamente aquellas que caracterizan el estado termohidráulico del reactor. En efecto, luego de la rotura, la rápida despresurización produce una onda de presión que provoca la formación de vacío en los canales con el incremento de reactividad y por lo tanto de potencia. Los flujos másicos y velocidades nos darán información sobre la dirección del líquido y del vapor y, si existe, la ubicación de algún punto de estancamiento en el circuito primario. Si el punto de estancamiento se produce a lo largo de la zona activa puede producir una degradación de la refrigeración, y por lo tanto, un aumento adicional de la temperatura de la vaina.

3.1.1. Estado estacionario

Inicialmente es necesario realizar algunas corridas de la entrada de datos del estado estacionario, hasta alcanzar el estado estacionario, para verificar que las condiciones finales de planta sean consistentes con las condiciones nominales de diseño en operación normal, algunos valores ya han sido consignados en el capítulo anterior. Luego, las condiciones finales del estado estacionario serán las condiciones iniciales para el estado transitorio, que serán empleadas por el código en el inicio de la rotura. Se utilizaron para el cálculo, el modelo de dos-fluidos y un flujo crítico de Henry-Fauske¹. Si bien, durante el estado estacionario no se alcanzan condiciones para un flujo crítico, hay que definir, en su entrada de datos qué modelo se utilizará luego para el estado transitorio. Demás condiciones, si aplican, son las detalladas en la tabla 2.3 del capítulo anterior o las que tiene el código por defecto.

A modo de ejemplo se ilustran en las figuras 3.1 y 3.2 la evolución de la presión en distintas ubicaciones del circuito primario en función del tiempo, para tiempos finales de integración de 250 s y 750 s respectivamente. La ubicación de dichas posiciones fue definida arbitrariamente y son las que finalmente se ilustrarán en el estado transitorio. En la tabla 3.1 se detalla la nomen-

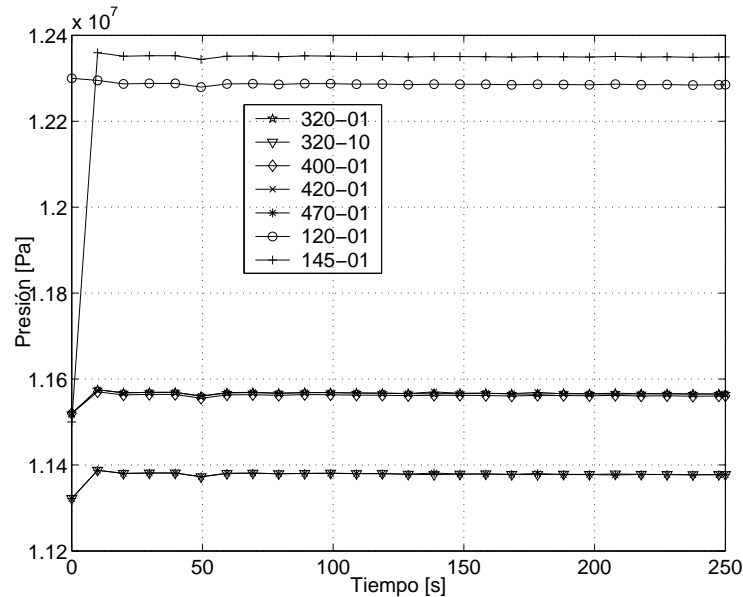


Figura 3.1: Evolución de la presión para una corrida en estado estacionario hasta 250 s.

clatura utilizada en las figuras 3.1 y 3.2, no incluidas en ellas por razones de simplicidad.

Se puede observar en las figuras 3.1 y 3.2 que luego de las primeras decenas de segundos la presión en las distintas posiciones convergen a un valor. Las posibles variaciones que pueden

¹Opciones por defecto del código

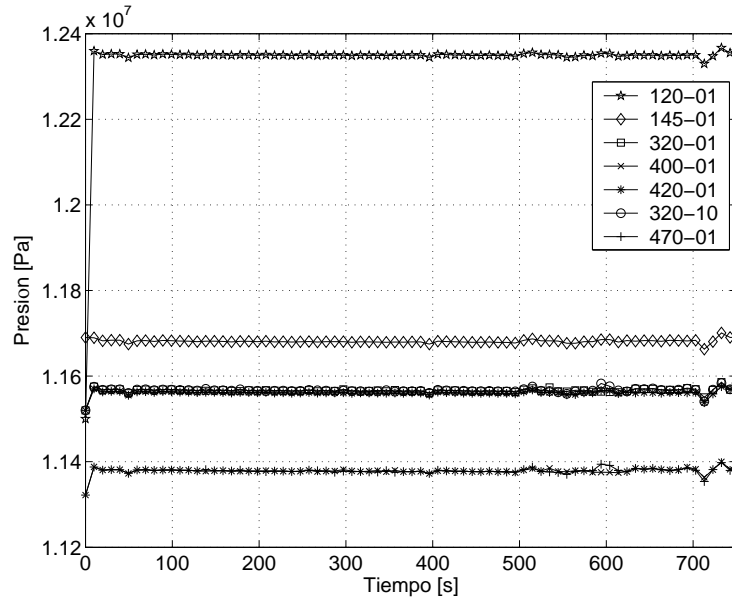


Figura 3.2: Evolución de la presión para una corrida en estado estacionario hasta 750 s.

Nº de componente	Descripción
320-01	Entrada GV1
320-10	Salida GV1
420-01	Entrada GV2
320-10	Salida GV1
400-01	Rama caliente del circuito 2
470-01	Rama fría del circuito 2
120-01	Lower plenum
145-01	Upper plenum

Tabla 3.1: Descripción de las componentes utilizadas en las figuras 3.1 y 3.2.

ocurrir difieren en todos los casos mostrados en menos del 1 %. En consecuencia, se asumirá que luego de los 250 s (el caso de menor tiempo estudiado) las variables de interés ya alcanzaron su valor asintótico. Si bien podría ser conveniente utilizar las corridas del caso estacionario hasta 750 s, no aportaría información adicional a la de 250 s y, además, el tiempo de cómputo es considerablemente mayor (superior a las 3 horas) frente a 45 minutos que se tarda para los 250 s.

Otras variables que resultan de importancia verificar son, temperaturas y presiones que son ilustradas en la figura 3.3. En dicha figura se muestra la relación entre los valores calculados y los valores de diseño (valores nominales).

Otros parámetros relevantes de la nodalización son las pérdidas de carga en distintos puntos

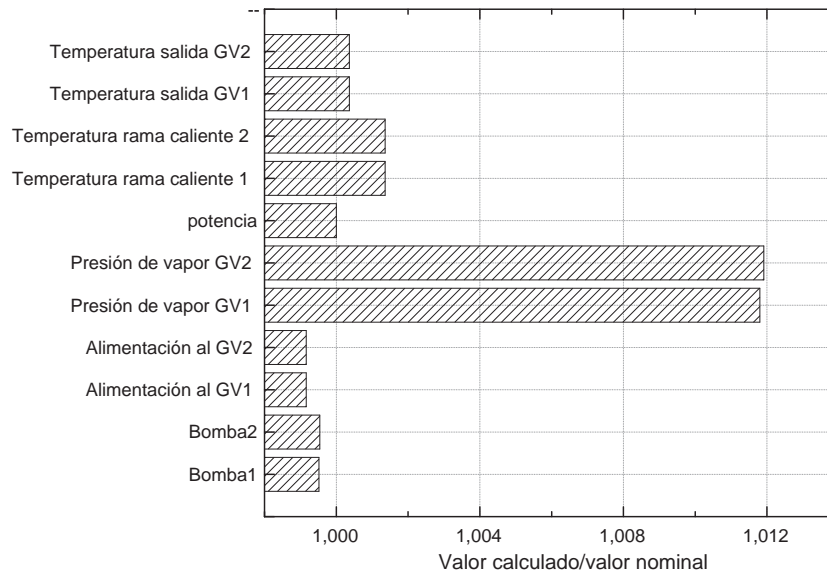


Figura 3.3: Comparación entre valores de salida del estado estacionario y sus correspondientes valores de diseño.

del circuito primario. Estos valores y los consignados en el FSAR [20] se detallan en la tabla 3.2.

Ubicación	FSAR [bar]	RELAP5 [bar]	Error [%]
En el recipiente de presión	7.23	7.11	-1.66
Bomba	-10.6	-10.63	0.28
canal combustible 130	5.95	6.0	0.8
Generadores de vapor	2.6	2.57	-1.1

Tabla 3.2: Pérdida de carga en distintos puntos del circuito primario y la comparación entre valores del FSAR y la salida del RELAP5.

3.1.2. Estado transitorio

La entrada de datos del estado transitorio es sumamente más simple que la del estado estacionario ya que, salvo las variables y condiciones de contorno, explícitamente redefinidas, toma como valores iniciales, los resultado del estacionario. En esta entrada se colocan únicamente las redefiniciones y la función de evolución de algunas variables (reactividad introducida por el boro, inyección de acumuladores de alta presión e inundación de sumideros y arranque de bombas pistón para inyección de baja presión) para la rotura en la rama fría del primario. Se propone que a $t = 0$ s

se produce la rotura, cerrándose la válvula intercalada en la rama fría del circuito 2 y abriendo las otras dos (véase sección 2.4.2)

3.2. Acople termohidráulico-neutrónico

3.2.1. Aspectos neutrónicos

El código RELAP5 tiene un acople termohidráulico-neutrónico, que debe ser detallado por el usuario. El modelo neutrónico que utiliza el código es un modelo de cinética puntual. Las opciones que se pueden incluir son por ejemplo: potencia, decaimiento γ de los productos de fisión con o sin actínidos y reactividad inicial, entre otras. Demás opciones están ampliamente detalladas en el Apéndice A de [22].

En el modelo de cinética puntual incluido en el RELAP5, la reactividad se define como:

$$r(t) = r_o - r_B + \sum_0^{n_s} r_{si} + \sum_0^{n_c} V_{Ci} + \sum_0^{n_p} [W_{\rho i} R_{\rho}(\rho_i(t)) + a_{wi} T_{wi}] + \sum_0^{n_F} [W_{Fi} R_F(T_{Fi}(t)) + a_{Fi} T_{Fi}] + \sum_0^{n_p} W_{\rho i} C_B 10^6 B_W \quad (3.1)$$

Siendo r_0 la reactividad asumida a tiempo $t = 0$ y r_B la reactividad que se calcula para que se cumpla que $r(0) = r_0$. Las cantidades r_{si} son tablas de realimentación que se obtienen del acople termohidráulico-neutrónico que se realiza con PARCS [4, 23]. R es una tabla que cuenta los cambios de reactividad debidos a la densidad del agua y W_i es un factor de peso; T_{wi} es la realimentación de reactividad por temperatura del refrigerante y a_{wi} un coeficiente de temperatura. Las cantidades V_{Ci} y el último sumando son para funciones introducidas por el usuario (denominadas en el código como *variables de control*) y para el sistema de boro respectivamente. Finalmente, la cuarta sumatoria tiene en cuenta la realimentación de reactividad por el combustible.

En el modelo de RELAP5 con cinética puntual se introdujeron: una tabla de reactividad en función de la densidad del refrigerante con sus correspondientes pesos y una tabla de reactividad en función de temperatura del combustible (de este modo se tiene en cuenta el efecto Doppler). Estas tablas corresponden a la tercer sumatoria de la ecuación 3.1 y a la cuarta sumatoria, respectivamente. Además, se detallaron dos tablas de reactividad en función del tiempo que hacen las veces de una caída de barras² y de la inyección de boro, que corresponden a la segunda sumatoria.

²Igualmente no se considera la caída de barras en el estudio que se realiza, pero la tabla podría ser utilizada para otros transitorios.

Los otros términos no fueron utilizados.

En la figura 3.4 se presenta la reactividad introducida por la variación de temperatura del refrigerante. La función representada reproduce los valores que Downar *et. al.* [4] obtuvieron de una corrida acoplada RELAP5/PARCS.

Hay que tener especial cuidado con estos coeficientes porque los resultados son fuertemente dependientes de ellos. A modo de ejemplo y si asumimos que los datos son razonablemente bien ajustados por una recta, una variación del 7 % en la pendiente de la recta da lugar a un cambio de aproximadamente 10 % en la potencia final del reactor, y un cambio de temperatura de vaina de más de 200 K.

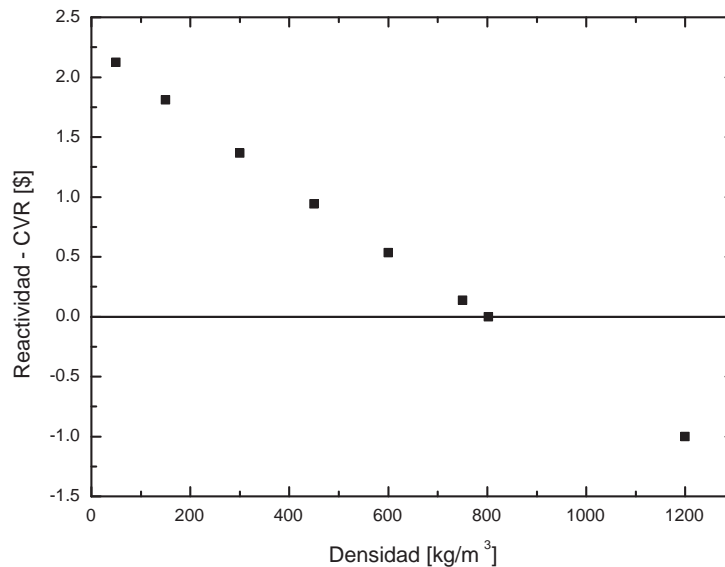


Figura 3.4: *Reactividad en función de la temperatura del refrigerante.*

La realimentación de reactividad por la temperatura del combustible tiene una papel importante durante el accidente. Esto es debido al gran incremento de temperatura que estará sujeto el combustible, debido al aumento de potencia. La importancia está asociada a que, durante el aumento de temperatura del combustible, la reactividad que introduce en el modelo es negativa. Esto hace que en el balance final, se reduzca la reactividad, aunque no alcanza para hacer que el núcleo sea subcrítico si en los canales se forma vapor. En la figura se ilustra la reactividad introducida por el combustible en función de la temperatura del mismo.

Adicionalmente se ilustran en la figura 3.6 la reactividad introducida por el boro en función del tiempo, en el caso de utilizar 2 ó 4 lanzas. Los resultados fueron obtenidos inicialmente por la

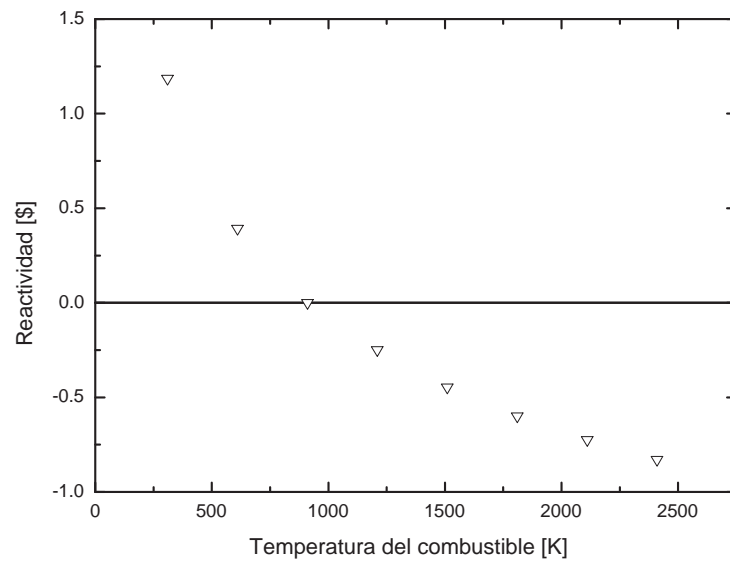


Figura 3.5: *Reactividad inyectada por el cambio de temperatura del combustible.*

Universidad de Purdue [4] a partir de datos mostrados por PISA en [3].

