

PROYECTO INTEGRADOR DE LA CARRERA DE  
INGENIERÍA NUCLEAR

EVALUACIÓN DE SISTEMAS DE SEGURIDAD  
ALTERNATIVOS PARA LA REFRIGERACIÓN DE  
REACTORES DE INVESTIGACIÓN

**Ramiro Freile**  
Autor

**Dr. José González**  
Director

**Ing. Alicia Doval**  
Co-director

**Miembros del Jurado**  
Ing. Juan Carlos García (Instituto Balseiro)  
Ing. Fabricio Brollo (Instituto Balseiro)

12 de Junio de 2017

Departamento de Seguridad e Impacto Ambiental-INVAP

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



A mi familia



# Índice de contenidos

Índice de contenidos	v
Índice de figuras	vii
Índice de tablas	xi
Resumen	xiii
Abstract	xv
<b>1. Marco actual y objetivos</b>	<b>1</b>
1.1. Marco actual . . . . .	1
1.2. Motivación y objetivo . . . . .	2
<b>2. Introducción</b>	<b>5</b>
2.1. Reactores de investigación de pileta abierta . . . . .	5
2.1.1. Usos . . . . .	6
2.1.2. Componentes principales . . . . .	7
2.2. Reactores de investigación de pileta abierta con caudal ascendente . . . . .	11
2.3. Reactores de investigación de pileta abierta con caudal descendente . . . . .	12
2.4. Sistemas alternativos de refrigeración para un evento LOFA . . . . .	14
2.4.1. Tanque auxiliar . . . . .	14
2.4.2. Bombas auxiliares . . . . .	16
2.5. Evento iniciante . . . . .	17
2.6. Fenómenos relevantes . . . . .	17
2.6.1. Flujo crítico de calor . . . . .	17
2.6.2. Límites numéricos sobre parámetros relevantes . . . . .	19
<b>3. Descripción del código de cálculo empleado y del modelo desarrollado</b>	<b>21</b>
3.1. Código de cálculo . . . . .	21
3.2. Nodalización y Modelado . . . . .	23
3.2.1. Nodalización . . . . .	23

3.2.2. Modelado de elementos combustibles . . . . .	28
3.2.3. Correlaciones utilizadas . . . . .	30
<b>4. Análisis paramétrico de sistemas de seguridad estándares para refrigeración en reactores de investigación ante eventos tipo LOFA</b>	<b>33</b>
4.1. Reactores con caudal ascendente . . . . .	34
4.1.1. Reactor de 22MW de potencia . . . . .	34
4.1.2. Reactor de 48 MW . . . . .	40
4.2. Reactores con caudal descendente . . . . .	45
4.2.1. Reactor de 1.5 MW de potencia . . . . .	45
4.2.2. Reactor de 10 MW de potencia . . . . .	50
4.2.3. Reactor de 22 MW de potencia . . . . .	54
4.2.4. Reactor de 25 MW de potencia . . . . .	57
4.3. Resumen . . . . .	64
<b>5. Análisis paramétrico de sistemas de seguridad alternativos para refrigeración en reactores de investigación ante eventos tipo LOFA</b>	<b>65</b>
5.1. Sistemas alternativos de refrigeración . . . . .	66
5.1.1. Tanque auxiliar . . . . .	66
5.1.2. Bombas auxiliares . . . . .	82
<b>6. Conclusiones</b>	<b>89</b>
<b>A. Cálculo de margen al comienzo de ebullición nucleada (<math>ONB_r</math>)</b>	<b>93</b>
A.1. Temperatura de comienzo de ebullición nucleada ( $T_{onb}$ ) . . . . .	93
A.2. Temperatura de pared de vaina . . . . .	93
A.3. Cálculo de $q''_{onb}$ . . . . .	95
<b>B. Actividades relacionadas con la Práctica Profesional Supervisada</b>	<b>97</b>
<b>C. Actividades de Proyecto y Diseño</b>	<b>99</b>
<b>Agradecimientos</b>	<b>103</b>

# Índice de figuras

2.1. Vista desde boca de pileta del RA-6, reactor de investigación de pileta abierta . . . . .	6
2.2. Esquema de diferentes tipos de geometrías de elementos combustibles para reactores de investigación . . . . .	8
2.3. Esquema de la configuración de núcleo del RA-6 . . . . .	8
2.4. Esquema de una placa de control de cadmio del RA-6 . . . . .	9
2.5. Esquema de bomba del primario centrífuga con volante de inercia acoplado	10
2.6. Esquema del sistema primario dentro del tanque del reactor del OPAL	11
2.7. Esquema del sistema primario dentro del tanque del reactor del RA-6 .	12
2.8. Refrigeración por convección forzada en operación nominal . . . . .	13
2.9. Refrigeración por convección natural luego de apagado de bomba . . . .	13
2.10. Esquema del tanque auxiliar y la pileta del reactor con la bomba del primario apagada . . . . .	14
2.11. Esquema del estado de equilibrio del reactor junto con el tanque auxiliar	15
2.12. Esquema del estado de tanque auxiliar y la pileta del reactor durante el apagado de la bomba del primario . . . . .	16
2.13. Esquema de la curva de Nukiyama, que muestra la variación de la temperatura de pared de un elemento calefactor en función del flujo de calor	18
3.1. Nodalización utilizada para el modelo de reactores de pileta abierta con caudal ascendente . . . . .	23
3.2. Nodalización utilizada para el modelo de reactores de pileta abierta con caudal descendente . . . . .	25
3.3. Nodalización utilizada para el modelo de reactores de pileta abierta con caudal descendente con la adición de un tanque auxiliar . . . . .	27
3.4. Elemento combustible normal . . . . .	28
3.5. Elemento combustible de control . . . . .	29
4.1. Evolución del caudal másico en las bombas del primario . . . . .	36
4.2. Potencia en el núcleo a posteriori del SCRAM . . . . .	36
4.3. Caudal másico en el canal caliente . . . . .	37

4.4. Ampliación de la Figura 4.3 A: apertura de las clapetas . . . . .	37
4.5. Evolución de la presión en volumen adyacente a la clapeta en los primeros segundos . . . . .	38
4.6. Evolución de la temperatura de vaina en el combustible caliente . . . . .	38
4.7. Ampliación de la Figura 4.6 A: Mínimo local de caudal B: Junto con el pico de temperatura se da el mínimo $DNB_r$ del transitorio . . . . .	39
4.8. Coast down en cada una de las bombas del primario . . . . .	42
4.9. Evolución del caudal en el canal caliente a largo plazo . . . . .	42
4.10. Evolución del caudal en el canal caliente en los primeros segundos y del $DNB_r$ . A: Apertura de clapetas. B: Mínimo de caudal. C: Mínimo $DNB_r$ coincidente en tiempo con el punto B mayor al $DNB_r$ nominal . . . . .	43
4.11. Evolución de la temperatura de vaina en combustible caliente . . . . .	43
4.12. Coast down de bomba de primario . . . . .	47
4.13. Evolución de presión del primario en volumen adyacente a la clapeta . . . . .	47
4.14. Evolución a largo plazo de temperatura de vaina en combustible caliente y de caudal másico en canal caliente . . . . .	48
4.15. Ampliación de la Figura 4.14. A: Apertura de la clapeta. B: Inversión de flujo. C: Mínimo $DNB_r$ coincidente en tiempo con el punto B . . . . .	48
4.16. Coast down de bomba de primario . . . . .	52
4.17. Evolución a largo plazo de temperatura de vaina en combustible caliente y de caudal másico en canal caliente . . . . .	52
4.18. Ampliación de la Figura 4.17 A: Apertura de la clapeta B: Inversión de flujo C: Mínimo $DNB_r$ coincidente en tiempo con el punto B. Posteriormente se observa pico de temperatura a los 36 segundos . . . . .	53
4.19. Evolución de caudal másico en el canal caliente y del margen de apartamiento a la ebullición nucleada A: Coincidencia del mínimo $DNB_r$ con el caudal másico en el canal caliente igual a cero . . . . .	53
4.20. Evolución de caudal en núcleo caliente del reactor de 22 MW con caudal descendente y del reactor de 22 MW con caudal ascendente . . . . .	55
4.21. Ampliación de la Figura 4.20 A: Aperturas de clapetas . . . . .	56
4.22. Temperatura de vaina en combustible caliente para los reactores de 22 MW de caudal ascendente y descendente . . . . .	56
4.23. Coast down de las bombas del primario . . . . .	61
4.24. Evolución a largo plazo de temperatura de vaina en combustible caliente y de caudal másico en canal caliente . . . . .	61
4.25. Ampliación de la Figura 4.24 A: Apertura de la clapeta B: Inversión de caudal. Posteriormente se observa pico de temperatura a los 104 segundos . . . . .	62
4.26. Caudal másico por la clapeta . . . . .	62