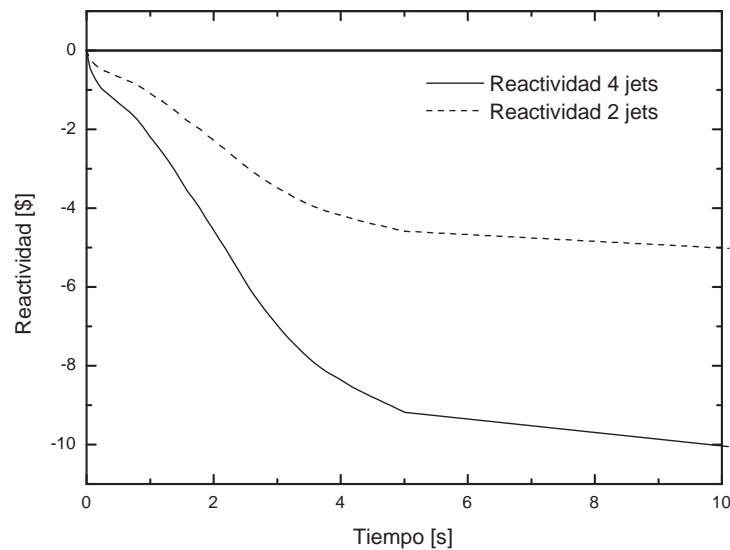


Figura 3.6: *Reactividad inyectada debida al boro en función del tiempo.*

3.2.2. Transitorio de Xenón

Es importante tener en cuenta que durante el cambio de potencia durante un LOCA aparece un transitorio de Xe. Las ecuaciones de la cinética del xenón, ampliamente descriptas en [24, 25] y adimensionalizadas con los valores de concentración de yodo y xenón de equilibrio son:

$$\frac{dI}{dt} = -\lambda_I I + \gamma_I \Sigma_f P_p(t) \frac{\phi_0}{I_0} \quad (3.2)$$

$$\frac{dX}{dt} = \lambda_I I \frac{I_0}{X_0} + \gamma_X \Sigma_f P_p(t) \frac{\phi_0}{X_0} - \lambda_X X - \sigma_X^a P_p(t) \phi_0 \quad (3.3)$$

$$P_p(t) = A t e^{-\frac{t}{0.6}} \quad (3.4)$$

donde I y X son las concentraciones de yodo y xenón adimensionalizadas, $\phi_0^3 = 1.27 \cdot 10^{14} \text{ cm}^{-3} \text{ s}^{-1}$, λ_I , λ_X , γ_I , γ_X son los tiempos de vida media del yodo y xenón, y los rendimientos de fisión de cada uno; A es el valor que se dará para que la potencia adimensionalizada (y normalizada) coincida aproximadamente con la que se obtiene con la simulación de un LOCA 2A. Se puede verificar resolviendo las ecuaciones que durante los primeros segundos la concentración de Xe disminuye respecto de la de equilibrio, aumentando la reactividad en 15 pcm ó $\sim \$0.02$, considerando un $\beta_{efectivo}$ de ~ 0.0055 . Notemos que el aumento de reactividad es despreciable frente al incremento provocado por el coeficiente por vacío por refrigerante (1300 pcm por \$), como se observó en la figura 3.4. De este modo, no es necesario considerar la realimentación con Xe, al menos durante algunas decenas de segundos. La figura 3.7 muestra el resultado obtenido, resolviendo las ecuaciones de la cinética del xenón 3.4 con Matlab 6.1 con un método de Runge-Kutta multipaso. En el Apéndice A se mostrarán las entradas de datos realizadas a Matlab para la resolución de las ecuaciones.

3.3. Sistema de inyección de boro

El sistema de inyección de boro consiste en 4 tanques con una solución de boro. Los tanques están conectados al sistema moderador mediante cañerías y un disco de ruptura. De acuerdo al trabajo de Salom G. [26] los tiempos actuales de llegada de boro al tanque del moderador son 1.168 s y 0.997 s para un LOCA 0.1A y 2A⁴, respectivamente. Los tiempos de actuación del

³Flujo medio para condiciones normales, combustible con un quemado promedio. Comunicación personal con el Lic. Alberto Mascitti (ARN).

⁴Estos valores los obtuvo de una nodalización realizada en RELAP5 a partir de los planos y datos que son detallados en el Preliminary safety analysis report [1].

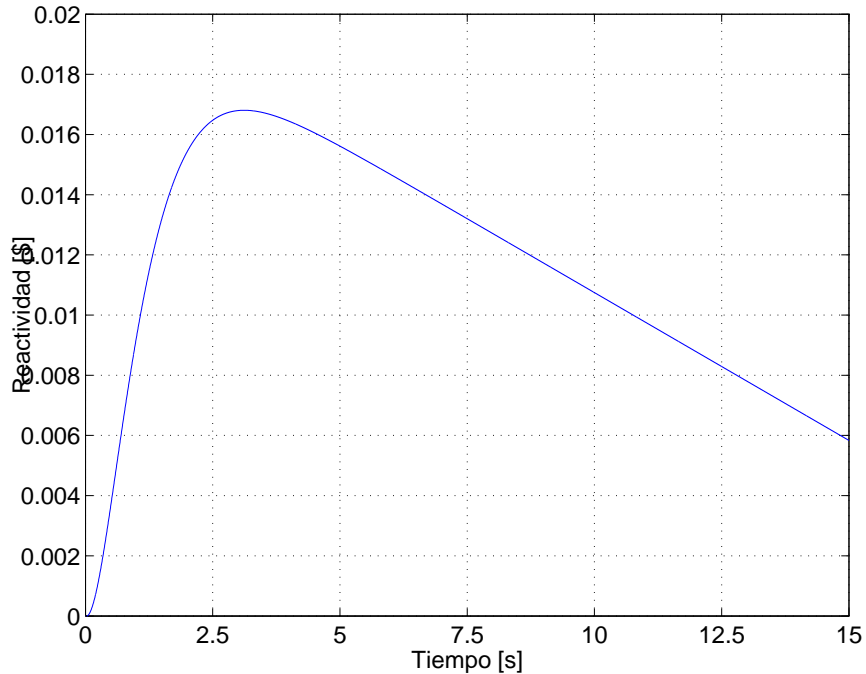


Figura 3.7: Reactividad introducida por el xenon.

sistema son excesivos para lograr que el reactor sea subcrítico antes que se produzca un daño en los combustibles y canales para una rotura mayor que $0.1A^5$. Debido a ello y desde el punto de vista de la seguridad, el tiempo de inyección debería ser reducido. De acuerdo a NA-SA, existe la posibilidad de realizar modificaciones en el sistema de inyección de boro para reducir el tiempo a aproximadamente 0.5 s. Este valor, será el que se utilizará en la mayoría de las corridas, con el fin de verificar si con este valor, efectivamente, se logra la subcriticidad del reactor.

A los efectos de verificar los tiempo involucrados y estudiar cuáles son sus limitaciones se plantea el siguiente ejercicio. El sistema JDJ⁶ se activa por alguna señal del sistema de protección del reactor abriendo una válvula rápida y flujo de aire (en un recipiente a 200 bar) entra en el tanque que contiene la solución. Cuando la diferencia de presión entre el recipiente que contiene el boro y el tanque del moderador es superior a 31.5 bar, el disco de ruptura se rompe e ingresa la solución borada.

El problema podemos dividirlo en dos partes. La primera es la descarga de aire al tanque de boro, y la segunda la descarga de agua borada al tanque del moderador. Planteando conservación

⁵En realidad se puede mostrar que con 2 tanques de boro y el diseño actual se puede soportar, quizás, hasta $0.28A$.

⁶Denominación del sistema de boro de acuerdo a la nomenclatura utilizada en la central

de masa entre los tanques de aire para un flujo adiabático, y sin fricción resulta [6]:

$$w = C_d A_p(t) \left[2p_1 \rho_1 \frac{k}{k-1} \left(\frac{p_2^{2/k}}{p_1} - \frac{p_2^{\frac{k}{k+1}}}{p_1} \right) \right]^{\frac{1}{2}} \quad (3.5)$$

$$w_2 = Av(t)\rho_2 = V_2/\rho_2 \quad (3.6)$$

$$V_1 \frac{dp_1}{dt} = -\frac{kp_1}{\rho_1} w \quad (3.7)$$

$$V_2(t) \frac{dp_2}{dt} = \frac{kp_2}{\rho_2} (w - w_2) \quad (3.8)$$

siendo C_d , $A_p(t)$, el coeficiente de descarga y el área de la válvula respectivamente. Las cantidades p_i , ρ_i , V_i son las presiones, densidades y volúmenes ($i = 1$ es el tanque de aire e $i = 2$ es tanque de boro) y k el coeficiente adiabático ($\frac{7}{5} = 1.4$).

Luego que la diferencia entre el tanque del moderador y el tanque de boro alcanza 31.5 bar, la conservación de momento resulta:

$$\frac{dv}{dt} = \frac{p_2 - p_{\text{moderador}}}{\rho L} + v^2 \left(\Sigma/2L + 1/2L + f/2D \right) \quad (3.9)$$

siendo v la velocidad del agua, f el factor de pérdida por fricción, L y D la longitud y el diámetro de la cañería.

Los tiempos de llegada del boro, concuerdan a razonablemente bien con el trabajo de Salom G. [26] cuando se consideran la fricción en la tubería con aire. Para la integración de las ecuaciones se utilizó Matlab 6.1, y en el Apéndice A se darán las entradas empleadas. La fuerte limitación del sistema, en realidad, no está asociada al sistema de cañerías detrás del tanque de boro, sino a la tasa de crecimiento de la presión en dicho tanque y a las pérdidas por fricción. Luego de resolver las ecuaciones se observó que una presurización del volumen de aire en el tanque de boro disminuiría considerablemente el tiempo de retraso de ruptura del disco y se podrían llegar a alcanzar los tiempos deseados. Otra opción es disminuir el volumen de aire a presurizar en el tanque de boro. Notemos que estas opciones son relativamente simples de lograr. Esto no pretende ser demostrativo sino una breve descripción del sistema e intentar justificar que el tiempo de 0.5 s podría llegar a ser alcanzado.

4

Resultados de las simulaciones

4.1. Problemas propuestos

Para estudiar el comportamiento general de la planta se propone, en principio, realizar sistemáticamente corridas cambiando las opciones de usuario del código o condiciones iniciales y/o de contorno para una rotura 2A, entre las cuales se considerarán:

- Modelo que describen la hidrodinámica y termodinámica de los fluidos (dos-fluidos no equilibrio y homogéneo en equilibrio). Esta opción permitiría comparar los resultados con el uso de modelos distintos. Cabe destacar que el cambio de flujo homogéneo a dos-fluidos, o viceversa, se realiza únicamente dentro de los canales refrigerantes. El resto de la central está modelado con un modelo de dos-fluidos.
- Modelo de flujo crítico (Ransom-Trapp -RT- y Henry-Fauske -HF-). Esto se aplica especialmente a las válvulas que simulan la rotura. Si además, existe la posibilidad que en algún componente de la nodalización se alcanzan las condiciones críticas, también se aplicará.
- Coeficiente de descarga en la rotura. Esta opción se aplica únicamente a las válvulas que simulan la rotura.

- Tiempo de inyección de boro
- Tamaño de la rotura
- Ubicación de la rotura

La ubicación de la rotura en la rama fría del circuito 2, entre el recipiente de presión y la bomba principal, no es arbitraria sino que, de acuerdo a D'Auria *et. al.* [3], es probablemente, la ubicación de rotura más crítica, aunque se sugiere que deberían estudiarse otras posiciones.

4.2. Rotura 2A en el sistema primario

Para las simulaciones que se mostrarán en esta sección y en la siguiente se consideró un modelo de dos-fluidos, un modelo de flujo crítico de Henry-Fauske, el resto de las opciones de usuario son las detalladas en la tabla 2.3.

Es interesante primero observar cómo evoluciona la potencia, la reactividad del núcleo y la temperatura de vaina en el volumen más caliente (se corresponde con el volumen 15 de la nodalización y se ubica a aproximadamente $\frac{2}{3}$ de la longitud activa), como se ilustran en la figura 4.1. Se puede apreciar en dicha figura que la potencia crece rápidamente desde 2160 MW hasta aproximadamente 18000 MW ($\sim 900\%$ ó 9 veces la potencia de operación en condiciones normales), alcanzándose el máximo en alrededor de los 0.65 s, 150 ms luego de la inyección de boro, decayendo luego con un tiempo característico (a primer orden) de 0.5 s. La reactividad máxima alcanzada es aproximadamente β 1.58 en 0.5 s, por lo que el núcleo es hipercrítico. Además del valor máximo de reactividad, es importante notar, que en realidad, el reactor se pone hipercrítico a los 0.3 s.

Por otro lado, la temperatura máxima alcanzada por la superficie de la vaina es de 1250 K a los 3.6 s, aunque prácticamente es la misma entre los 2 y 6 s luego de iniciada la rotura. En el centro de la pastilla la máxima temperatura alcanzada es de 2117 K a los 2 s aproximadamente. La temperatura máxima de la vaina (y la de la pastilla) se corresponde con el volumen 15 ($\sim \frac{2}{3}$ de la longitud activa) que es el volumen de máxima potencia lineal. Cabe destacar que la temperatura comienza a crecer luego de los primeros 250 ms, cuando la potencia ya creció en 1.6 veces (160%).

Además, interesa ver en dicho volumen, cuál es la fracción de vacío y el régimen de flujo que el código utiliza para el cálculo de transferencia de calor, como se muestra en la figura 4.2. La fracción de vacío alcanza el 80% en los primeros 500 ms, y el régimen de flujo es *Mist* y se corresponde, de acuerdo a la denominación utilizada en el Manual del RELAP5 [17], con un flujo

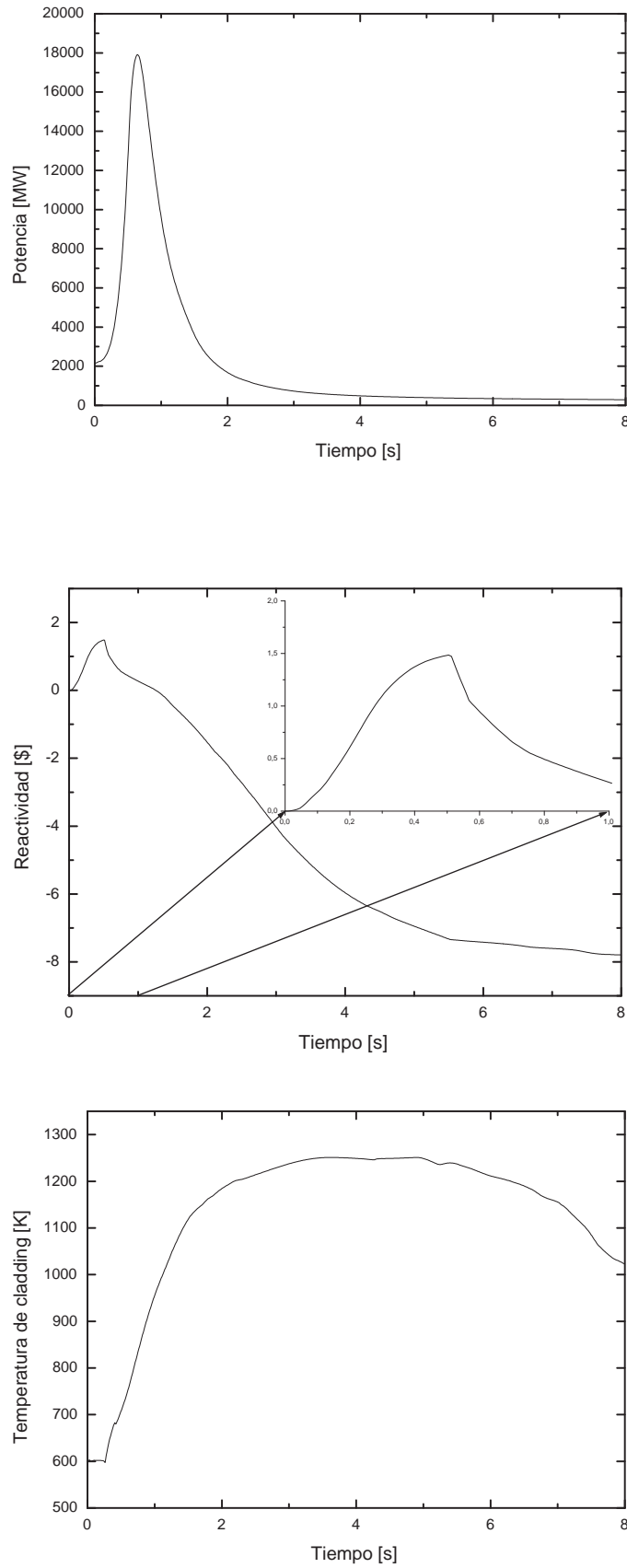


Figura 4.1: Evolución temporal de la potencia, reactividad y temperatura durante un LOCA 2A.

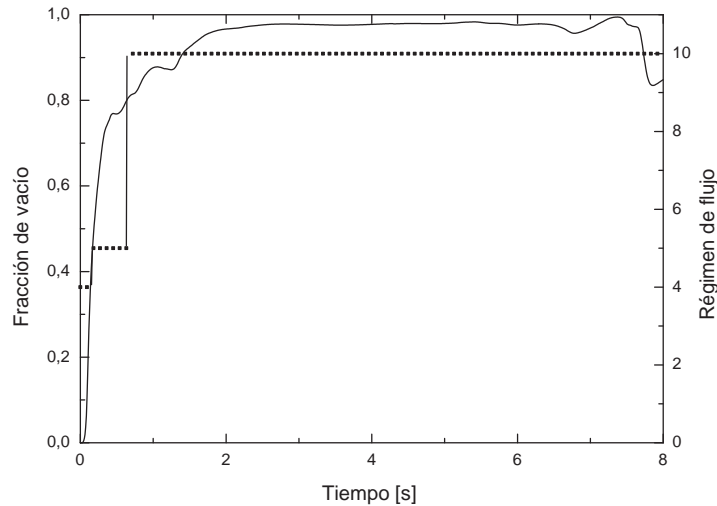


Figura 4.2: Evolución temporal de fracción de vacío y el régimen de flujo durante un LOCA 2A.

de vapor con gotas de agua pasado el punto de CHF (las gotas de agua están dispersas en el vapor, y no se encuentran sobre las paredes).