4.27. Evolución de caudal másico en el canal caliente y del margen de apartamiento a la ebullición nucleada A: Coincidencia del mínimo $DNB_r$ con el caudal másico en el canal caliente igual a cero . . . . .	63
5.1. Circulación del refrigerante ante apertura de clapeta. Se observa el <i>bypass</i> del núcleo . . . . .	67
5.2. Caudal másico en el canal caliente luego del evento iniciante sin clapetas de convección natural A: Caudal de coast down en las bombas comienza a ser despreciable B: Inversión de caudal en el canal caliente-convección interna C: Inversión en el núcleo promedio con caudal de convección interna = 0.1 kg/s . . . . .	69
5.3. Coast down en el canal caliente luego del evento iniciante . . . . .	69
5.4. Caudal másico en el canal caliente luego de evento iniciante y evolución del $DNB_r$ A: Coincidencia del mínimo apartamiento de la ebullición nucleada con la inversión de caudal en el canal caliente . . . . .	70
5.5. Caudal másico en el núcleo promedio luego de evento iniciante y evolución del caudal de llenado del tanque A: Inversión de caudal en el núcleo promedio y la convección interna = 1.6 kg/s . . . . .	70
5.6. Caudal de llenado del tanque y evolución del nivel de agua en el tanque	71
5.7. Temperatura de vaina en el combustible caliente . . . . .	71
5.8. Nuevo circuito de convección natural con el tanque auxiliar . . . . .	73
5.9. Nuevo circuito de convección natural añadido al tanque auxiliar con las bombas del sistema primario encendidas . . . . .	74
5.10. Nuevo circuito de convección natural con el tanque auxiliar luego del evento iniciante LOFA. Se puede apreciar la convección natural entre el núcleo, la pileta del reactor y el tanque auxiliar . . . . .	74
5.11. Nodalización utilizada para modelar el nuevo circuito de convección natural propuesto . . . . .	75
5.12. Evolución del caudal en el canal caliente luego del evento iniciante A: Caudal de llenado del tanque comienza a ser dominante frente al caudal de coast down impulsado por la bomba . . . . .	77
5.13. Caudal en el canal caliente y $DNB_r$ al momento de la inversión de caudal A: Apertura de la clapeta de conexión con la pileta B: Inversión de caudal coincidente en tiempo con el punto C de mínimo $DNB_r$ . . . . .	77
5.14. Nivel de agua en el tanque auxiliar . . . . .	78
5.15. Evolución de la temperatura de vaina en el combustible caliente . . . . .	78
5.16. Caudales en el canal caliente para tanques auxiliares de áreas de $1.5 m^2$ y de $2.5 m^2$ . . . . .	81
5.17. Nivel de agua en los tanques auxiliares de área $1.5 m^2$ y $2.5 m^2$ . . . . .	82

5.18. Caudal másico en el canal caliente luego de evento iniciante A: Alcance del 10 % del caudal nominal-comienzo el régimen de funcionamiento de la bomba auxiliar B: Caída de caudal debido al agotamiento de las baterías de la misma . . . . .	84
5.19. Ampliación de la Figura 5.18. Coast down de la bomba . . . . .	84
5.20. Ampliación de la Figura 5.18 A: Apertura de clapetas B: Inversión de caudal . . . . .	85
5.21. Caudal másico en el canal caliente y $DNB_r$ luego del agotamiento de las baterías de la bomba auxiliar A: Inversión de caudal en el canal caliente coincidente temporalmente con el punto B de mínimo $DNB_r$ . . . . .	85
5.22. Evolución del caudal en el canal caliente y $DNB_r$ en los primeros segundos A: Alcance del régimen de funcionamiento de la bomba auxiliar coincidente con un mínimo en el $DNB_r$ mostrado en el punto B . . . . .	86
5.23. Evolución de la temperatura de vaina en combustible caliente . . . . .	87
5.24. Ampliación de la Figura 5.23. . . . .	87
A.1. Primeros tres volúmenes del canal caliente modelado . . . . .	94
A.2. Ejemplo de cálculo de $q''_{onb}$ . . . . .	95

# Índice de tablas

2.1. Límites impuestos sobre los parámetros termohidráulicos relevantes para la seguridad . . . . .	19
3.1. Datos geométricos del elemento combustible . . . . .	29
3.2. Áreas de pasaje de fluido y de transferencia utilizadas para cada tipo de elemento combustible . . . . .	29
4.1. Parámetros nominales del reactor de 22 MW con caudal ascendente . . . . .	34
4.2. Eventos relevantes en accidente LOFA en reactor de 22 MW con caudal ascendente . . . . .	35
4.3. Parámetros nominales del reactor de 48 MW con caudal ascendente . . . . .	40
4.4. Eventos relevantes en accidente LOFA en reactor de 48 MW con caudal ascendente . . . . .	41
4.5. Parámetros nominales del reactor de 1.5 MW de potencia . . . . .	45
4.6. Eventos relevantes en accidente LOFA en reactor de 1.5 MW con caudal descendente . . . . .	46
4.7. Parámetros nominales del reactor de 10 MW de potencia . . . . .	50
4.8. Eventos relevantes en accidente LOFA en reactor de 10 MW con caudal descendente . . . . .	51
4.9. Parámetros nominales del reactor de 22 MW con caudal descendente . . . . .	54
4.10. Comparación de parámetros críticos durante el transitorio entre los reactores de 22 MW con caudal descendente y ascendente . . . . .	57
4.11. Parámetros nominales del reactor de 25 MW de potencia . . . . .	59
4.12. Eventos relevantes en accidente LOFA en reactor de 25 MW con caudal descendente . . . . .	60
4.13. Resumen de resultados obtenidos para los 6 reactores modelados en el Capítulo 4 . . . . .	64
5.1. Eventos relevantes en la secuencia de LOFA en un reactor de 25 MW con caudal descendente utilizando un tanque auxiliar de $2.5 m^2$ . . . . .	68

---

5.2. Eventos relevantes en secuencia accidental LOFA en reactor de 25 MW con caudal descendente utilizando un tanque auxiliar de $2.5 m^2$ con el nuevo circuito de convección natural . . . . .	76
5.3. Eventos relevantes en secuencia accidental LOFA en reactor de 25 MW con caudal descendente utilizando un tanque auxiliar de $1.5 m^2$ . . . . .	80
5.4. Eventos relevantes en secuencia accidental LOFA en reactor de 25 MW con caudal descendente utilizando bomba auxiliar . . . . .	83

# Resumen

Actualmente los reactores de investigación de pileta abierta utilizan como sistemas de seguridad para eventos con pérdida de caudal de refrigeración (LOFA), el volante de inercia y las clapetas de convección natural. Sin embargo, para altas potencias la aplicación práctica de grandes volantes de inercia no resulta ser la más adecuada.

Es por ello que en el presente trabajo se planteó como objetivo principal encontrar los niveles de potencia y flujos calóricos para los cuales la aplicación práctica de los volantes de inercia se cuestiona, tanto para reactores con caudal ascendente como descendente. Habiendo hallado dicho límite se propuso para los reactores con caudal descendente la adición de sistemas alternativos de refrigeración, con el objeto de mejorar la seguridad inherente de este tipo de reactores mediante el retraso de la inversión de caudal en el núcleo.

Los sistemas alternativos propuestos fueron dos: un tanque auxiliar abierto a la atmósfera conectado a la pileta del reactor de forma pasiva y una bomba auxiliar acoplada al circuito primario.

Para el modelado de estos reactores se utilizó el código de planta RELAP. Para el modelado de reactores con caudal ascendente se partió de una nodalización utilizada por la empresa INVAP en el diseño del reactor de Egipto (ETRR2). Por otra parte para modelar reactores con caudal descendente se desarrolló una nodalización propia.

Se halló un límite en potencia para reactores con caudal ascendente y descendente utilizando como figura de mérito el margen de apartamiento a la ebullición nucleada ( $DNB_r$ ) y se impuso un criterio de volante de inercia tal que el tiempo necesario para que la bomba se detenga completamente y el caudal sea igual a cero (tiempo de coast down) admisible fuera de dos minutos debido a rozamientos o malfuncionamientos que podrían llegar a darse en la aplicación práctica, lo cual derivaba en tiempos de apertura de clapetas cercanos a este valor.

Utilizando el modelo del reactor con caudal descendente más exigido de acuerdo a los límites impuestos, se prosiguió a añadir los sistemas alternativos de refrigeración modificando la nodalización utilizada. Para el caso del tanque auxiliar se llegó a un retraso en la inversión del caudal del orden de los 800 segundos, mientras que en el caso de la bomba auxiliar se superaron los 1800 segundos.

Con los resultados obtenidos se llega a la conclusión que mediante la implementación de los sistemas alternativos presentados, desde el punto de vista de transitorios con pérdida de caudal de refrigeración, se podría llegar a potencias y flujos calóricos mayores para los reactores actuales con caudal descendente.

# Abstract

At present open pool research reactors use flywheels and flap valves for natural circulation as core cooling systems for loss of flow accidents (LOFA) initiating events. However, for high power levels the practical application of large flywheels is questioned.

In this work the main objective was finding limit values of power and heat fluxes for research reactors with upward and downward flow, where flywheel's application is argued. For the mentioned limits, the addition of alternative cooling systems was proposed for reactors with downward flow, with the object of improving its inherent safety by delaying the flow inversion in the core,

The proposed alternative systems were two; an auxiliary tank opened to the atmosphere, passively connected to the reactor pool and an auxiliary pump coupled to the primary cooling system.

With the objective of modeling these reactors, the thermohydraulic code RELAP was used. Reactors with upward flow were modeled using a nodalization developed by INVAP for ETRR2 reactor. Moreover, an own nodalization was developed for reactors with downward flow.

Using the departure of nucleate boiling ratio as the acceptance criterion ( $DNB_r$ ) and imposing a limit of two minutes in the maximum total coast down time admissible by the flywheel, the maximum power level and heat flux for reactors with downward and upward flow were found. This resulted in flap valves' opening times close to this time limit. Total coast down time must be interpreted as the required time for the bomb to completely stop, that is to say primary flow equal to zero.

With the nominal parameters for the downward flow reactor with maximum admissible power and heat flux, alternative cooling systems were added, modifying the nodalization. For the case of the auxiliary tank, the delay of core flow inversion in the core was approximately of 800 seconds, while in the case of the auxiliary bomb a delay of 1800 seconds was reached.

With the obtained results the conclusion is that through the implementation of the described alternative core cooling systems, from the point of view of LOFA transients, actual reactors with downward flow could be designed with higher levels of power and heat fluxes.





# Capítulo 1

## Marco actual y objetivos

*“No es lo que no sabes lo que te mete en problemas. Es lo que piensas que sabes con certeza, que simplemente no es así”*

— Mark Twain

### 1.1. Marco actual

En la actualidad hay alrededor de 218 reactores de investigación en operación, de los cuales 67 son de tipo pileta abierta. Para tener una idea de la potencia de operación de estos reactores, de los 218 ejemplares 150 poseen menor potencia que 1 MW, gran parte de este grupo sirviendo como facilidades críticas.<sup>1</sup>

Por otro lado, el interés en la utilización de reactores de investigación para la producción de radioisótopos medicinales se encuentra en crecimiento. Para este fin es necesaria una alta densidad de potencia en los núcleos de los reactores.

Además de la clasificación del tipo de reactor de investigación, es de importancia realizar una subclasificación en reactores con caudal ascendente o descendente. Esta nomenclatura se encuentra vinculada con la dirección de flujo del refrigerante a través del núcleo. Hoy en día la mayoría de los reactores con potencias mayores a 10 MW se implementan con flujo ascendente, debido a que son inherentemente más seguros que los de caudal descendente por no presentar inversión de caudal durante el paso de convección forzada a convección natural.

Los reactores con caudal ascendente cuentan con la ventaja de que la presión a la salida del núcleo se encuentra impuesta y fijada por la columna de agua por sobre el mismo, evitando así problemas de cavitación en las bombas del primario, a diferencia de los reactores con caudal descendente donde la presión de columna de agua fija la presión a la entrada del núcleo. Es por este motivo también que durante operación

---

<sup>1</sup><https://nucleus.iaea.org/RRDB/RR/ReactorSearch.aspx?rf=1>

nominal presentan un gran margen al comienzo de la ebullición nucleada. Entre las desventajas de este tipo de reactores se encuentra la hermeticidad requerida en el cuarto de mecanismos de control presentes debajo del núcleo y el anclaje requerido para los elementos combustibles debido a la fuerza generada por el flujo de caudal ascendente.

Por otro lado los reactores de caudal descendente presentan ventajas importantes con respecto a los de caudal ascendente. La principal ventaja asociada en particular con la producción de radioisótopos es una mayor facilidad en la extracción de las placas de uranio irradiadas para la producción de molibdeno 99 debido a que al movilizarlas hacia boca de tanque, el caudal descendente controla la velocidad de extracción de las mismas. Adicionalmente, este tipo de reactores son más controlables desde el punto de vista radiológico, ya que el sentido de circulación descendente promueve la coalescencia de burbujas de gases radioactivos evitando la presencia de radiación en boca de piletta. Es por este motivo que los reactores de caudal descendente no necesitan de una chimenea como los del tipo ascendente, que cumple la función de controlar la radiación en boca de piletta mediante la existencia de un caudal de cierre descendente en la sección superior de la misma. A diferencia de los anteriores, no necesitan anclaje de elementos combustibles, sino que los mismos se apoyan en la estructura de núcleo.

## 1.2. Motivación y objetivo

El objetivo de este trabajo es el análisis de un reactor nuclear tipo piletta abierta ante transitorios de pérdida de caudal de refrigerante desde el punto de vista de seguridad. La simulación de estos transitorios se realizó con el código de planta RELAP que es un código para análisis de transitorios genérico para sistemas termohidráulicos desarrollado en el Laboratorio Nacional de Ingeniería de Idaho (INEL, Idaho National Engineering Laboratory) para reactores de potencia de agua liviana para la autoridad regulatoria de los Estados Unidos (NRC, Nuclear Regulatory Commission). Se encuentra ampliamente validado y es usado internacionalmente.

Se analizaron reactores tipo piletta con caudal descendente y ascendente de diferentes potencias, obteniendo diferencias en el comportamiento de ambos durante transitorios de este tipo.

En la actualidad muchos reactores nucleares de piletta abierta utilizan volante de inercia y clapetas como sistemas de seguridad ante transitorios de pérdida de caudal. Sin embargo, para cierto nivel de potencia el tamaño de los volantes de inercia necesarios para el cumplimiento de los parámetros de seguridad, sobre todo para el caso de reactores con caudal descendente, excede lo aplicable en la práctica. Esto se debe a la falta de confianza en un volante rotatorio durante largos tiempos y al consumo de energía eléctrica durante el arranque de la bomba debido al gran tamaño del mismo.

---

Es por ello que en el presente trabajo se buscó establecer límites de potencia donde los sistemas estándares de refrigeración sean viables, y proponer sistemas alternativos de refrigeración para los reactores con caudal descendente.

El principal foco estuvo en los reactores con caudal descendente debido a las ventajas que tienen por sobre los del tipo caudal ascendente, principalmente en el área de producción de radioisótopos. Se buscó mejorar la seguridad inherente de los mismos para altas potencias ante transitorios de pérdida de caudal de refrigerante.