La fracción de vacío comienza a ser distinta de cero luego de 60 ms, y como se verá más adelante, la onda de presión llega al volumen de interés entre 40 - 50 ms. Durante estos instantes iniciales se puede ver que la formación de vacío está relacionada al proceso de despresurización, es decir, a la onda de presión. En particular, durante estos instantes, aún la temperatura del cladding se mantiene como en operación normal. Se observa que cuando la temperatura comienza a crecer (250 ms) la fracción de vacío es aproximadamente 0.45.

En resumen, la despresurización u onda de presión producida, genera inicialmente el vacío en los canales, y luego la reactividad comienza a crecer incrementando la potencia. Finalmente, la temperatura de la vaina aumenta por la potencia disipada por el combustible.

4.2.1. Evolución general de la planta

Para estudiar la evolución general de la planta debido a la rotura 2A, se utilizan algunas variables de interés como la presión, fracción de vacío, flujos máscicos¹, temperatura de los fluidos y velocidades.

En las figuras 4.3, 4.4 y 4.5 se presentan los resultados de los flujos máscicos o caudales en

¹También definido como caudal máscico o simplemente caudal en unidades de $\frac{kg}{s}$.

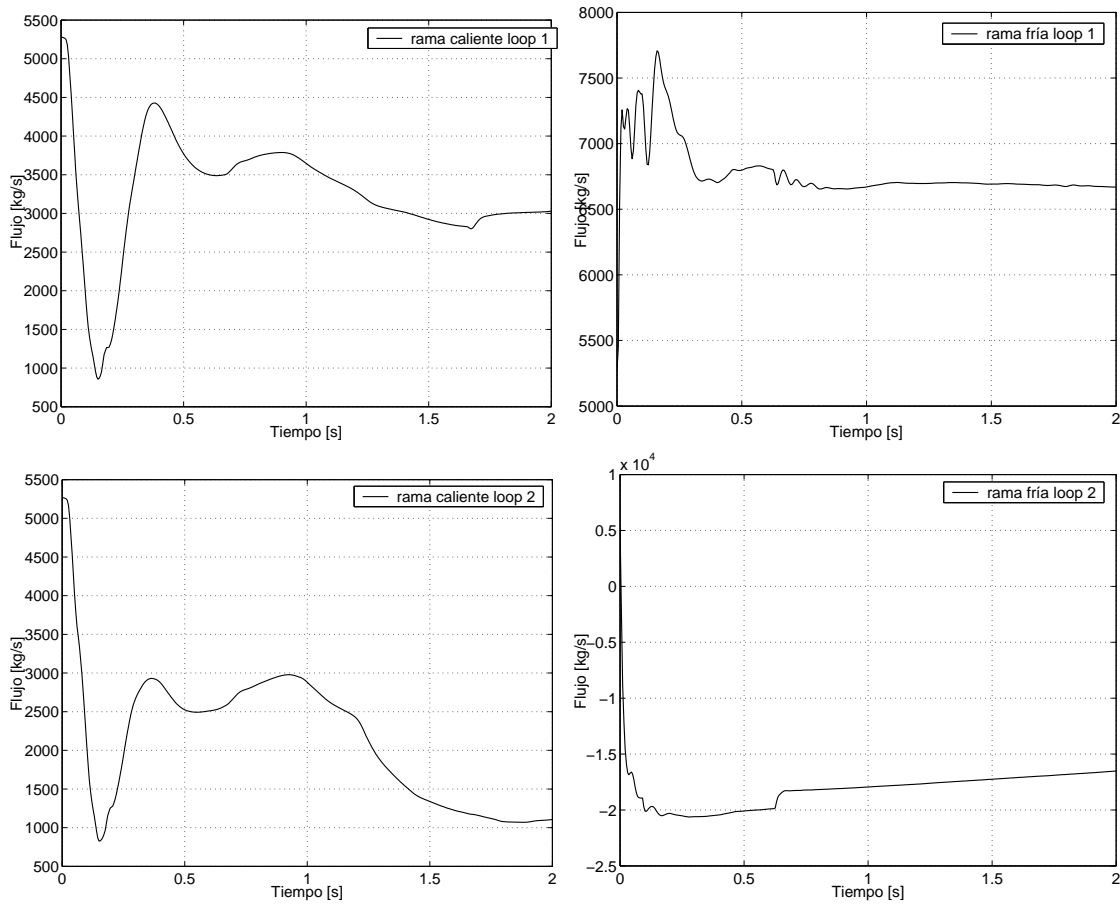


Figura 4.3: Evolución temporal de los flujos máxicos o caudales en las ramas frías y calientes del circuito primario durante un LOCA 2A.

diferentes posiciones del circuito primario, entre ellas: las ramas frías y calientes y los generadores de vapor (entrada y salida), el volumen más caliente del grupo de canales refrigerantes y en el surgenline, durante los primeros 2 s.

Se puede observar en la figura 4.3 que tanto en la rama caliente del circuito 1 como en el 2, los flujos o caudales decrecen abruptamente antes de 250 ms, pasando de 5250 kg/s a 900 kg/s, pero conservando el mismo sentido. Luego la presión vuelve a crecer a los 400 ms y finalmente comienza su decrecimiento de forma monótona. En el caso de la rama fría del circuito 1 se observan oscilaciones en los primeros 500 ms para luego mantenerse aproximadamente constante. En la rama fría del circuito 2, en cambio, se produce una inversión de flujo en un tiempo menor a 100 ms, y además, es prácticamente instantánea. Esta reversión del flujo indica que el fluido tiende a ir hacia la rotura. Es importante notar que las ramas calientes tienen un comportamiento similar entre sí, salvo los valores de presión y flujo, pero las ramas frías muestran un comportamiento entre sí bien diferente.

Los flujos de masa o caudales (figura 4.4) en la entrada de los generadores de vapor se in-

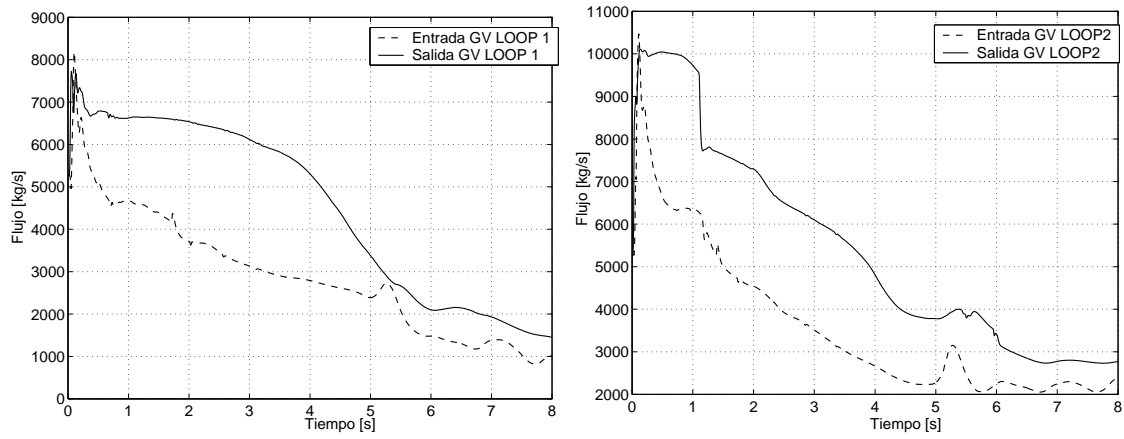


Figura 4.4: Evolución temporal de los flujos máscicos o caudales en distintos puntos de los generadores de vapor durante un LOCA 2A.

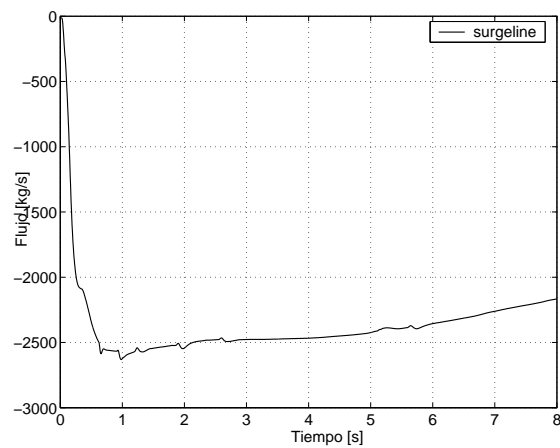


Figura 4.5: Evolución temporal del flujo máscico en el surgeline durante un LOCA 2A.

crementa en 2000 kg/s y 5000 kg/s en 100 ms, para el circuito 1 y 2 respectivamente, y luego decrecen de manera continua, siendo la forma de las curvas similares en ambos casos. La diferencia en los caudales se debe a la descarga del líquido del presurizador, a través del surgeline. En las salidas de los generadores de vapor, en particular el generador de vapor 2, se observa un salto brusco en aproximadamente 1.2 s, esto se encuentra probablemente asociado a la disminución de caudal que ocurre en la rama caliente de dicho circuito como muestra la figura 4.3.

En el caso del surgeline, figura 4.5, que tiene en una condición estacionaria un flujo promedio nulo, se aprecia un decrecimiento rápido hasta los -2500 kg/s, orientados hacia la rama caliente del circuito 2. En los primeros 8 s del transitorio, se vació aproximadamente $\frac{1}{3}$ de la masa de agua contenida en el presurizador.

En relación a la presión, se puede observar en la figura 4.6 que las presiones en la rama fría de ambos circuitos decrece rápidamente (despresurización), desde 115 bar aproximadamente hasta 65 bar en el circuito 2 y hasta 75 bar en el circuito 1, en alrededor de 25 ms.

En el momento de la rotura se producen dos ondas de despresurización, una que avanza hacia el recipiente de presión y otra hacia el generador de vapor del circuito 2, que denominaremos onda 1 y onda 2, respectivamente.

La presión en la rama fría del circuito 2 luego de la fuerte depresión, muestra una oscilación amortiguada. Dichas oscilaciones, entre los 60 ms y 250 ms, son debido, probablemente, a reflexiones sucesivas de la onda de despresurización, (onda 1). El amortiguamiento está asociado a la pérdida de carga en las cañerías y a los cambios geométricos de los canales e internos del núcleo. Pasados los 500 ms se observa un decrecimiento de la presión más lento que durante la etapa inicial. En la rama fría del circuito 1, la onda de despresurización llega ligeramente más tarde que en el circuito 2. En interesante notar que luego de 0.5 s en la rama fría del circuito 1 aparece un pequeño máximo local de presión, probablemente debida a alguna reflexión tardía de alguna de las ondas de presión.

En las ramas calientes de ambos circuitos se observa una rápida despresurización en los primeros 50 ms hasta 100 bar, para luego decrecer más lentamente y de la misma forma que en la rama fría del circuito 1.

En los generadores de vapor se observa un comportamiento similar, una rápida despresurización en el generador de vapor 2 que lleva la presión desde 115 bar hasta 82 bar en 75 ms, acompañado luego de una presurización y una oscilación amortiguada por las reflexiones de la onda de presión 2. Las entradas y salidas de los generadores de vapor en los dos circuitos, evolucionan esencialmente, de la misma forma pero con distintos valores de presión.

Los flujos máscicos y las presiones en los canales son similares entre sí, al menos durante el

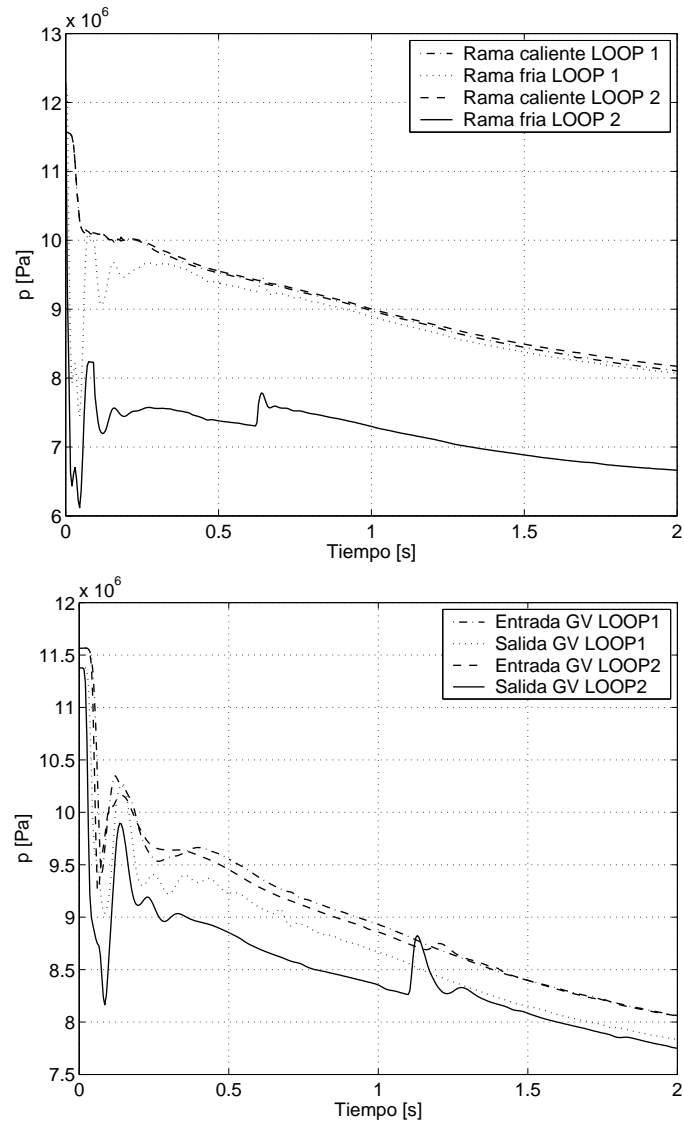


Figura 4.6: Evolución temporal de la presión en las ramas frías y calientes, y a la entrada y salida de los generadores de vapor durante un LOCA 2A.

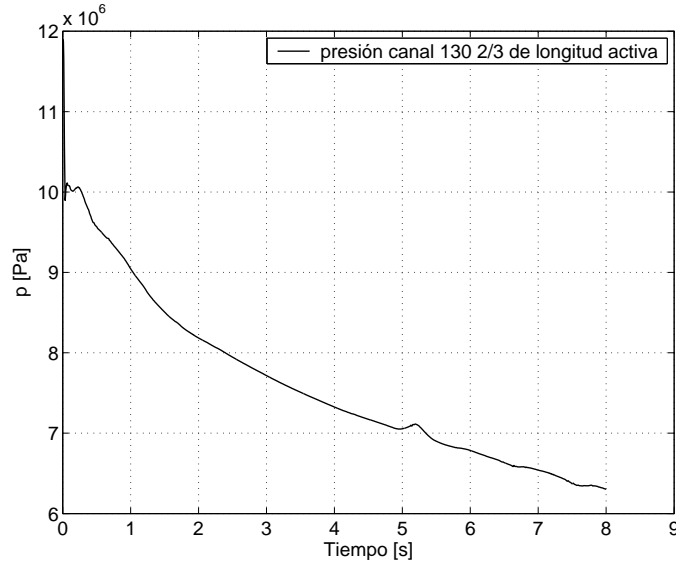


Figura 4.7: Evolución temporal de la presión en el canal de mayor potencia lineal.

primer segundo. Debido a ello se muestra en las figuras 4.7 y 4.8, la presión y el caudal correspondiente al volumen de mayor potencia lineal ubicado a $\sim \frac{2}{3}$ de la longitud activa, respectivamente. La presión decrece en 40 ms desde la presión de operación hasta 99 bar, debido al paso de la onda 1 de despresurización. Luego se presenta una oscilación del orden de 1 bar de amplitud, que dura hasta los 300 ms, para después decrecer de manera continua hasta los 64 bar en 8 s. Cuando se realiza la simulación más allá de los 8 s, se aprecia que a los 9 s (no mostrado en las figuras) que la presión del sistema primario es tal que los discos de ruptura del sistema de inyección de agua de alta presión rompen y comienzan a descargar a los distintos puntos del sistema del moderador.

El flujo másico en el volumen 15 del canal o componente 130 se comporta de manera similar a la presión durante el primer segundo, y después tiende a -200 kg/s al cabo de 8 s. Cabe destacar, que el flujo muestra una inversión de sentido luego de 30 ms, pasando de un poco más de 7087 kg/s a -8202 kg/s en 60 ms, indicando que el sentido del flujo es hacia el lower plenum.

Otras variables de interés para comprender el comportamiento global de la planta son: la fracción de vacío y las velocidades de flujo (líquido y vapor). Éstas se presentan en las figuras 4.9 y 4.10.

La fracción de vacío en las ramas frías y calientes presentan un comportamiento muy diferente. En efecto, mientras que en las ramas calientes el vacío crece inmediatamente después de la rotura, en las ramas frías se aprecia un retraso de 1 s para el circuito 2 y de 3 s para el circuito 1. Esto está asociado al hecho que durante el accidente, por las ramas frías y calientes no hay generación de calor, a diferencia de los canales refrigerantes, y es el camino disponible para que el refrigerante escape del sistema, y por ello, el retraso de la formación de vacío entre las ramas

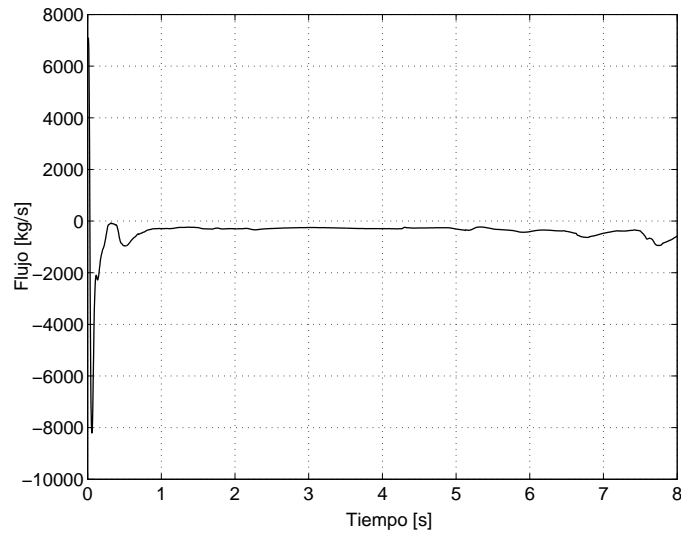


Figura 4.8: Evolución temporal del flujo másico en el canal de mayor potencia lineal.