Para ello se probaron distintos sistemas alternativos de refrigeración, por ejemplo se implementó un tanque auxiliar abierto a la atmósfera conectado a la salida del núcleo, y una bomba auxiliar conectada al sistema primario.



# Capítulo 2

## Introducción

*“Juzga a un hombre por sus preguntas más que por sus respuestas”*

— Voltaire

### 2.1. Reactores de investigación de pileta abierta

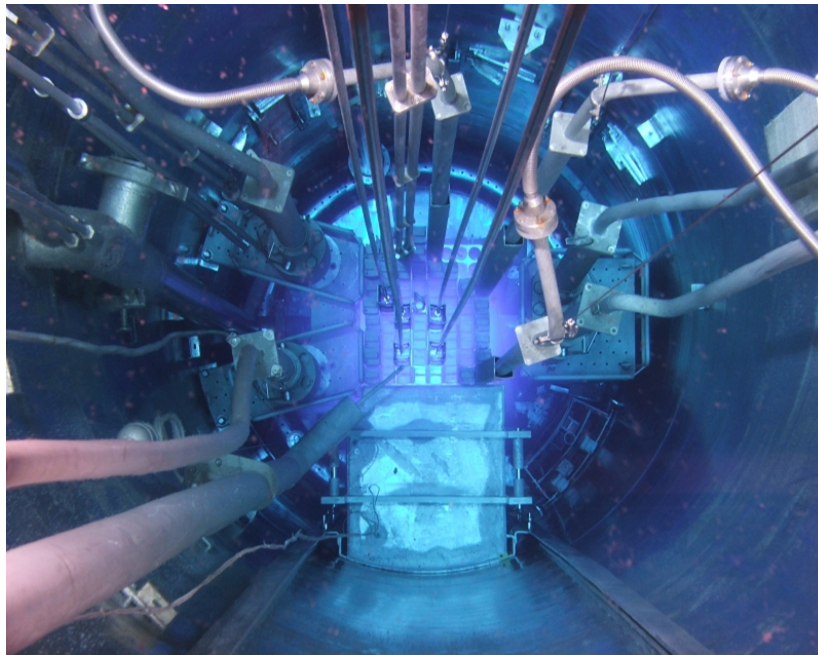
Los reactores de pileta abierta tienen como finalidad principal proveer una fuente de neutrones para investigación y otros propósitos como el entrenamiento, la producción de radioisótopos, irradiación de materiales, entre otros. A diferencia de los reactores de potencia, éstos no son utilizados para producir calor y de esta manera generar energía eléctrica. La mayoría no llega hasta más de 100 MW de potencia térmica y las condiciones de operación son bajos valores de presión y temperatura. Requieren de mayor enriquecimiento de uranio, de hasta el 20 % o hasta el 93 % para los primeros diseños.<sup>1</sup>

Se caracterizan por tener una gran densidad de potencia en el núcleo. Debido a que la producción de neutrones es su objetivo principal se utilizan reflectores de materiales como el grafito, berilio y agua pesada para mejorar la economía neutrónica.

Los reactores de investigación de pileta abierta son un tipo de reactores nucleares cuyo núcleo combustible se encuentra inmerso en una pileta usualmente de agua liviana (véase Figura 2.1). Ésta cumple la función de moderación neutrónica, refrigeración y de blindaje radiológico. El volumen de agua por sobre el núcleo proporciona el blindaje necesario para que los operadores puedan trabajar desde boca de tanque con vista al núcleo. En la pared del tanque del reactor se encuentran dispuestos diferentes conductos de irradiación para la extracción de haces neutrónicos de diferentes tipos.

---

<sup>1</sup><http://www.world-nuclear.org/information-library/non-power-nuclear-applications/radioisotopes-research/research-reactors.aspx>



**Figura 2.1:** Vista desde boca de pileta del RA-6, reactor de investigación de pileta abierta

### 2.1.1. Usos

Los reactores de investigación tienen una gran variedad de usos a partir de la extracción de haces de neutrones. Dichos usos comprenden:

- **Estudio de estructuras de materiales a nivel atómico :** Se utiliza la técnica de *scattering* neutrónico para examinar estructuras de muestras en diferentes condiciones tales como en vacío, a altas y bajas temperaturas, bajo campos magnéticos, entre otras.
- **Activación neutrónica :** Utilizando la técnica de activación neutrónica es posible medir cantidades pequeñas de distintos elementos mediante la exposición de muestras a un campo neutrónico y posteriormente medir las emisiones radioactivas de los mismos.

La activación neutrónica es también utilizada para la producción de radioisótopos utilizados en áreas de la medicina y de la industria, mediante el bombardeo de neutrones a elementos particulares. La aplicación más importante se realiza irradiando placas de Uranio 235, generándose productos de fisión. Uno de ellos es el molibdeno 99 que decae en tecnecio 99, utilizado para el tratamiento de pacientes para el diagnóstico por imágenes. Es por ello que se separa el molibdeno de los demás productos de fisión en una celda caliente.

- **Dopado por transmutación neutrónica :** Es una técnica utilizada para modificar las propiedades del silicio mediante la exposición de cristales de este material a un campo neutrónico. La consecuencia de dicha irradiación es la mejora de sus

propiedades conductoras, haciéndolo altamente conductor de electricidad. Uno de cada  $10^9$  átomos de silicio se transforma en uno de fósforo ante la exposición al campo neutrónico. El producto final se utiliza para una gran variedad de usos en campos de la computación y la electrónica.

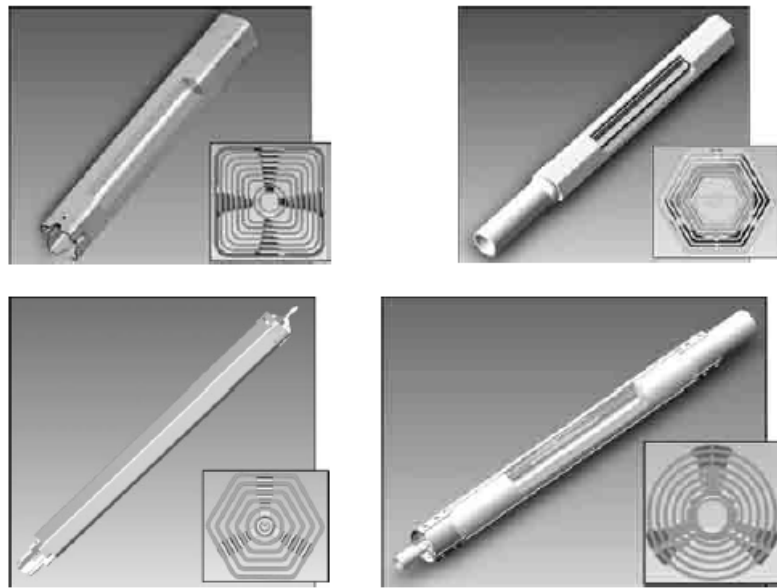
- **Ensayo de materiales :** Se exponen diferentes materiales a un intenso campo neutrónico para comprobar su comportamiento frente a la irradiación. Por ejemplo el acero en estas condiciones sufre de un endurecimiento y fragilización en su estructura, modificando así las propiedades mecánicas del mismo. El proyecto internacional de reactor de investigación llamado *Jules Horowitz* en Cadarache, Francia permitirá el ensayo de materiales potenciales para ser utilizados en reactores de cuarta generación.
- **Neutrografía :** La neutrografía es un caso muy particular de radiografía en el que se emplean neutrones como radiación. Los neutrones interactúan con la materia según su energía. Los neutrones lentos son capturados por los núcleos en función de la sección eficaz de éstos. Los de mayor energía colisionan perturbando fundamentalmente a los núcleos livianos, como el hidrógeno, ionizándolos y empujándolos hacia la placa fotográfica. El resultado es complementario al de las radiografías con fotones: los materiales livianos absorberán más neutrones que los pesados, produciendo imágenes radiográficas inversas a las convencionales.