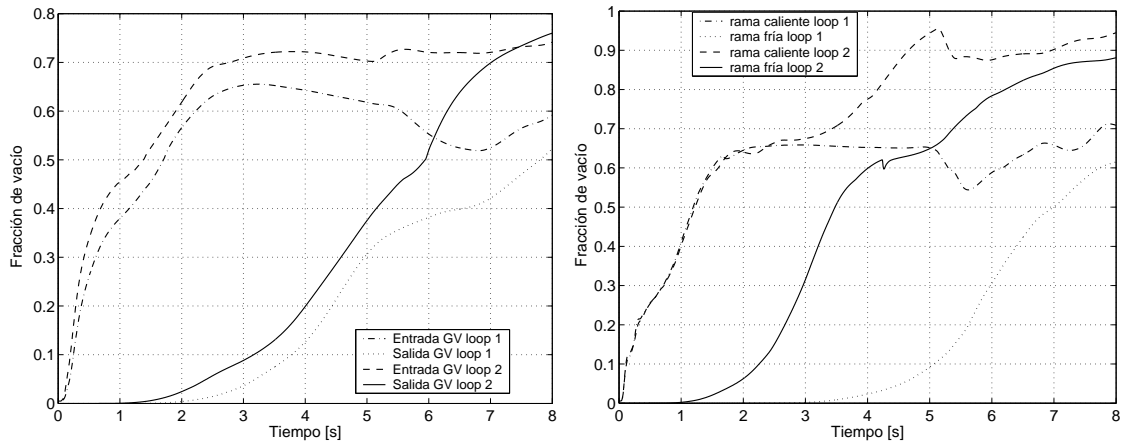


Figura 4.9: Evolución temporal de la fracción de vacío en las ramas frías y calientes, y a la entrada y salida de los generadores de vapor durante un LOCA 2A.

calientes y frías. También es evidente el hecho que la fracción de vacío crece en las dos ramas calientes de igual forma y rapidez, durante los primeros 2 s hasta alcanzar un valor del 65 %, para luego mantenerse prácticamente constante en el circuito 1 y continuar creciendo en el circuito 2. En las ramas frías, en cambio, una vez que comenzó la formación de vapor continua creciendo, al menos en el período estudiado.

La velocidad del líquido en la rama fría del circuito roto sufre una fuerte desaceleración en los primeros 100 ms, pasando de 15.9 m/s a 3.3 m/s; la velocidad del vapor (que es nula porque no hay vapor en el estado estacionario) pasa a tener un valor de -54.16 m/s (véase figura 4.10). Es interesante destacar que se tiene un flujo en contracorriente en los primeros 4 s, donde el líquido de la rama fría sigue hacia el recipiente de presión, mientras que el vapor tiende a ir hacia la

rotura. En la rama caliente de dicho circuito se observa un comportamiento con características similares.

El circuito 1 es bastante diferente. El flujo másico de ambas fases es en el mismo sentido y las velocidades del líquido y vapor son parecidas en cada rama entre sí.

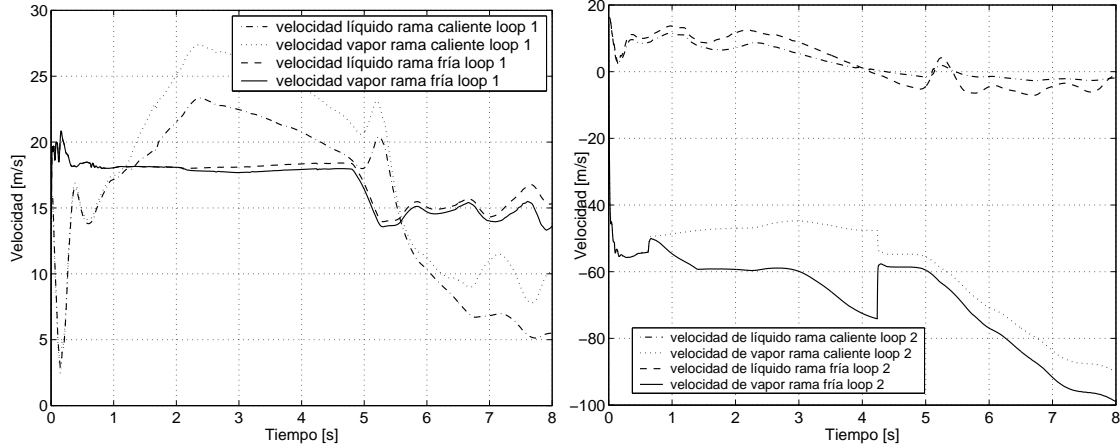


Figura 4.10: Evolución temporal de las velocidades del líquido y del vapor en las ramas frías y calientes durante un LOCA 2A.

Las velocidades del líquido y del vapor en el canal de mayor potencia lineal, figura 4.11, son distintas dependiendo de la posición. En la entrada y, al menos hasta la posición correspondiente a $\frac{2}{3}$ de la longitud activa, los flujos de ambas fases son del mismo sentido, dirigiéndose hacia la rotura. A la salida (corresponde al volumen más próximo al Upper-plenum) se observan unas oscilaciones y luego un plateau que dura entre 1.5 s y 5 s aproximadamente; en esta parte la velocidad del líquido y vapor son muy próximas a cero pero de distinto signo. A partir de aquí se puede inferir que en dicha posición se obtiene un flujo a contracorriente (con velocidades prácticamente nulas), y se comporta como una zona de estancamiento.

4.2.2. Sistema del moderador

En la sección 2.4.3 se ha mencionado que el sistema moderador durante los primeros segundos de una rotura 2A no interviene significativamente. A los efectos de poder ilustrar su comportamiento se presentan en la figura 4.12 la evolución temporal de la presión, temperatura media del tanque moderador en la zona activa y la densidad. De acuerdo a esto, y como las variaciones de temperatura y densidad del fluido dentro del tanque moderador son inferiores al 0.3 %, los cambios de reactividad que pueden introducirse resultarán despreciables frente a los cambios por vacío de refrigerante.

Cabe destacar que la presión del tanque del moderador, esencialmente, es similar a la presión

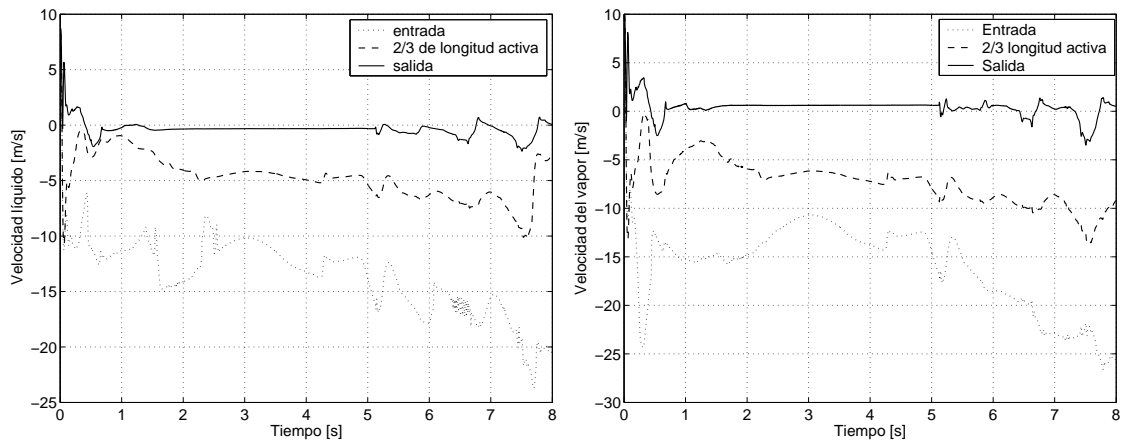


Figura 4.11: Evolución temporal de la velocidad de líquido y vapor dentro del canal refrigerante 130 durante un LOCA 2A.

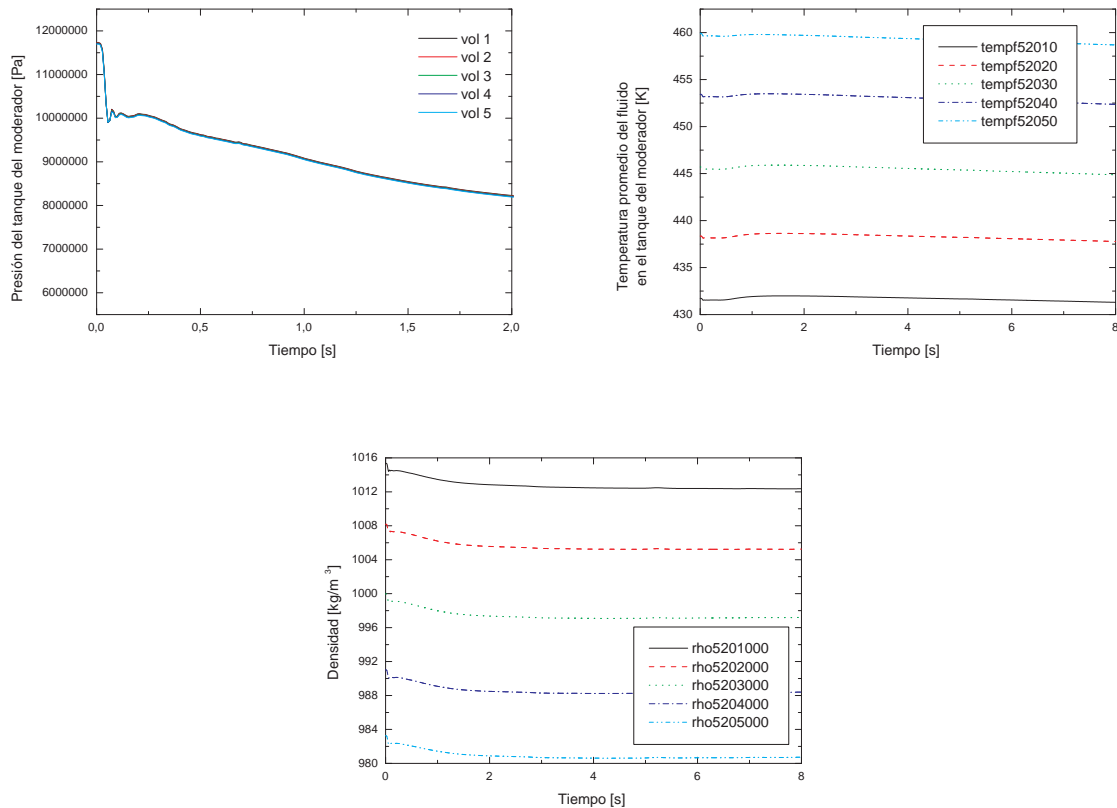


Figura 4.12: Evolución temporal de la presión, densidad y temperatura del fluido en el tanque del moderador.

observada en un canal combustible como fue mostrada en la figura 4.7. No obstante la mínima presión en el primer volumen que representa al canal refrigerante se alcanza en 36 ms, mientras

que el primer volumen que representa al tanque del moderador lo hace en 55 ms. Este desfase temporal da origen a una diferencia de presión elevada durante un breve tiempo. En la figura 4.13 se muestra la diferencia de presión entre los dos primeros elementos de un canal refrigerante y del tanque de moderador. La máxima diferencia que se alcanza es de 3.25 MPa ó 32.5 bar aproximadamente, siendo mayor la presión del moderador. Este resultado es importante ya que el canal refrigerante deberá durante un breve lapso soportar mecánicamente esta diferencia de presión; no obstante esta presión es, en realidad, un *pulso* que dura 60 ms mediados al 10 % de la altura. Pasados los primeros 500 ms del accidente, la diferencia entre ambos es despreciable.

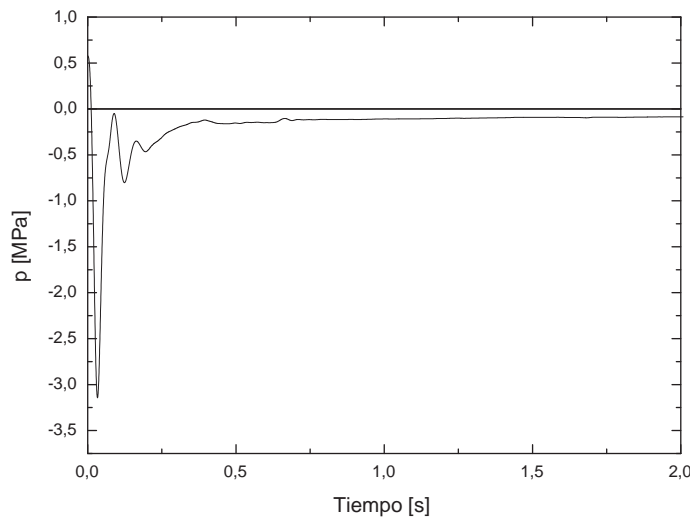


Figura 4.13: Diferencia de presión entre el canal refrigerante (130 - volumen 1) y el volumen 1 del tanque del moderador.

La fracción de vacío, durante los primeros 8 s, se mantiene nula. Esto indica que el fluido moderador se encuentra sub-enfriado. No obstante, hay que tener en cuenta que el decrecimiento de la presión es continuo y por lo tanto se alcanzará finalmente la presión de saturación. En particular, para la nodalización que se está empleando, luego de los 25 s comienza a aparecer una fracción de vacío en el fluido moderador, y a los 33-34 s hay un cambio considerable de densidad de aproximadamente el 18 %, respecto de la densidad en operación normal.

De lo anterior, se puede observar que durante los primeros instantes de la rotura, el sistema moderador no interviene. En efecto, los cambios de reactividad por densidad y/o por temperatura del moderador comenzarían a ser importantes luego de los 30 s, aproximadamente, donde el núcleo del reactor, por acción del sistema de inyección de boro, debería estar en un estado subcrítico.

4.3. Otras roturas

Además de analizar la rotura 2A es conveniente estudiar, en la misma posición y con las mismas condiciones iniciales y de contorno, roturas de otras áreas. Esto es debido a que el comportamiento general de la planta está relacionado a la refrigeración y, pequeños cambios en la velocidad de pérdida de refrigerante o bien en velocidades interfásicas puede llevar a casos muy diferentes.

Se observa en la figura 4.15 que una rotura de 1.6A conlleva a una potencia mayor que en el caso de un LOCA 2A. Además, se puede notar que una pérdida de refrigerante con una rotura 0.8A, si bien alcanza una potencia menor que en el caso de un LOCA 2A, la temperatura del cladding en las mismas posiciones es mayor, en aproximadamente 150 K.

Cabe mencionar que resulta curioso que para una rotura de menor área se produzca una temperatura mayor. Sin embargo, en la figura 4.15 se puede observar que en el caso del 0.8A, los flujos o caudales y las velocidades son 3 veces menor en que en un LOCA 2A para el mismo volumen de observación (volumen 15 del componente 130). Esto trae asociado que el coeficiente de transferencia convectivo, que depende de la velocidad a través del número de Reynolds, se reduzca y se deteriore la transferencia de calor.

4.4. Estudios paramétricos y sensibilidad

4.4.1. Modelos de flujos hidrodinámicos y de flujo crítico

En la sección 2.2.1 se hizo una breve reseña y se señalaron las características de los modelos de fluidos utilizados por el código. El modelo homogéneo y en equilibrio, fue inicialmente utilizado para el análisis de seguridad debido a que era la única herramienta disponible. Los resultados obtenidos con el modelo de flujo homogéneo podrían actuar como una cota superior para las temperaturas de vaina y potencia. No obstante, debido a la rápida despresurización que se produce, estos resultados obtenidos a partir de este modelo, no convendrían ser descartados inmediatamente. Esto es debido a que, las ecuaciones de conservación de momento para cada fase en el modelo de dos-fluidos, contienen términos para contabilizar el desequilibrio mecánico y termodinámico, obtenidos de un desarrollo semiempírico, los cuales podrían ser una fuente importante de incerteza². En relación a este tema no se profundizará más, ya que escapa ampliamente del contenido del trabajo y nos limitaremos a comparar los resultados de ambos modelos.

²Este comentario surge de una exposición realizada por el Prof. Dr. Victor Ransom en la NRC-USA durante septiembre de 2008.