## 2.1.2. Componentes principales

### 2.1.2.1. Núcleo

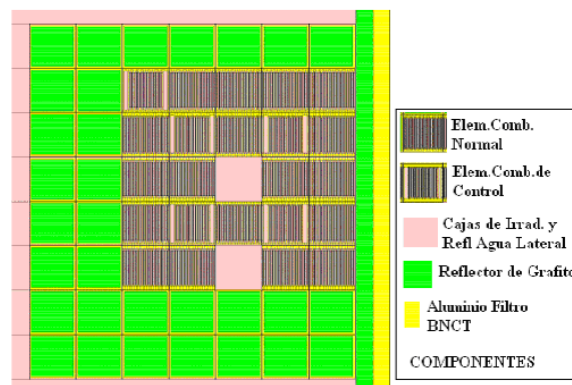
El combustible de un reactor de investigación posee un mayor enriquecimiento que el presente en un reactor de potencia, típicamente hasta valores del 20 % en la actualidad.

Los elementos combustibles fisiles son típicamente un conjunto de placas paralelas o cilindros concéntricos (véase Figura 2.2) de aluminio y uranio denominada U-Al (*meat*). El *meat* se compacta entre dos placas o cilindros en forma de *sandwich* de una aleación de aluminio (vainas) con el objeto de contener a los productos de fisión.



**Figura 2.2:** Esquema de diferentes tipos de geometrías de elementos combustibles para reactores de investigación

Dichos elementos combustibles se disponen con diferentes tipos de arreglos tales como cuadrado o hexagonal, por ejemplo, y el arreglo se rodea con un material reflector de grafito, berilio o agua pesada. Los elementos combustibles se posicionan en una grilla. La grilla presenta espacios sin elementos combustibles para alojar cajas de agua y cajas de irradiación de muestras. Un ejemplo se muestra en la Figura 2.3.



**Figura 2.3:** Esquema de la configuración de núcleo del RA-6

Asociado al núcleo se encuentra el sistema de apagado del reactor, que consta de un conjunto de barras con material absorbente de neutrones para el control de la reactividad (véase Figura 2.4). Dicho sistema cumple funciones de seguridad mediante la inserción instantánea de todos los elementos absorbentes y de control regulando la reactividad durante operación normal y ante situaciones accidentales.



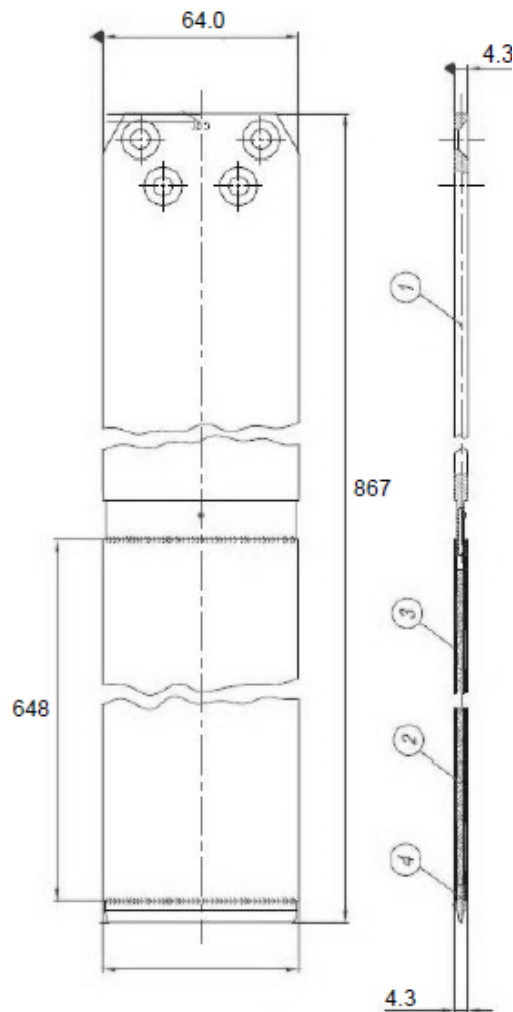


Figura 2.4: Esquema de una placa de control de cadmio del RA-6

### 2.1.2.2. Sistema primario

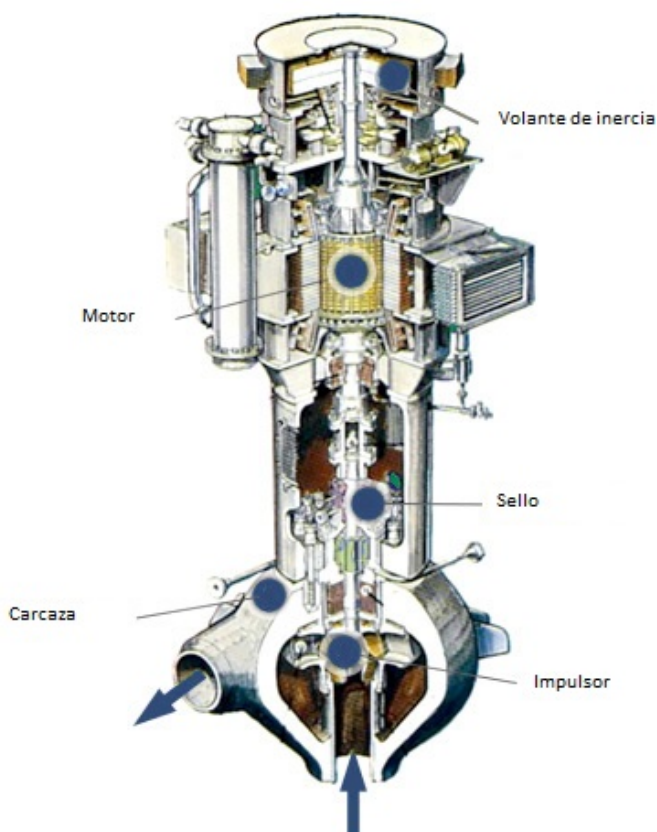
El sistema primario del reactor es el encargado de la remoción del calor originado en el núcleo por las fisiones en el combustible mediante la circulación de agua liviana y la transferencia de dicho calor al sistema secundario. Este sistema cuenta con:

- Cañerías.
- Clapetas para permitir la refrigeración por convección natural.
- Rompesifones para evitar que el agua en el tanque del reactor esté por debajo de un cierto nivel ante un evento de pérdida de refrigerante. De esta manera se previene el drenaje total de la piletta, dejando así al núcleo cubierto de agua durante este tipo de transitorios.
- Tanque de decaimiento para reducir la actividad del agua del primario a través del decaimiento del nitrógeno 16.

- Bomba de impulsión que fuerza la circulación del agua liviana por el núcleo.
- Intercambiadores de calor generalmente tipo placa para transferir la potencia al sistema secundario.

### 2.1.2.3. Volante de inercia

Dado el objetivo del trabajo el volante de inercia merece un párrafo aparte. Se encuentra presente acoplado a la bomba del primario y tiene como objetivo retrasar y suavizar la disminución de caudal en el circuito primario en el caso de pérdida de suministro eléctrico en las bombas, por ejemplo. Es un elemento completamente pasivo que aporta al sistema una inercia adicional de modo que le permite almacenar energía cinética. Un esquema de la bomba centrífuga junto con el volante de inercia se muestra en la Figura 2.5.