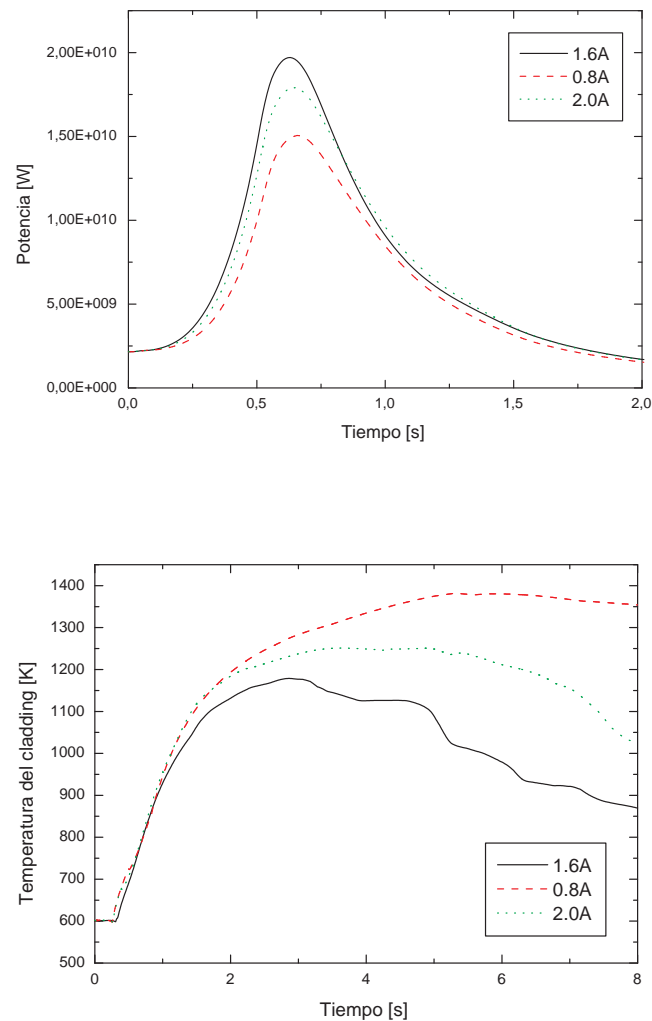


Figura 4.14: Comparación entre la potencia y temperatura del cladding (2/3 longitud activa), para tres tamaños de rotura en la rama fría del circuito 2.

El modelo de flujo crítico utilizado en las secciones anteriores fue el de Henry-Fauske (HF); y corresponde a la opción de usuario por defecto en el RELAP5 3.3. El modelo de Ransom-Trapp (RT) fue el modelo original que poseía el código y luego se cambió al de Henry-Fauske (HF). El cambio de los modelos fue, de acuerdo a [16], porque se encontraron discontinuidades en el modelo de Ransom-Trapp en la transición entre simple y doble fase. En consecuencia, se decidió también comparar los resultados con los flujos críticos.

En las figuras 4.16 y 4.17 se muestran los resultados de la potencia, reactividad y temperatura obtenidos utilizando los modelos mencionados, considerando el tiempo de inyección de boro (BIT) de 0.5 s. Se agregó además un gráfico de las mismas variables pero con un BIT de 0.6 s,

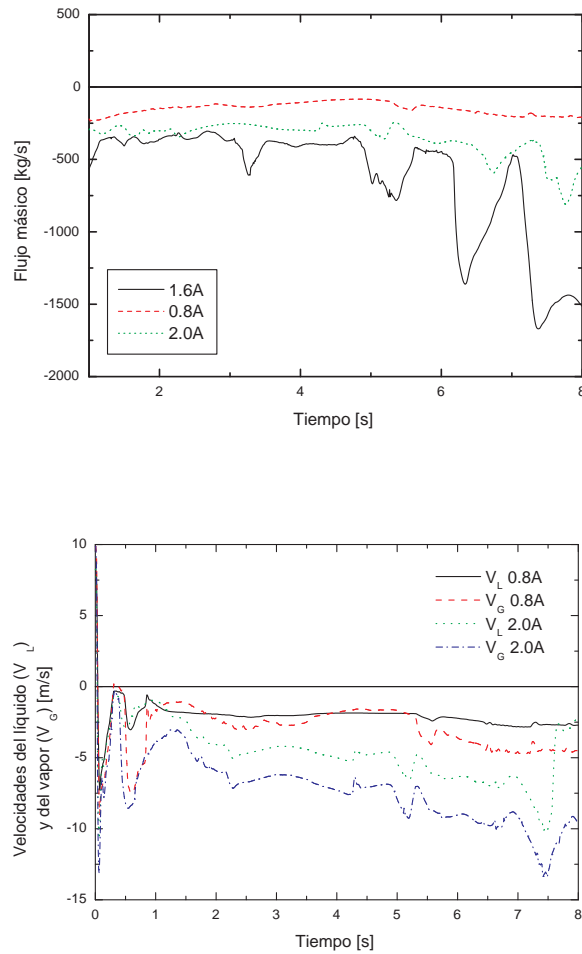


Figura 4.15: Comparación entre las velocidades del líquido y vapor y flujos másicos en el volumen 15 del canal 130 para tres tamaños de rotura en la rama fría del circuito 2.

a los efectos de mostrar la sensibilidad de los resultados con una incerteza en dicho tiempo de 0.1 s ó del 20%. Cabe aclarar que los modelos de flujo crítico HF y RT se utilizaron con el de dos-fluidos. Con el modelo de fluido homogéneo, se empleó únicamente el modelo crítico de HF.

Se observa en la figura 4.16 que la potencia máxima alcanzada por el modelo de RT es ligeramente superior, ~ 2 GW ó 0.2×10^{10} W, a la alcanzada por el modelo de HF. Además las temperaturas máximas alcanzadas por el modelo de RT y HF son muy similares entre sí. Las fracciones de vacío y el régimen de flujo, también resultaron ser parecidos. No obstante la fracción de vacío en el modelo de RT crece más rápidamente que la predicha por el HF, al menos durante el primer segundo. Debido a lo anterior, se puede considerar que el comportamiento observado resulta poco sensible al cambio de modelo de flujo crítico, al menos con las condiciones por defecto

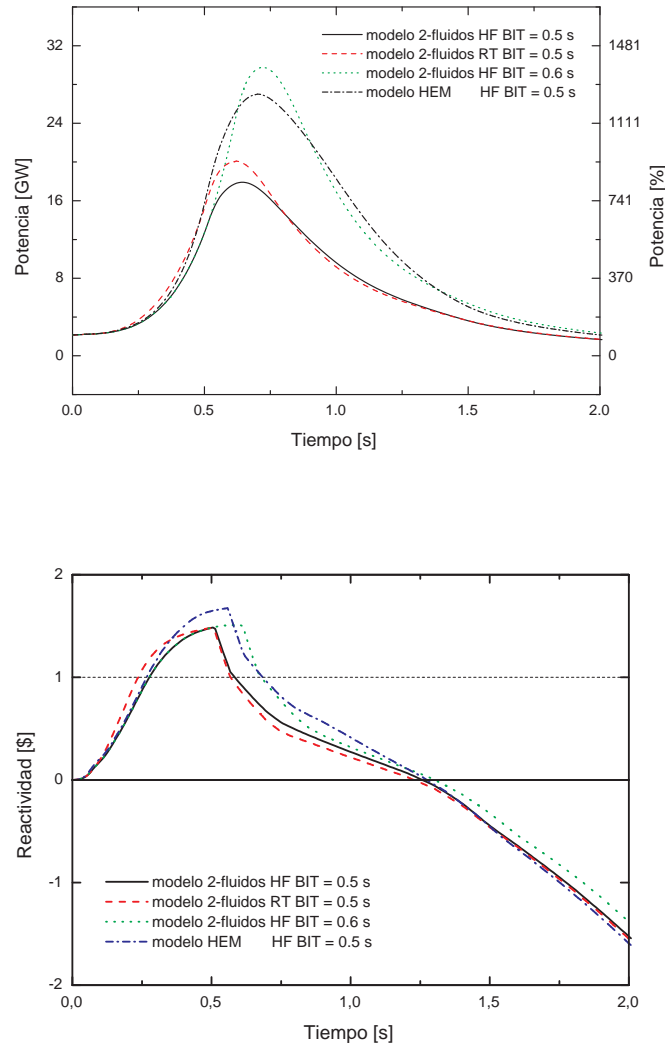


Figura 4.16: Comparación entre las potencias y entre las reactividades para los distintos modelos (dos-fluidos y homogéneo en equilibrio -HEM-), y los distintos modelos de flujos críticos (Henry-Fauske (HF) y Ransom-Trapp (RT)) durante un LOCA 2A.

del código RELAP5 comparado con otras opciones de usuario que se detallarán a continuación.

En el caso de los modelos de flujo homogéneo y de dos-fluidos, las diferencias son bastante más apreciables. En la potencia se observa una diferencia de 8 GW; es decir el HEM predice una potencia el orden de un 50 % superior a la que predice el modelo de dos-fluidos. Las diferencias de temperatura entre ambos resultan ser ligeramente superior a los 160 K; y la fracción de vacío en la misma posición del canal, resulta en el HEM un 10 % superior a la predicha por el de dos-fluidos. La diferencia en la fracción de vacío, es finalmente responsable del incremento de la potencia y por lo tanto del aumento de temperatura del cladding. En este punto es conveniente remarcar que

la temperatura máxima del cladding con el modelo homogéneo ocurre en una posición distinta a la que del modelo de dos-fluidos. Cabe destacar que luego de 1 s, el régimen de flujo para el homogéneo es diferente al de los otros modelos, aunque ambos regímenes son *POST-CHF*.

Es interesante comparar un incremento del tiempo de inyección de boro de 0.1 s con los demás resultados. En particular, se puede observar que la potencia resultó ser superior a la del modelo homogéneo en 5 GW y su temperatura máxima superior en menos de 100 K. Esto muestra, por un lado la fuerte dependencia del comportamiento global de la planta a un ligero retraso en el tiempo de inyección de boro, y por otro, que el HEM al ser conservativo o sobreestimar los flujo *es como si tuviese en cuenta* un retraso adicional de inyección.

A modo complementario y para visualizar mejor las diferencias que aparecen entre los modelos en la fracción de vacío a lo largo de canal refrigerante se presentar en la figura 4.18, dicha fracción en función de la posición axial para tiempos entre 0 y 1 s luego de comenzada la rotura.

De acuerdo a la figura 4.18 la fracción de vacío en los primeros 100 ms es prácticamente igual para las 3 opciones estudiadas, siendo entre 0.40 - 0.45, para la parte superior y nula para la parte inferior. Para dicho tiempo se considera que la onda de presión ya pasó por lo canales refrigerantes. Las diferencias comienzan a ser apreciables luego de los 200 ms, donde la fracción de vacío del modelo homogéneo (con HF) sobrepasa en un 10 % a los otros modelos a lo largo de la zona activa. Este es el motivo por el cual el modelo homogéneo predice una temperatura mayor que el modelo de dos-fluidos para el mismo tiempo de inyección de boro y el mismo coeficiente de descarga.

La fracción de vacío evoluciona a lo largo del canal estudiado de la siguiente manera: inicialmente se va formando vapor en la zona superior de los canales (hacia la región del Upper-plenum), luego *el vacío se va propagando* hacia el interior de los canales hasta llegar al Lower-Plenum donde alcanza finalmente su máximo valor.

4.4.2. Energía depositada en el combustible

Uno de los parámetros que suele estudiarse es la energía depositada en el combustible durante el accidente; esta energía suele llamarse entalpía específica y está dada en cal/g o J/g .

El cálculo de dicha entalpía (h) es a partir de la energía acumulada, es decir

$$h = \frac{c_p \Delta T}{N_{canales} n_{barras}} \quad (4.1)$$

siendo c_p la calor específico, ΔT el salto de temperatura en una coordenada (r, z) respecto a una temperatura de referencia, $N_{canales}$ y n_{barras} el número de canales (253) de la zona hidráulica

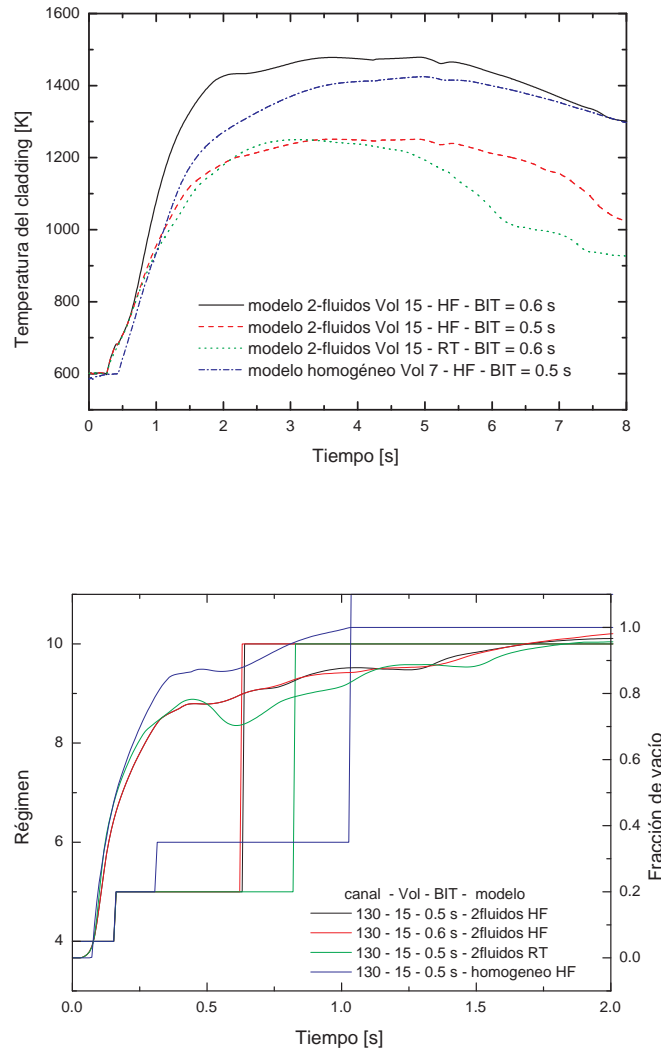


Figura 4.17: Comparación entre la temperatura, fracción de vacío y régimen de flujo para los modelos de dos-fluidos y homogéneo en equilibrio y, los flujos críticos de Henry-Fauske y Ransom-Trapp durante un LOCA 2A.

considerada y de barras combustibles (37), respectivamente.

La pastilla se encuentra dividida en 5 nodos radiales, y los máximos saltos de temperaturas durante el accidente se produjeron en el nodo número 5, es decir al nodo ubicado en la superficie externa y que está en contacto con el gap. En este caso se estudió el volumen 16 ya que era la posición donde se disponía de los datos. El valor de c_p se extrajo de las tablas de materiales que tiene incluido la entrada de datos del estado estacionario y se ajustó por un polinomio cúbico. De

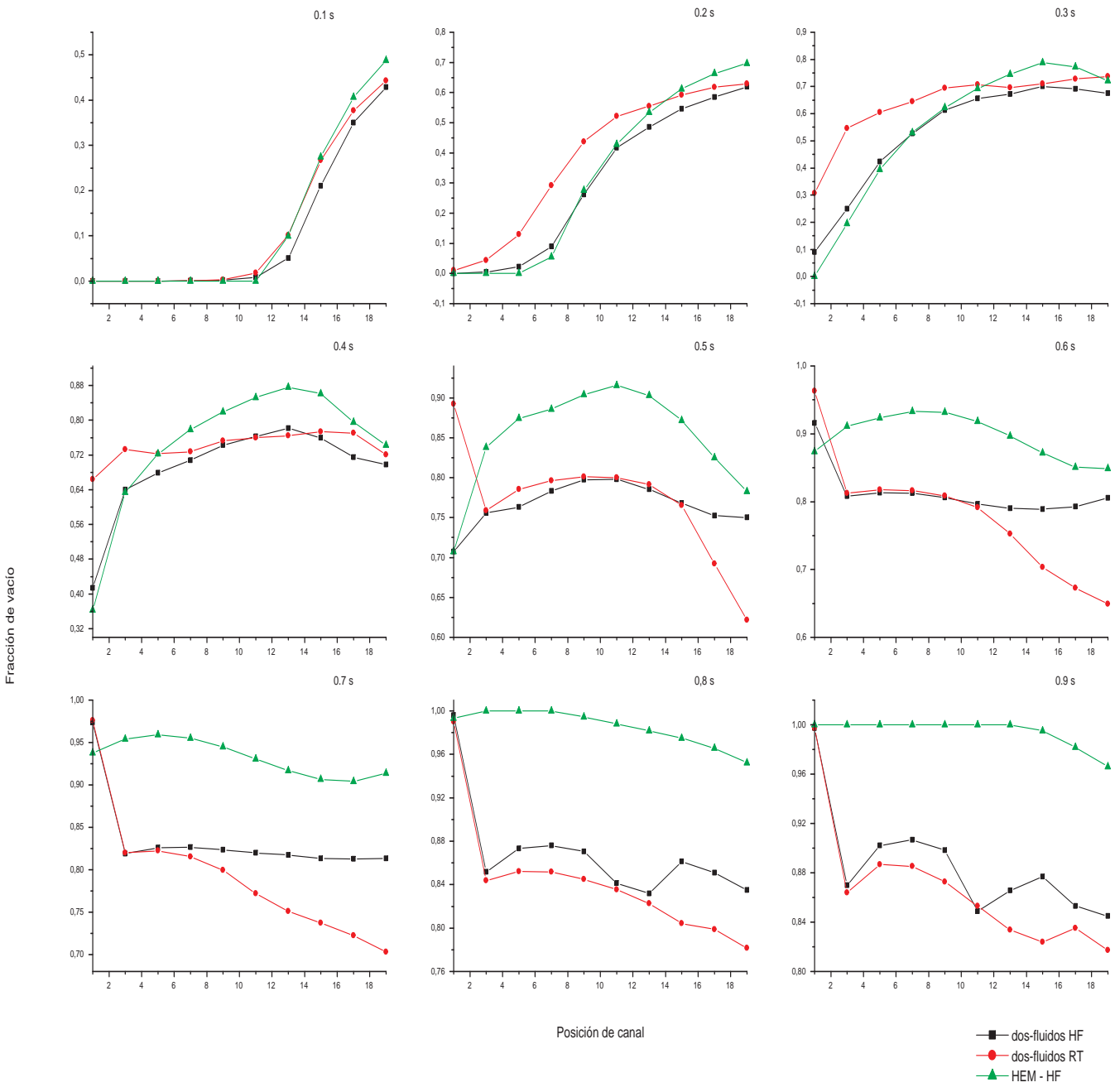


Figura 4.18: Comparación de la fracción de vacío entre modelos, a lo largo del canal o componente 130 que corresponde a una zona con 253 canales combustibles para tiempos entre 0 y 1 s luego de comenzada la rotura.

este modo el c_p resultó ser $c_p = 6 \times 10^{-4} T^3 - 1,99597 T^2 + 2832 T + 2 \times 10^6$, en el SI de unidades.