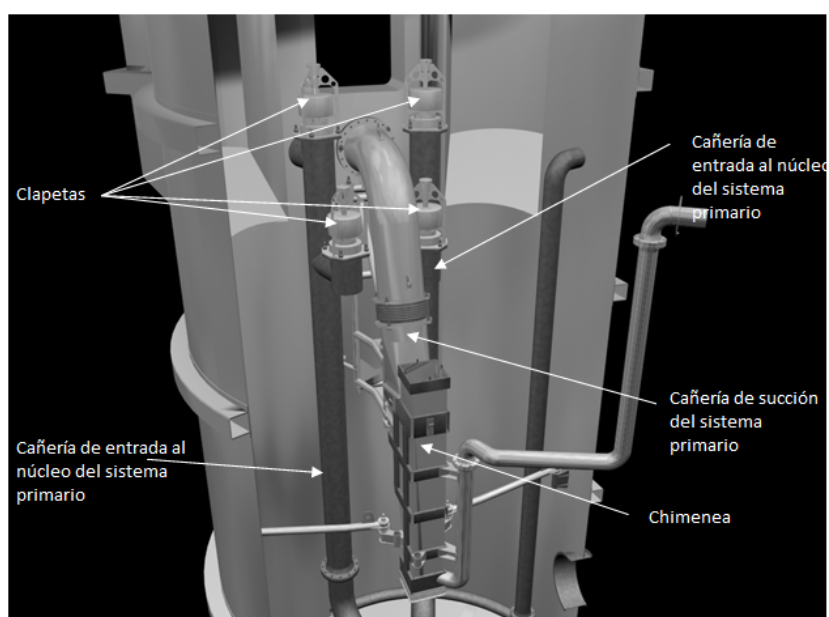


**Figura 2.5:** Esquema de bomba del primario centrífuga con volante de inercia acoplado

## 2.2. Reactores de investigación de pileta abierta con caudal ascendente

En las secciones anteriores se habló de las características generales de los reactores de investigación de tipo pileta abierta. Sin embargo, éstos a su vez se pueden dividir en reactores de caudal ascendente o descendente. Dicha terminología se refiere a la dirección de circulación forzada del refrigerante a través del núcleo. Esta característica como se verá más adelante es fundamental para las consideraciones termohidráulicas.

En la Figura 2.6 se puede observar un ejemplo de reactor de flujo ascendente, como es el reactor OPAL de Australia.<sup>2</sup>



**Figura 2.6:** Esquema del sistema primario dentro del tanque del reactor del OPAL

En la Figura 2.6 se puede observar la entrada del refrigerante mediante dos cañerías a la parte inferior del núcleo. A partir de allí recorre el núcleo de manera ascendente hasta llegar a la parte superior del mismo, donde es succionado por la bomba hacia los intercambiadores de calor. Un detalle característico de este tipo de reactores es la presencia de una chimenea en la parte superior del núcleo. Dicha estructura permite el flujo de un caudal denominado "caudal de cierre" que circula desde la pileta y dentro de la chimenea del reactor hacia la cañería de salida del primario de manera descendente, evitando la presencia de material radioactivo en boca de pileta.

Como se ve en la Figura 2.6 hay cuatro clapetas en total, dos en cada rama de las cañerías de entrada al núcleo. En operación normal, con las bombas del sistema primario en funcionamiento, las clapetas se encuentran cerradas debido a que la presión en el sistema primario es mayor que la presión hidrostática de la pileta. Cuando se detienen

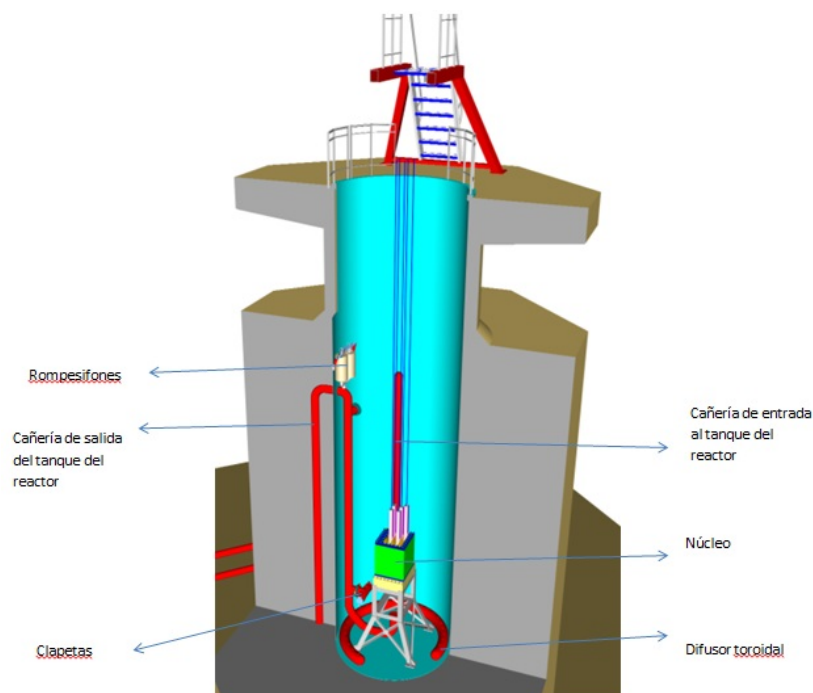
<sup>2</sup><http://www.ansto.gov.au/AboutANSTO/OPAL/>

las bombas, ya sea durante el apagado normal del reactor o ante un evento con pérdida de energía eléctrica, la presión dentro de las cañerías del sistema primario comienza a descender con lo cual para un tiempo dado dicha presión es apenas mayor que la presión hidrostática en la pileta, a la misma altura. Consecuentemente dicha presión hidrostática sumada al peso de la clapeta resultan en la apertura de las mismas. De esta manera se genera un circuito de convección natural que circula en forma ascendente por el núcleo, por la chimenea, parte de la pileta para luego descender por las dos cañerías de entrada del primario al núcleo.

Si bien las cuatro clapetas intervienen en el circuito de convección natural, las dos de nivel superior cumplen además la función de rompesifón para el evento de pérdida de refrigerante a fin de evitar que se vacíe la pileta y el núcleo quede descubierto.

### 2.3. Reactores de investigación de pileta abierta con caudal descendente

En la Figura 2.7 se ve un ejemplo de reactor con caudal descendente, en particular el reactor RA-6 en el Centro Atómico Bariloche.



**Figura 2.7:** Esquema del sistema primario dentro del tanque del reactor del RA-6

En la Figura se puede observar la entrada de refrigerante por la cañería de entrada hacia la pileta del reactor mediante un difusor toroidal. El refrigerante es succionado por la bomba del primario forzándolo a circular de manera descendente a través de los canales combustibles. Luego de recorrer el núcleo, pasando por el cono de succión,

sale por la cañería de salida hacia el tanque de decaimiento y finalmente hacia los intercambiadores de calor. La diferencia notable e importante con el reactor de caudal ascendente es la ubicación de la clapeta, en este caso ubicándose a la salida del núcleo. En este caso, la clapeta está en la succión de la bomba, con lo cual la presión en el circuito primario a la altura de la clapeta en condiciones normales de operación es inferior a la presión en la pileta. Ante un apagado de bomba, la presión del primario en ese punto comienza a ascender, hasta que llega a un valor tal que sumada al peso de la clapeta resulta en la apertura de la misma, estableciendo así el circuito de convección natural. El caudal en el núcleo en convección natural tiene sentido ascendente, con lo cual al apagar la bomba el mismo se invierte. En las Figuras 2.8 y 2.9 se muestra el comportamiento de las clapetas tanto en operación nominal como de apagado.