Finalmente el máximo valor de entalpía resultante fue de 52 cal/g durante el accidente, para un modelo de dos-fluidos con un flujo crítico de HF. Hay que tener en cuenta que este valor es

el incremento respecto de la operación normal, el cual resultó igual a 89.95 cal/g tomando una temperatura de referencia de 300 K . En el caso de una rotura 0.8 A la entalpía resultó ser de $\sim 60 \text{ cal/g}$, mientras que para el modelo homogéneo 105 cal/g . En la figura 4.19 se ilustra la evolución de la entalpía específica para 3 roturas y modelos distintos.

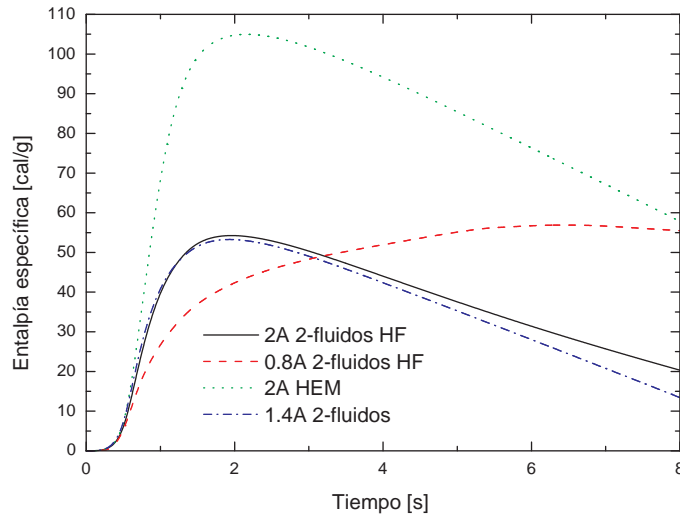


Figura 4.19: Evolución de la entalpía para distintos tamaños de rotura y de modelos hidrodinámicos.

4.4.3. Ubicación de la rotura

Se estudió el comportamiento de la planta, cuando la rotura 2A ocurre en la rama caliente del mismo circuito (circuito 2), entre el surgeline (unión con el presurizador) y el generador de vapor. Un esquema se ilustra en la figura 4.20.

La simulación se realizó en dos partes. Primero, en la entrada de datos del estado estacionario se quitaron los componentes correspondientes a la rotura en la rama fría, y se verificó que los resultados del nuevo estado estacionario coincidiera con el viejo. Los componentes extraídos se utilizaron para simular la nueva rotura (misma numeración y opciones de usuario) y se verificó nuevamente que los resultados coincidieran con los anteriores, antes que se efectúe la rotura. En efecto, el hecho que se modifiquen la posición de algunos componentes no debería cambiar las condiciones iniciales, sino los resultados no podrían ser comparados.

Las condiciones de iniciales fueron las mismas que las enumeradas en la tabla 2.3. Los resultados de potencia, temperatura, fracción de vacío y velocidades de flujo se muestran en la figura

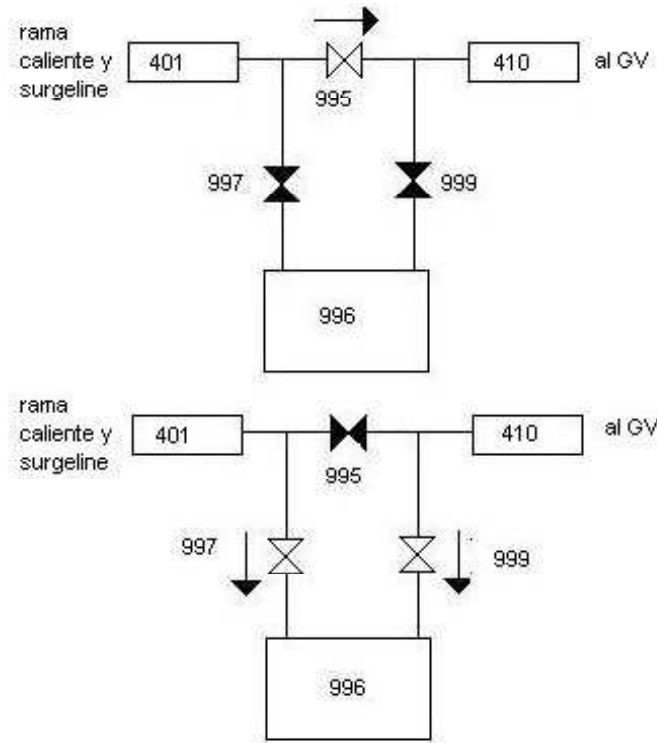


Figura 4.20: Esquema de simulación de la rotura propuesta para la rama caliente.

4.21.

Se aprecia en las figuras que la potencia máxima (un 15 % superior a la potencia de operación normal) es considerablemente menor que la obtenida cuando se produce la misma rotura en la rama fría. La temperatura del cladding apenas sube una decenas de grados respecto de la de operación normal y la producción de vacío es considerablemente más lenta. En efecto, cuando la rotura es en la rama caliente se alcanza un 60 % de vacío, aproximadamente a los 1.3 s, mientras que, cuando es en la rama fría lo hace en 64 ms. Es interesante notar que en el caso de las velocidades de vapor y líquido no hay inversión en la dirección del flujo como ocurrió anteriormente.

4.4.4. Tiempo de apertura de la rotura

El tiempo de apertura de la rotura (BOT) es en general estimativo, y en la mayoría de los análisis de seguridad se utiliza un valor conservativo, del orden de 1 ms [27, 3]. También, de acuerdo al trabajo [3], el tiempo de apertura es del orden de decenas de milisegundo (30 ms). En este trabajo se ha considerado un valor de 15 ms para la apertura de válvulas, dicho valor es intermedio entre el milisegundo y las decenas sugeridas por la bibliografía.

Resulta interesante estudiar la sensibilidad de la nodalización a dos tiempos (15 ms y 300 ms)

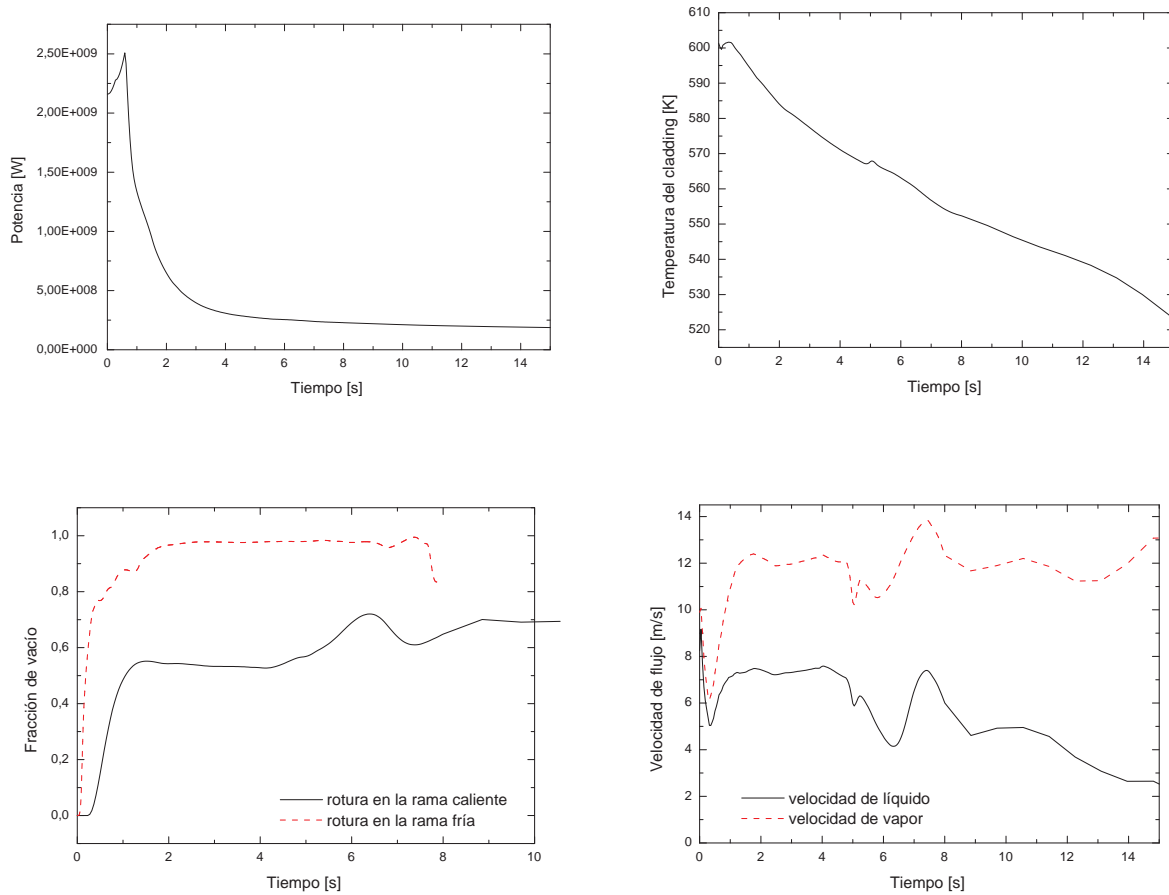


Figura 4.21: Evolución de distintas variables cuando la rotura 2A se produce en la rama caliente del mismo circuito.

de apertura muy diferentes. Para ello en la figura 4.22 se muestran la evolución de la potencia, reactividad y de la temperatura del cladding (nuevamente a $\frac{2}{3}$ de la longitud activa) en función del tiempo. Al aumentar el tiempo de apertura, tanto la potencia como la temperatura decrecen. Este comportamiento es esperable ya que, si las válvulas que simulan la rotura tardan un tiempo mayor en abrir completamente, la pérdida de refrigerante es más lenta y por lo tanto también la dinámica global. No obstante, se debe tener en cuenta que si bien el máximo de potencia decreció en aproximadamente 3000 MW, la temperatura del cladding únicamente lo hizo en 50 K. Esto muestra, que al menos dentro del rango 15 ms - 300 ms del tiempo de rotura, la temperatura máxima es prácticamente independiente de dicho tiempo.

Otro factor de interés es la fracción de vacío. Se observa en la figura 4.23 la evolución de dicha fracción de vacío, que en los primeros 500 ms puede llegar a tener una diferencia del 15 % entre la obtenida con un tiempo de apertura de 15 ms y con la obtenida con un tiempo de apertura

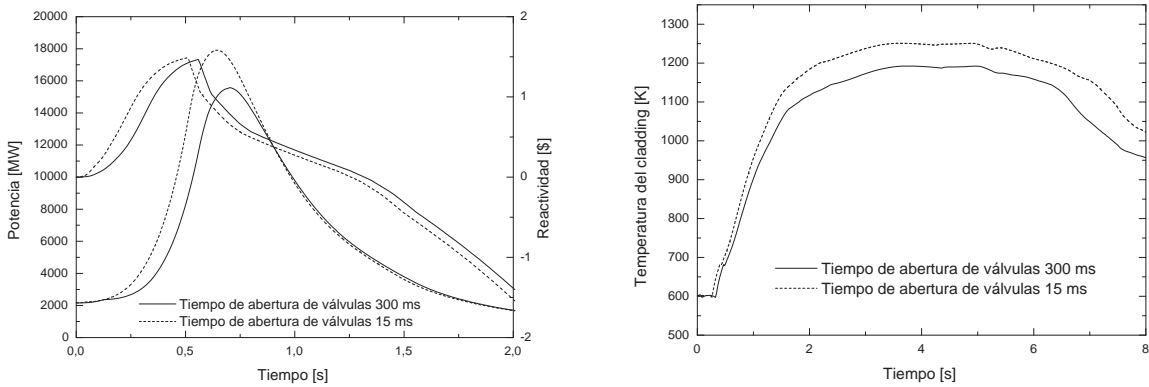


Figura 4.22: Comparación entre las potencias y las temperaturas del cladding para dos tiempos de apertura en función del tiempo.

de 300 ms. Luego de los 500 ms, las fracciones obtenidas son similares entre sí. De este modo se ilustra nuevamente que, a menos del desfase temporal, los resultados son prácticamente independientes del tiempo de apertura dentro del intervalo estudiado.

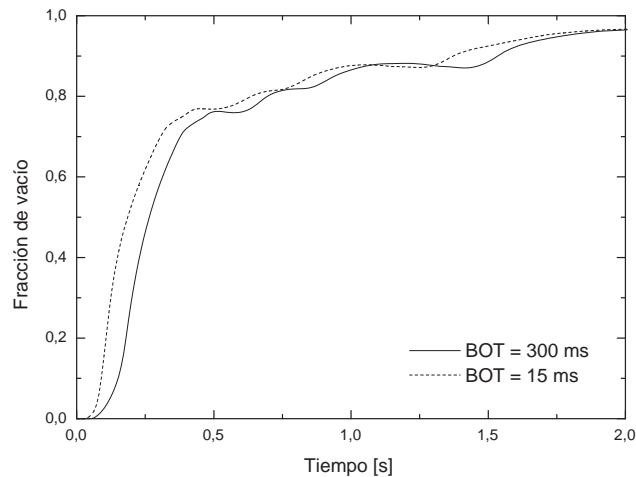


Figura 4.23: Fracción de vacío en función del tiempo, para dos tiempos de apertura de la rotura.

4.4.5. Coeficiente de descarga

Una de las opciones del usuario que debe ser introducida para la corrida, es el coeficiente de descarga de las válvulas que simulan la rotura. La opción por defecto del código es utilizar un

valor igual a la unidad, para cualquiera de los modelos de flujo crítico empleado. Sin embargo este coeficiente es una de las fuentes de incertezas, ya que, desde el punto de vista experimental, no hay evidencia que justifique un valor de coeficiente de descarga igual a 1. Cabe mencionar que en este trabajo no se pretende hacer un cálculo explícito de incertezas, pero se tratará de mostrar la sensibilidad de los resultados frente a cambios en este coeficiente.

En el Apéndice K del CFR 50.46 emitido por la NRC (Nuclear Regulatory Commission) de los Estados Unidos [27], en la sección de evaluación de modelos, se sugiere el uso de varios coeficientes de descarga, y no optar únicamente por el valor 1. En particular es necesario presentar, para una evaluación de seguridad de la planta, el valor que dé lugar a la mayor temperatura del cladding.

Apoyándonos en la información de los párrafos precedentes, ilustramos en las figuras 4.24, 4.25 y 4.27 la potencia, reactividad y temperatura máxima alcanzadas en función del coeficiente de descarga, respectivamente, para un modelo de dos-fluidos con Henry-Fauske.

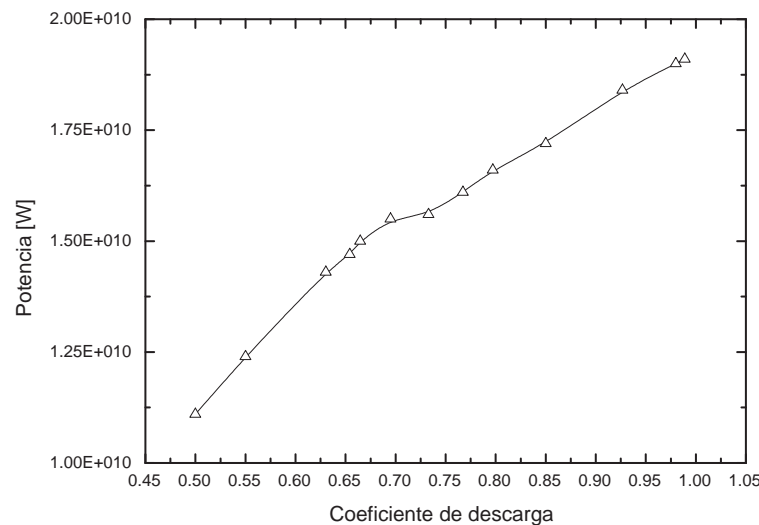


Figura 4.24: Potencia máxima en función de distintos valores de coeficiente de descarga.