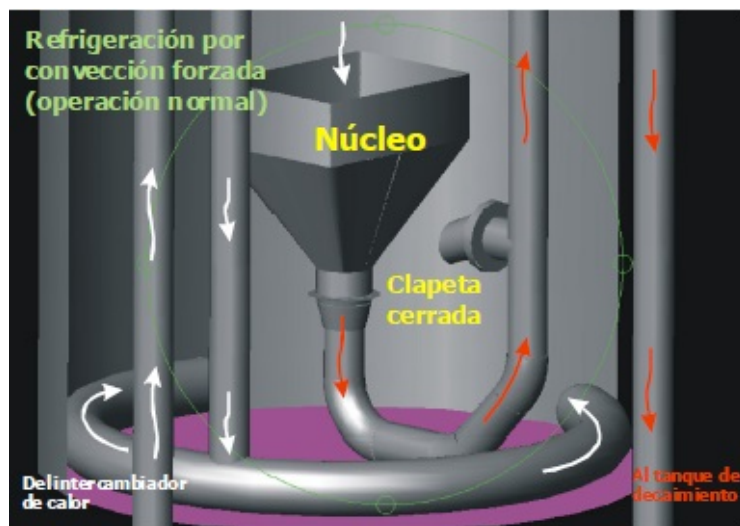


Figura 2.8: Refrigeración por convección forzada en operación nominal

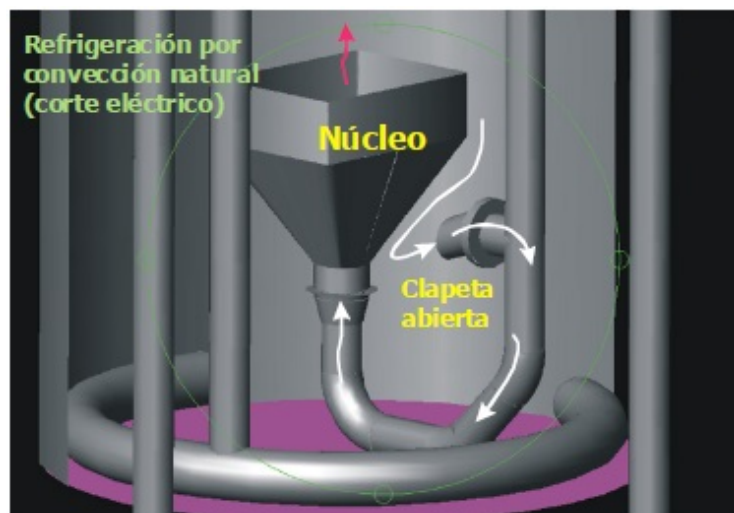


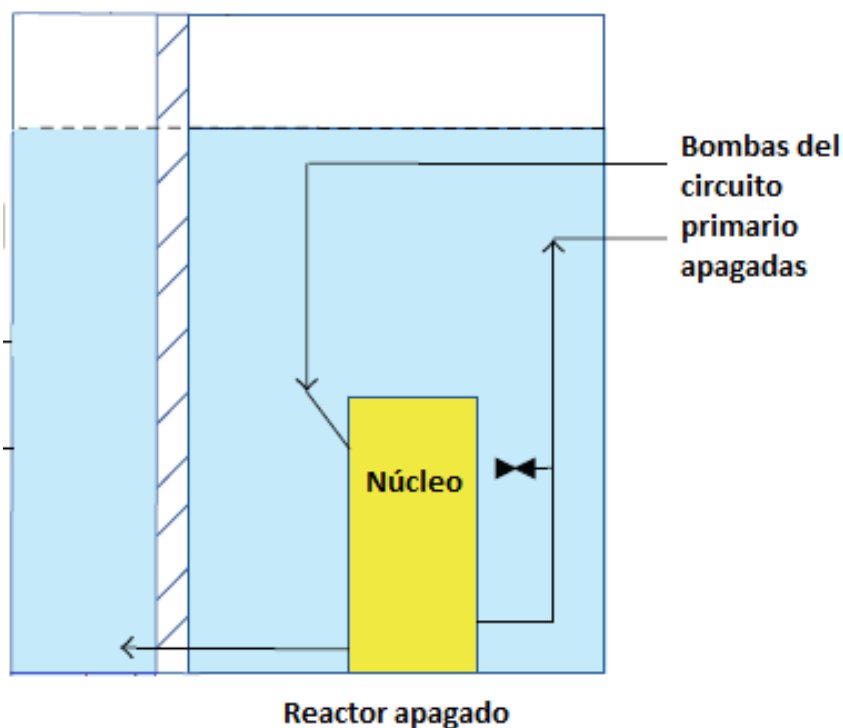
Figura 2.9: Refrigeración por convección natural luego de apagado de bomba

## 2.4. Sistemas alternativos de refrigeración para un evento LOFA

Con el fin de aumentar los tiempos de inversión de caudal en el núcleo en reactores con caudal descendente, se evaluaron sistemas alternativos de refrigeración para un LOFA como un tanque auxiliar y bombas auxiliares.

### 2.4.1. Tanque auxiliar

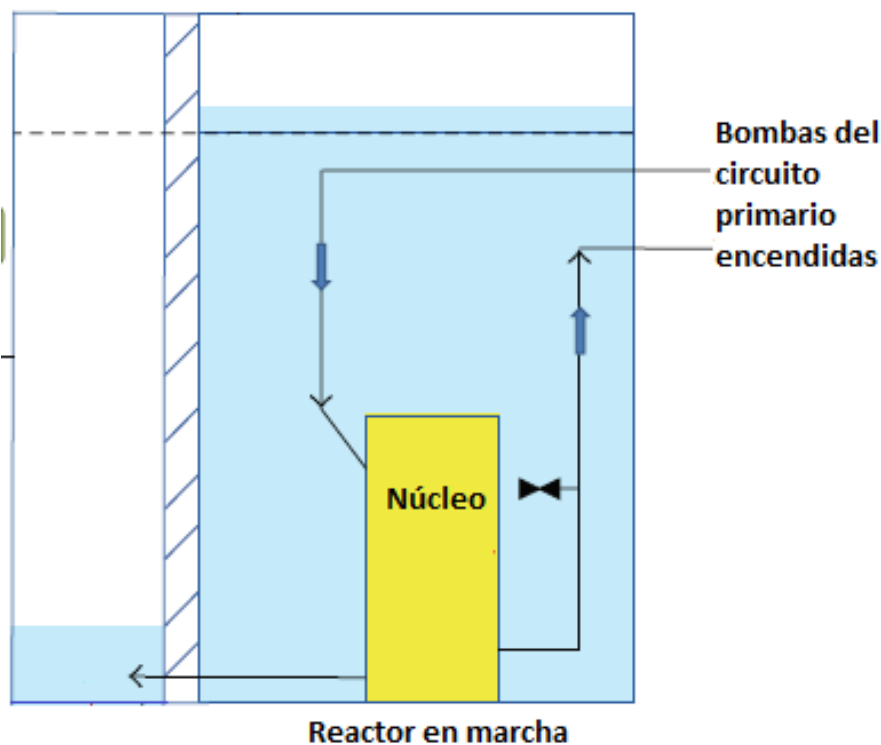
Se planteó como un sistema alternativo de refrigeración ante un evento LOFA un sistema pasivo de remoción de calor [1]. El mismo consiste en un tanque con una sección considerablemente menor que el área de la pileta del reactor, al lado del mismo, y abierto a la atmósfera. La conexión entre el tanque auxiliar y la pileta del reactor se efectúa con una cañería conectando el fondo del tanque auxiliar con el plenum inferior del núcleo. Un esquema simplificado del sistema se observa en la Figura 2.10 cuando la bomba del sistema primario está apagada.



**Figura 2.10:** Esquema del tanque auxiliar y la pileta del reactor con la bomba del primario apagada

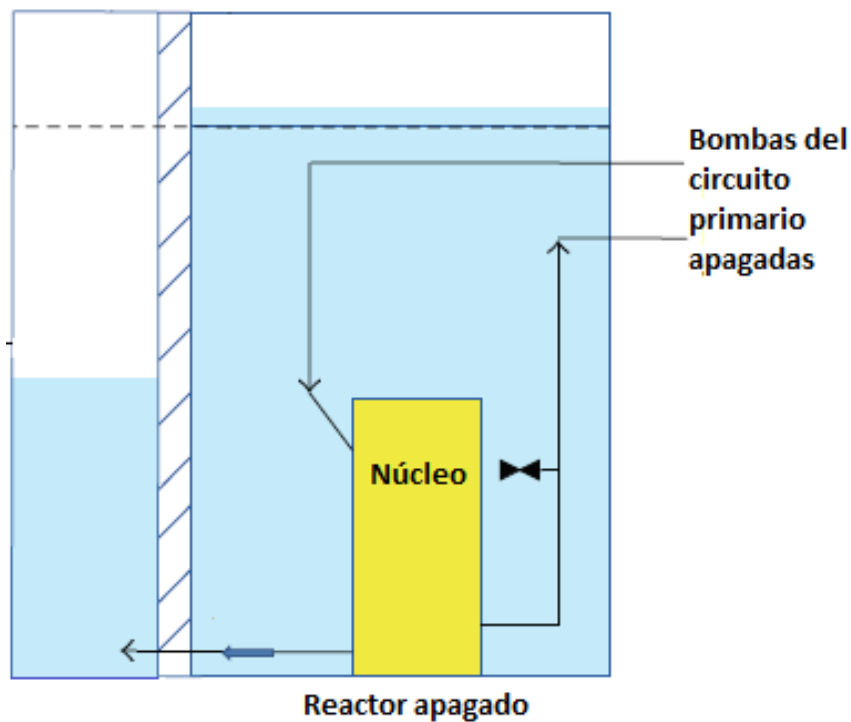
Se puede observar que el nivel de agua en ambos tanques es el mismo ya que actúan como vasos comunicantes y la presión hidrostática es la misma.