En las mencionadas figuras, se puede notar un comportamiento bien característico de las variables estudiadas. Tanto la potencia y la reactividad aumentan cuando se incrementa el valor del coeficiente de descarga; los máximos son alcanzados cuando dicho coeficiente es 1. En ambas variables, en un valor de 0.7 se observa un ligero cambio en la forma de las curvas. El cambio en las curvas podría ser el motivo por el cual se puede llegar a observar que para un LOCA de 1.6A la potencia y reactividad alcanzada sea mayor a la alcanzada en un LOCA 2A. Esto se infiere del

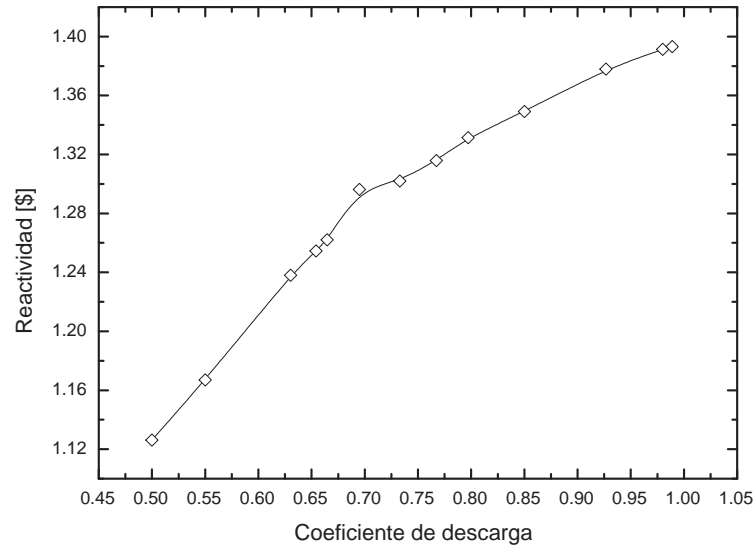


Figura 4.25: Reactividad máxima alcanzada en función de distintos valores de coeficiente de descarga.

hecho que la rotura 2A, con un coeficiente de descarga de 0.7, corresponde a la misma área de 1.4A (véase figura 4.26).

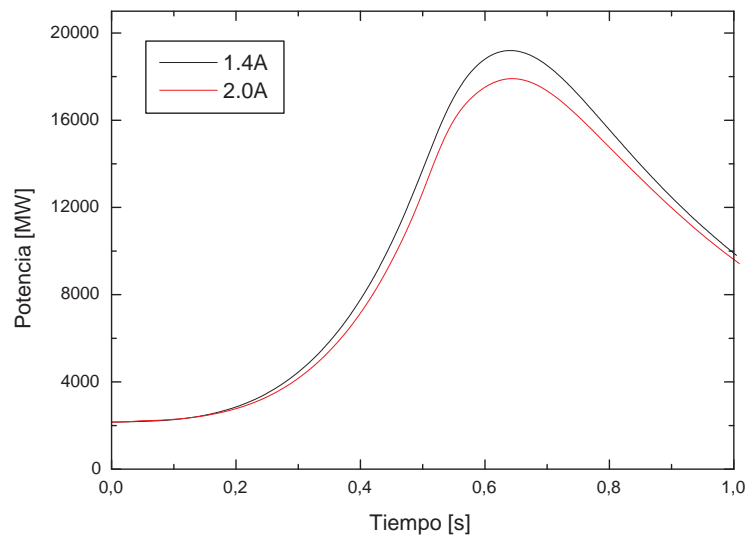


Figura 4.26: Potencia para una rotura 1.4A y 2.0A.

La temperatura del cladding, a diferencia de los casos anteriores, tiene un máximo global (1395 K) cuando el coeficiente es aproximadamente 0.57. Notemos además que la temperatura puede variar entre 1395 K y 1250 K cuando el coeficiente cambia entre 0.57 y 1. Este resultado es consistente con que para una rotura de menor tamaño, como un LOCA de 0.8A, pueda dar lugar a una mayor temperatura del cladding, que una rotura de mayor tamaño.

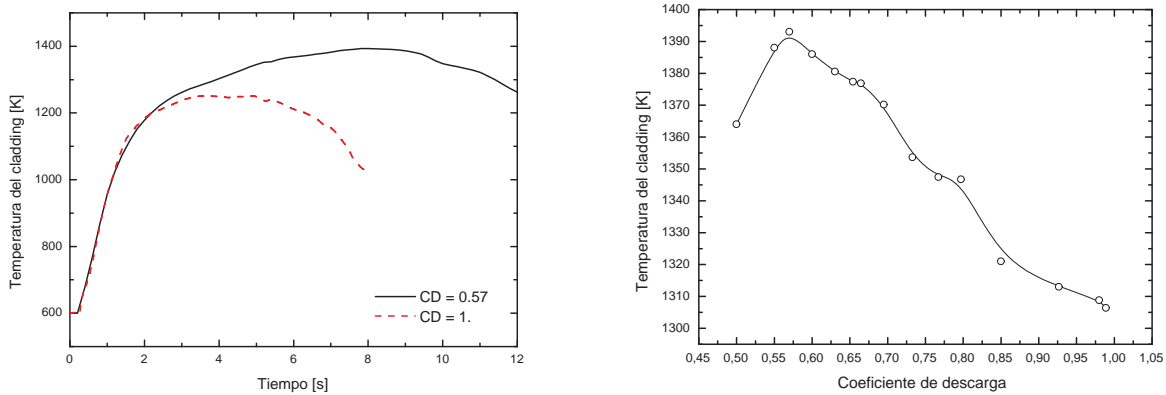


Figura 4.27: *Izq.:* comparación entre las temperaturas para dos coeficiente de descarga. *Der.:* Temperatura del cladding en función de distintos valores de coeficiente de descarga.

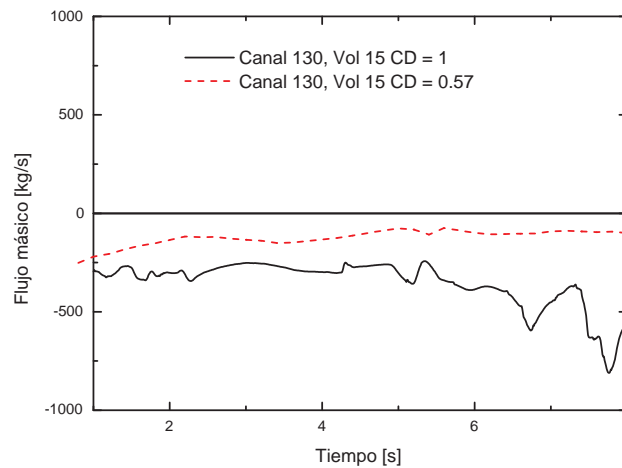


Figura 4.28: Evolución temporal del flujo másico para dos coeficientes de descarga distintos.

Para verificar que el aumento de temperatura de la vaina depende del flujo en la posición considerada, se muestra en la figura 4.28, el flujo másico o caudal para una rotura 2A con un coeficiente de descarga igual a 1 e igual a 0.57. Se puede notar que al reducir el coeficiente de

descarga se redujo también el flujo másico o caudal para el mismo tamaño de rotura y posición. En particular, para un instante entre 7.5 s y 8 s (corresponde al tiempo en el cual se alcanza la máxima temperatura, véase figura 4.27 izq.), se observa que el caudal para el coeficiente de descarga de 0.57 se redujo a la tercera parte respecto del valor que tendría con un coeficiente igual a 1.

4.4.6. Tiempo de inyección de boro

Se mostró en la figura 4.16 que un retraso en tiempo de inyección de boro de 0.1 s puede ocasionar un aumento de la temperatura máxima del cladding, alcanzándose ~ 1500 K. Este valor es ligeramente superior al valor máximo (1477 K) que podría alcanzar la vaina en situaciones accidentales; este límite es sugerido en las normas internacionales de seguridad nuclear [2], por ello un valor de 0.6 s podría, en primer orden, ser la cota superior para la inyección de boro. Notemos que con 0.6 s, la distancia al valor dado como límite sería prácticamente nulo.

Finalmente, no se pretende hacer un cálculo de incertezas pero sí estudiar la variabilidad de los resultados frente a cambios en el coeficiente de descarga y el tiempo de inyección. Para ello se realizaron 60 corridas, cambiando con una distribución uniforme el coeficiente y el tiempo en el rango comprendido entre 0.7 - 1.1³ y 0.45 - 0.55 s, respectivamente. En la figura 4.29 se ilustran la temperatura en función del tiempo de 50 corridas elegidas al azar; la curva de temperatura para un coeficiente de descarga igual a 1 y tiempo de inyección de 0.5 s; el promedio de las 60 corridas y la temperatura del modelo homogéneo.

Se puede apreciar la gran variabilidad de los resultados, donde la temperatura máxima puede oscilar entre 1200 K y 1500 K. Además, si bien el modelo homogéneo es considerado conservativo, la temperatura que predice está contenida dentro del rango de variabilidad del modelo de dos-fluidos y es muy próxima al valor medio del conjunto de curvas.

³El valor 1.1 no tiene significado físico, simplemente se utilizó para mostrar que los resultados con un coeficiente de descarga mayor a 1 son consistentes con los demás.

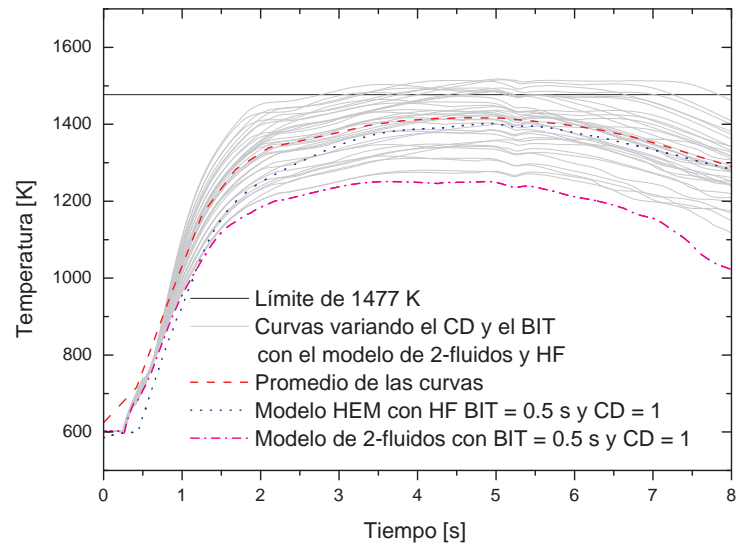


Figura 4.29: Temperatura del cladding en función del tiempo.

5

Discusión y comentarios finales

5.1. Descripción termo-hidráulica

Se han presentado resultados de la simulación de un accidente con pérdida de refrigerante (LOCA 2A) en la rama fría del circuito 2 de Atucha II, entre el recipiente de presión y la bomba principal, y se mostró esencialmente el comportamiento termo-hidráulico de la planta. Además de producirse la pérdida de refrigerante, y debido a una característica intrínseca de Atucha II, se produjo una excursión de reactividad. Se consideró que el tiempo de llegada de boro al sistema moderador es de aproximadamente 0.5 s; para controlar la excursión de reactividad se utilizaron los 4 tanques disponibles (no se tiene en cuenta el criterio de falla única).

Cabe destacar que, la rotura en la rama fría del circuito primario es muy probablemente la que mayor daño podría provocar en el núcleo comparada con la rotura en la rama caliente. No obstante, además, debería probarse cuál es el estado final de planta cuando la rotura se produce, también en la rama fría del primario, pero entre la bomba y el generador de vapor.

En el momento que se produce la rotura, instantáneamente, ingresan dos ondas de despresurización al circuito primario; una de ellas viaja desde la rotura hacia el recipiente de presión, downcomer y sube por los canales, y la otra pasa a través de la bomba principal, al generador de

vapor y finalmente al upper-plenum.

Con el paso de las ondas de despresurización comienza a producirse vapor dentro de los canales y demás conexiones, produciéndose luego el incremento de reactividad y el aumento de potencia, dando lugar finalmente al aumento de temperatura de la vaina y la pastilla. En efecto, pudo notarse que la formación de vacío dentro de los canales comenzó sólo algunos milisegundos después de la rotura, mientras que el aumento de temperatura fue después de 0.25 s.

Se verificó que, con un tiempo de apertura de las válvulas que simulan la rotura, de 15 ms y 300 ms, los efectos son similares entre sí y la potencia y temperatura máximas disminuyen. Hay que tener en cuenta que la disminución de temperatura observada (50 K) igualmente queda contenida en la variabilidad de los resultados cuando se cambian otros parámetros como el tiempo de inyección o el coeficiente de descarga. Por lo tanto, el tiempo de apertura de las válvulas no tiene un rol importante durante el transitorio estudiado.

Desde el punto de vista neutrónico, es importante mencionar que el modelo utilizado no tiene realimentación de reactividad por efecto del xenón ni por el moderador. Se mostró que la reactividad adicionada por el Xe es del orden de 0.02 \$, y resulta despreciable frente a la reactividad introducida por el vacío de refrigerante. En el caso del moderador, se observó que tanto la temperatura como la densidad en el tanque del moderador, se mantienen prácticamente constantes. Por lo tanto, durante los primeros segundos de la despresurización, la temperatura del fluido no alcanzó a la de saturación (552 K a los 8 s). Hay que tener en cuenta que el modelo no considera la generación de calor en el circuito moderador. Para mostrar que, aún cuando la considerase, los efectos serían despreciables; se propone un cálculo estimativo. Integrando el pulso de potencia durante los primeros 8 segundos, se obtiene una energía total de 1.7×10^{10} J, y sólo el 5 % pasaría al moderador. Considerando que el tanque del moderador contiene aproximadamente 200 m³ de líquido, a la temperatura media entre la entrada y la salida, que representan 201.5 ton, y si la energía fuere depositada instantáneamente, la diferencia de temperatura sería de sólo 1 K. Con este resultado puede considerarse que, esencialmente, la energía dada al moderador durante el accidente no modifica apreciablemente su temperatura.

Una de las opciones de usuario es la elección del modelo de flujo de descarga (HF y RT) en la rotura, para estimar el flujo crítico y el instante en que se produce. Los resultados de ambos modelos fueron similares, pudiéndose inferir que al menos en el problema que estamos resolviendo, no se apreciaron diferencias significativas. En particular, el modelo de HF predice una potencia ligeramente inferior que el de RT y las temperaturas máximas de vainas son prácticamente iguales. Es importante agregar que durante el primer segundo del transitorio el modelo de RT predice una fracción de vacío mayor que el de HF, y por ello el incremento de potencia. Finalmente, puede considerarse que el modelo de RT resulta ser ligeramente más conservativo que el de HF al menos

durante el primer segundo. A partir de lo anterior se puede concluir que las pequeñas diferencias que aparecen por la elección del modelo de descarga son poco sensibles comparadas con otras opciones de usuario. En particular, respecto al máximo de temperatura, que es un parámetro que se utiliza para verificar el estado de la vaina durante el accidente.

En relación a los modelos que describen la termodinámica y la hidrodinámica, dos-fluidos y homogéneo en equilibrio (HEM), las diferencias fueron más apreciables. En efecto, al considerar que tanto la velocidad del líquido como la del vapor son iguales en el modelo HEM, el flujo de descarga a través de los canales de líquido es mayor que en el de dos-fluidos. Se observó que en el caso de dos-fluidos, la relación entre velocidades de líquido-vapor fue hasta de un orden de magnitud.

También se pudo observar que las predicciones de la fracción de vacío y de la temperatura de vaina para los dos modelos de fluido son bastante diferentes. En relación a la fracción de vacío el HEM predice alrededor de un 10 % más que el de dos-fluidos. Este hecho es consistente con lo mencionado en el párrafo anterior, ya que en el HEM la descarga del líquido es mayor que en el otro modelo. La diferencia de fracción de vacío trae asociado el mayor aumento de potencia, y finalmente de temperatura de vaina. Cabe destacar que las posiciones en que se alcanzaron las máximas temperaturas son diferentes para los dos modelos; para el HEM, ocurre en una zona ubicada en $\frac{1}{3}$ de la zona activa y para el de dos-fluidos en $\frac{2}{3}$, tomando el origen de la zona activa en la parte inferior del núcleo. Las diferencias en los puntos de máxima temperatura entre los modelos está asociada a los lugares donde se reduce el flujo másico, y por lo tanto a la transferencia de calor que depende del régimen de flujo.

Las temperaturas máximas alcanzadas entre los modelos difieren en aproximadamente 200 K para un tiempo de inyección de boro de 0.5 s. En el caso del modelo de dos-fluidos la máxima temperatura se encuentra a 227 K por debajo del máximo valor usualmente *permitido* para la temperatura de vaina (1477 K). Pasado este valor, la reacción de oxidación del zircaloy y en consecuencia la generación de hidrógeno, comienzan a escalar y a ser realimentada con la propia energía liberada en el proceso. Por tal motivo no debería ser sobrepasada para evitar un posible daño de la vaina. En el caso del modelo homogéneo la temperatura máxima alcanzada es prácticamente el límite.

Un resultado importante para destacar fue que, la rotura 2A no es el accidente más serio desde el punto de vista de la potencia máxima, sino que la máxima potencia se alcanza con un rotura 1.4A. En este punto hay que dissociar la potencia máxima con la temperatura máxima, ya que la primera no implicó la segunda. En efecto, cuando se simuló la situación del 0.8 A se obtuvo una temperatura máxima mayor que en el caso del 2A e incluso con una rotura 1.4A. Por lo tanto, desde el punto de vista de la seguridad, debería estudiarse la rotura 0.8A ó 0.7A.

Es interesante notar el efecto que aparece cuando se cambia el coeficiente de descarga de las válvulas que simulan las roturas. Al disminuir el coeficiente de descarga tanto la potencia como la reactividad máxima decrecen, no siendo así la temperatura. En efecto, en el caso de una rotura 2A con coeficiente de descarga igual a 1, un punto de estancamiento o lugar donde prácticamente las velocidades de líquido y vapor son muy pequeñas es el upper-plenum. Cuando se cambia el coeficiente de descarga esta zona se va desplazando hacia abajo, al interior de los canales refrigerantes. Para algún valor o valores del coeficiente la zona mencionada se ubica dentro de la zona activa. Se observaron dos valores especiales. El primero de ellos ocurre con el coeficiente igual a 0.7, el que produce una potencia máxima a la obtenida con el coeficiente 1; esto resultó equivalente a una rotura 1.4A con coeficiente 1. El segundo valor, 0.57, si bien no produce la máxima potencia, la temperatura alcanzada (1395 K) se aproxima a la del modelo homogéneo.

Se desprende que el coeficiente de descarga es un parámetro que puede llevar a una dinámica de planta diferente y los resultados son muy sensibles al valor utilizado. Es por esto, que este coeficiente puede considerarse como relevante, y ser tenido en cuenta para un análisis de incertezas.

Se verificó que el tiempo total de inyección de boro, no debería sobrepasar los 0.6 s, porque en ese caso se sobrepasaría ligeramente la máxima temperatura. Por ello, el tiempo utilizado y el sugerido en [3] fue de 0.5 s. Se observó la gran sensibilidad de los resultados al cambiar el tiempo de inyección de boro, por lo que lo hace relevante en el análisis de incertezas. No obstante, la dificultad radica esencialmente en determinar el valor de su incerteza. En [3] se estimó que la incerteza no debería ser superior a los 0.03 s.

Aún cuando no se mostró explícitamente, los resultados de las simulaciones son fuertemente sensibles a una pequeña variación en la tabla de entrada de reactividad en función de densidad del refrigerante. Esto es evidente, porque la dinámica global está sujeta a la reactividad introducida en cada volumen del canal. Por lo tanto, la reactividad insertada es uno de los parámetros más relevantes, y en consecuencia, debería ser precisamente determinada. En este sentido, un acople de códigos termohidráulico-neutrónico sería ideal, dado que la cinética puntual del RELAP5 no contabiliza los efectos espaciales como el acoplamiento podría tener en cuenta. El costo de esto es el tiempo de cómputo. Bertodano et. al. [23] realizan las corridas en forma acoplada RELAP5/PARCS y el tiempo de cálculos es superior a las 10 hs para cada caso. En comparación, una corrida con RELAP5 y con cinética puntual, computando el estado estacionario y el transitorio, utiliza menos de 1 hora.

La reactividad insertada, finalmente, es uno de los parámetros relevantes y debido a la dificultad para estimarla, formaría parte del conjunto de parámetros inciertos.

Cabe destacar los aspectos deducidos más importantes del trabajo. Entre ellos el tiempo de

inyección de boro debería reducirse a 0.5 s o menos para poder soportar la rotura 2A. Los modelos de dos-fluidos y homogéneo predicen temperaturas de vaina distintas. No obstante cuando se consideran un conjunto de corridas para el modelo de dos-fluidos variando aleatoriamente el coeficiente de descarga y el tiempo de inyección se observa que el valor medio de dicha muestra es muy similar al resultado predicho por el modelo homogéneo. Resulta claro que tomar uno u otro modelo trae asociado diferencias significativas. Sin embargo, y de acuerdo a la opinión de Dr. Ishii [28], recomienda utilizar el modelo homogéneo como conservativo. Adicionalmente, Wallis G. concluye finalmente en [13] que pequeñas variaciones en algún parámetro, como el título de vapor, puede llegar a las mismas variaciones que ocurren al cambiar de un modelo más simple a otro más complejo y detallado.

En suma, a través del trabajo se puede ver que, independientemente del modelo utilizado y la sensibilidad de los parámetros, se requiere un sistema de boro cuya inyección actúe al menos a los 0.5 s. Bajo estas condiciones, y dentro de un marco en el que no intervienen los aspectos mecánicos, los cálculos muestran que se podría controlar el accidente de reactividad y evitar la posibilidad de un daño local de elementos combustibles debido a la reacciones de oxidación. En particular, se deberá evaluar bajo la condición final de planta, cómo se aplicará el criterio Argentino de aceptación (AR 3.1.3).

5.2. Temas abiertos

Es claro que en este punto quedan muchos puntos abiertos, entre los cuales están la elección de modelos a utilizar y el grado de detalle que se necesita en la descripción de los modelos físicos involucrados. Al incrementar la complejidad de los modelos e introducir una descripción muy detallada de los fenómenos, aumenta la dificultad de conocer precisamente las correlaciones empleadas. En el caso de utilizar, un modelo que describa muy detalladamente los procesos físicos trae acompañado un estudio adicional de incertezas que puede resultar muy complejo.

5.3. Futuras tareas

Es importante incluir en el modelo, el canal caliente y hacer una descripción más detallada del núcleo, con una mayor cantidad de canales.

Emplear los códigos acoplados para independizarse de la cinética puntual del RELAP5 mod3.3.

Luego del transitorio inicial hasta los 8 s, quedará determinar cómo continúa la evolución a tiempos más largo para ver la efectividad de los sistemas de inyección de agua y la reinundación del núcleo.

Apéndice A

Rutinas para la simulación de la dinámica de Xe

xenon.m

```
%xenon program
clc clear all
close all

global gX gI lI lX phi0 sf sa I0 X0
gI= 0.064; gX= 0.006; lI= 28.8e-6;
lX=20.9e-6; phi0 = 1.27e14; sa = 2e-18;
sf= 2e-3; sfp = 4.67e-3;

I0 = gI*sf*phi0/lI;
X0 = (gX+gI)*sf*phi0/(sa*phi0+lX);

TSPAN = [0:1e-3;15]; CI = [1 1];
options =odeset('Abstol',1e-4,'maxstep',1e-2);
[t,y] = ode45(@eqxe,TSPAN,CI,options);
rho0 = -X0*sa*1000/sfp;

Drho = (-y(:,2)*X0*1000*sa/sfp-rho0);
plot(t,Drho*1e-3/5.5e-3)

for i = 1:length(t);
    power(i)=pot(t(i));
end figure; plot(t,power)
```

eqxe.m

```
function dy = eqxe(t,y)
global gX gI lI lX phi0 sf sa I0 X0
dy = zeros(2,1);
dy(1)= gI*sf*pot(t)*phi0/I0 - lI*y(1);
dy(2)= gX*sf*pot(t)*phi0/X0 +
lI*y(1)*I0/X0 - sa*pot(t)*phi0*y(2) - lX*y(2);
```

pot.m

```
function pot = pot(t)
```

```

if t == 0
pot = 35*t*exp(-t/0.6)/0.6+1;
else pot =
35*t*exp(-t/0.6)/0.6; end

```

Rutinas para la simulación del sistema de boro

```
main.m
```

```
close all clear all clc
```

```
global rho L D k g P0 P0p V Vp beta T0 A mu R rho10 rho20
```

```
%SI de unidades
```

```
rho = 1000; L = 34.9; D= 68.9e-3; k = (20 + 0.015*L/D+1)/(2*L); g=7/5;
V=1+0.0086;
```

```
%0.0086 volumen de cañería Vp = 2*0.03831+0.01563;
```

```
%0.01563 es el volumen de la cañería
```

```
% perdida de carga con el fluido compresible (1er orden)
```

```
%longitud =8.7 m, D =47.7e-3 m, f = 5e-3
```

```
% fL/D = 0.92 el valor para una tee = 1.8, luego total = 1.36 (con tee)
```

```
% entonces el 2 que aparece en la conservacion de masa, se
```

```
% se cambia por 0.537
```

```
P0 = 200e5; P0p = 1.01e5; R = 287; T0 = 300; mu = 28.8*1e-3;
```

```
beta = R*T0/mu; A = 3.141592*D^2/4;
```

```
c = sqrt(1.4*R*T0);
```

```
rho10 = P0/R/T0;
```

```
rho20 = P0p/R/T0;
```

```
CI = [0 0 P0 P0p Vp ];
```

```
TSPAN = [0:1e-3:2];
```

```
options = odeset('RelTol',1e-6,'AbsTol',1e-6);
```

```
[t,y] = ode45(@descargaeq,TSPAN,CI,options);
```

```
plot(t,0.64*y(:,2)); grid on figure plot(t,y(:,1)) grid on
```

```
for i = 1:length(t);
```

```
    pp(i)=pint(t(i))/1e5;
```

```
end figure; plot(t,y(:,3)./1e5,t,pp,t,y(:,4)./1e5)
```

```
descargaeq.m
```

```
function dy = descargaeq(t,y);
```

```
global rho L D k g P0 P0p V Vp beta T0 A mu R rho10 rho20
```

```

%y(1) = x(t)
%y(2) = v(t)
%y(3)= p_tanque_aire
%y(4) = p_tanque_boro
%y(5) = vol_tanque_de_boro
%y(6) = rho1 \ %y(7) = rho2

dy = zeros(5,1);

% flujo adiabatico
dy(5) = A*y(2);
dy(3) = -0.62*g*Ap(t)*(y(3)/(rho10*(y(3)/P0)^(1/g)))*
sqrt((rho10*(y(3)/P0)^(1/g))*y(3)*(0.54*g/(g-1))*
((y(4)/y(3))^(2/g)-(y(4)/y(3))^(12/7)))/V;
dy(4) = 0.62*g*Ap(t)*(y(4)/(rho20*(y(4)/P0p)^(1/g)))*
sqrt((0.54*g/(g-1))*(rho10*(y(3)/P0)^(1/g))
*y(3)*((y(4)/y(3))^(2/g)-(y(4)/y(3))^(12/7)))/y(5) -
g*A*y(2)*y(4)/y(5);

if (y(4)-pint(t)) > 31.5e5
    dy(1) = y(2);
    dy(2)= (y(4)-pint(t))/(rho*L) - k*y(2)^2;
else dy(1)=0; dy(2)=0; end

pint.m
function pint = pint(t)
    global rho L D k g gamma1 gamma2 P0 P0p V Vp
    beta T0 A mu R

    % if t >= 0.1;
    %     pint = 6.94e6+3.428e6*exp(-t/2.07);
    % else pint = 117e5;
    % end

    if t >= 0.1;
        pint = 80e5;
    else pint = 115e5; end

Ap.m

function Ap = Ap(t)

global rho L D k g gamma1 gamma2 P0 P0p V Vp beta T0 A mu R

Ap0 = 706.86e-6; \%Ap = Ap0;
if t > 0.08;
    Ap = Ap0;
else
    Ap = Ap0 * t / 0.08;
end

```

Agradecimientos

Quisiera agradecer a las personas que dirigieron esta tesina, el Ing. Ricardo Rosso y a la Lic. Mirta Ventura. Otras personas que adicionalmente aportaron en mayor o menor medida fueron: Lic. Alberto Mascitti y Lic. Marcelo Madariaga proporcionando datos neutrónicos y la Lic. Adriana Politti con conceptos de materiales.

También, quisiera agradecerle a Denisa, “Copi”, mi esposa, que durante este par de meses me ha apoyado.

Bibliografía

- [1] Kraftwerk Union AG. Preliminary safety analysis report: CNA II. Technical report, KWU, 1981.
- [2] IAEA. Safety Report Series 23: Accidents analysis for nuclear power plants. Technical report, IAEA, Vienna 2002.
- [3] Cherubini M Giannotti W Parisi C Moretti F Melideo D Del Nevo A Galassi GM Araneo D Terzuoli F Adorni M Muellner N Pretruzzi A Lazzerini D Santoro R Bousbia-Salah A D'Auria D, Mazzantini O. Large break LOCA in Atucha-II. Technical report, Università di PISA, March 2008. Enviado a ARN por NA-SA.
- [4] Drzewiecki T, Lafferty N, Bertodano M, Ransom V. Report I: thermal-hydraulic modeling of Atucha II. Technical report, Purdue University, November 2007. Delivered to ARN.
- [5] Marie-France Robbe, S. Potapov, F. Tephany. Simulation of the depressurisation occurring at the beginning of a LOCA in a 4-loop PWR. *Nuclear Eng. and design*, **224**, pp.33–63, 2003.
- [6] Bird RB, Stewart WE, Lightfoot EN. *Fenómenos de transporte*. Reverté S.A, Barcelona-Bogotá-Buenos Aires-Caracas-México, Edición en español edition, 1975.
- [7] Pao RHF. *Fluid Dynamics*. Charles E. Merrill books, INC. Columbus, Ohio, Barcelona-Bogotá-Buenos Aires-Caracas-México, 1967.
- [8] Crane. *Flujo de fluidos en válvulas, accesorios y tuberías*. McGraw Hill, Inc, New York, 1977.
- [9] Wallis G. *One dimensional two phase flow*. McGraw Hill, Inc, New York, 1969.
- [10] Rust JH. *Nuclear power plant engineering*. Haralson Publishing company, Atlanta-Georgia, First edition 1979.
- [11] Corradini ML. *Fundamentals two-phase flow*. Electronic e-book, 1997.
- [12] Ishii M., Hibiki T. *Thermo Fluid dynamics of two-phase flow*. Springer, USA, 2006.
- [13] Wallis G. Critical two-phase flow. *Int. J. Multiphase Flow*, **6**, 1-2pp.97–112, 1980.
- [14] D'Auria F, Vigni P. Two-Phase critical flow models. Technical report, Università degli Studi di Pisa, Istituto di Impianti Nucleari, 1980. CSNI Report N° 49.
- [15] Fthenakis VM, Rohatgi US, Chung BD. A simple model for predicting the release of a liquid-vapor mixture from large break in a pressurized container. *Jour. of Loose prevention in the process industries*, **16**, pp.61–72, 2003.
- [16] Prepared for the Division of Systems Research Office of Nuclear Regulatory Research U. S. Nuclear Regulatory Commission. *Relap5 mod3.3 Code manual, VOLUME IV: MODELS AND CORRELATIONS*. NRC, Washington DC, NUREG/CR-5535/Rev P3-Vol IV edition, 2003.

-
- [17] Prepared for the Division of Systems Research Office of Nuclear Regulatory Research U. S. Nuclear Regulatory Commission. *Relap5 mod3.3 Code manual, VOLUME I: CODE STRUCTURE, SYSTEM MODELS, AND SOLUTION METHODS*. NRC, Washington DC, NUREG/CR-5535/Rev P3-Vol I edition, 2003.
- [18] Hibiki T, Ishii M. One-dimensional drift-flux model for two-phase flow in large diameter pipe. *Int. Jour. of heat and mass transfer*, **46**, pp.1773–1790, 2003.
- [19] H.J. Yoon, M. Ishii, S.T. Revankar. Choking flow modeling with mechanical and thermal non-equilibrium. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, **49**, pp.171–186, 2006.
- [20] Ulrych Arias-Camps. CNA II: FSAR Chapter 4.4 draft version. Technical report, KWU BT1/95/E/114, Siemens/Enace, 1995.
- [21] Waldman R. Evaluación del sistema de inyección de boro de la CNAII. Technical report, PE-MT-006/07 ARN, 2006.
- [22] Prepared for the Division of Systems Research Office of Nuclear Regulatory Research U. S. Nuclear Regulatory Commission. *Relap5 mod3.3 Code manual, VOLUME II: USER'S GUIDE AND INPUT REQUIREMENTS*. NRC, Washington DC, NUREG/CR-5535/Rev P3-Vol II edition, 2003.
- [23] Downer T, Bertodano M, Ransom V, Agarwal V, Fullmer A, Ward A. Preliminary review and analysis of the Pisa Atucha-II Report. Technical report, Purdue University, June 2008. Delivered to ARN.
- [24] Department of energy. DOE-HDBK-1019/1-93 NUCLEAR PHYSICS AND REACTOR THEORY. Technical report, USA, 1993.
- [25] CNSC Technical Training Group. Science and Reactor Fundamentals . Reactor Physics. Technical report, Revision 1 . January 2003. Complementary/Advised bibliography for Reactor physics in the Beninson Institute.
- [26] Salom G. CNA II: Modelo hidráulico del sistema de inyección de boro de emergencia (JDJ). Technical report, Nucleo eléctrica de Argentina S.A, 2007. LN/18/2007.
- [27] Nuclear Regulatory Commission. 10 CFR 50.46 Appendix K to Part 50–ECCS Evaluation Models. Technical report, Nuclear Regulatory Commission, 1988.
- [28] Fullemer W, Bertodano M, Ishii M, Ransom V. Preliminary assesment of uncertainty of RELAP5 void fraction model during power pulse of Atucha II. Technical report, Purdue University, September 2008. Delivered to ARN.