Cuando la bomba del sistema primario se enciende, el nivel de agua en el tanque auxiliar comienza a descender por la depresión causada por la bomba a la salida del núcleo. El incremento en la altura de agua en la pileta del reactor es pequeño comparado con el descenso en el tanque auxiliar debido a la diferencia de áreas entre sí. Finalmente como se ve en la Figura 2.11 el nivel de agua en el tanque auxiliar es tal que la presión debido a la columna de agua se equipara con la presión a la salida del núcleo y el agua deja de circular hacia la pileta del reactor, llegando a un estado de equilibrio.



**Figura 2.11:** Esquema del estado de equilibrio del reactor junto con el tanque auxiliar

Con el apagado de la bomba del sistema primario ya sea en condiciones accidentales o normales, la presión a la salida del núcleo comienza a aumentar progresivamente. La velocidad con la que aumenta la presión depende del momento de inercia del volante con el que se cuenta. De esta manera el agua comienza a circular desde la pileta del reactor hacia el tanque auxiliar, removiendo el calor del núcleo con un caudal descendente (véase Figura 2.12). Dicho caudal es el responsable del retraso de la inversión de flujo en el núcleo.



**Figura 2.12:** Esquema del estado de tanque auxiliar y la piletta del reactor durante el apagado de la bomba del primario

### 2.4.2. Bombas auxiliares

Como otro sistema alternativo también se propuso la adición de una bomba auxiliar al sistema primario con una capacidad de entregar el 10 % del caudal nominal en el mismo. Esto quiere decir que se cubre la totalidad del caudal del circuito primario entre las bombas principales y la bomba auxiliar. Durante la operación normal del reactor, esta bomba se encuentra encendida permanentemente. La diferencia con las bombas principales es que ésta se encuentra conectada a una UPS, con lo cual ante la pérdida del suministro eléctrico del primario sigue proporcionando el 10 % del caudal nominal. La duración aproximada de las UPS son del orden de los 30 minutos.



## 2.5. Evento iniciante

Un evento iniciante es una ocurrencia simple y su consecuente efecto, que pone al reactor o a una parte del mismo en condiciones anormales, en donde se requiere la función de extinción del reactor y que tienen la potencialidad de producir un daño en el mismo en caso de falla de los distintos sistemas de seguridad disponibles en la planta. El evento iniciante puede deberse a fallas de equipos, errores humanos o eventos inducidos por la actividad humana o por la naturaleza. A fin de simplificar el análisis los eventos iniciantes son agrupados en familias teniendo en cuenta la naturaleza de cada evento.

En el caso del presente trabajo la familia de eventos iniciantes de interés es la pérdida de caudal de refrigeración o LOFA (Loss of Flow Accident). A continuación se detallan algunos de los eventos correspondientes a dicha familia de evento iniciante:

- Pérdida de suministro eléctrico del sistema primario.
- Falla de la bomba del sistema primario por rotura, traba del eje o falla del motor.
- Bloqueo de canal de combustibles.
- Apertura indeseada de una válvula clapeta.
- Obstrucción en cañerías o intercambiador de calor lado primario.

Esta familia de eventos considera la reducción del caudal de refrigerante a través del núcleo disminuyendo su capacidad de refrigeración, llevando a una reducción de la remoción de calor. En general los parámetros observables para la demanda del sistema de protección del reactor son el caudal del sistema primario, la diferencia de presión en el núcleo y la temperatura de salida del núcleo.

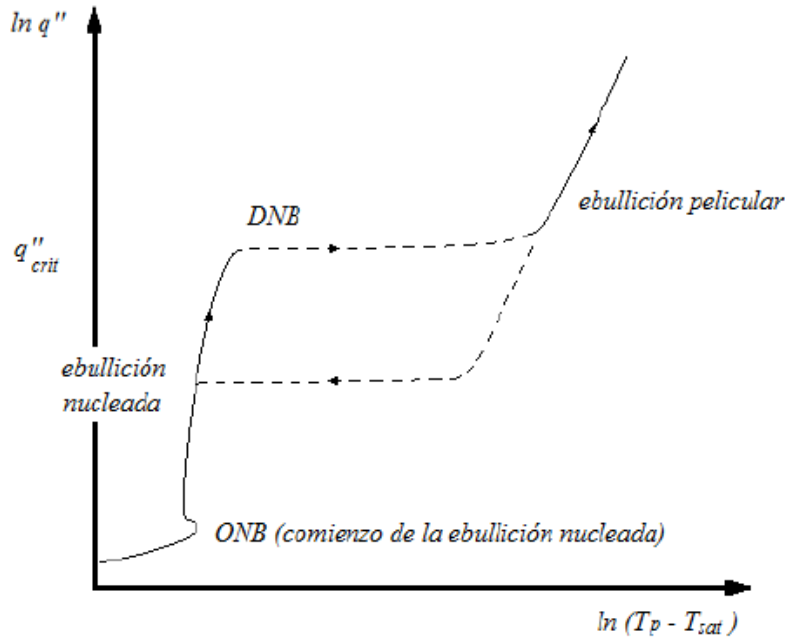
De todos los eventos dentro de la familia de pérdida de caudal de refrigeración se modeló la pérdida de suministro eléctrico en el circuito primario con la consecuente parada de las bombas. Sí se consideró la actuación del sistema de extinción del reactor.

## 2.6. Fenómenos relevantes

### 2.6.1. Flujo crítico de calor

Este fenómeno está relacionado con la temperatura del elemento calefactor y con la capacidad de disipar calor. Para comprender el fenómeno, se describirá el experimento de Nukiyama, que consiste en un alambre sumergido en un líquido estanco en condiciones de saturación, el cual conduce una corriente eléctrica para disipar potencia por efecto *Joule*. Cuando este alcanza cierta temperatura, se produce lo que se conoce como

ebullición en piletta. Al aumentar la potencia suficientemente, comienza la ebullición marcada por el punto de ONB (comienzo de ebullición nucleada) en la Figura 2.13. Este tipo de ebullición presenta burbujas en puntos del elemento calefactor, las cuales se desprenden e inmediatamente dan lugar a la generación de nuevas burbujas.



**Figura 2.13:** Esquema de la curva de Nukiyama, que muestra la variación de la temperatura de pared de un elemento calefactor en función del flujo de calor

En cierto punto la temperatura sube abruptamente, y es lo que se conoce como fenómeno de flujo crítico de calor, marcado como DNB (apartamiento de la ebullición nucleada) en la Figura 2.13. El flujo  $q''_{dnb}$  es un valor muy relevante para la seguridad, ya que el aumento abrupto de la temperatura puede deteriorar el elemento calefactor. Esto ocurre al cambiar de fenómeno de ebullición, dejando de ser nucleada y pasando a ser ebullición pelicular, donde se forma una película de vapor entre el elemento calefactor y el líquido. Debido a la mala conductividad térmica del mismo, el mecanismo de transferencia de calor predominante pasa a ser la radiación, mucho menos efectiva que la ebullición nucleada.

En reactores nucleares, el flujo crítico de calor se presenta como la formación de una película de vapor alrededor de una zona del elemento combustible, produciendo una violenta caída del coeficiente de transferencia de calor, y con esto un incremento local de temperatura sobre la superficie de las vainas combustibles que pondría en riesgo la integridad de la vaina del combustible llegando a temperaturas de descascarado (blistering), perdiendo la primera barrera frente a los productos de fisión.

Cabe destacar que en los reactores nucleares no se cumplen las hipótesis del experi-

mento de Nukiyama, ya que no se tienen condiciones de saturación ni de flujo estanco. En este caso el flujo crítico de calor y la temperatura de inicio de ebullición nucleada pasan a depender del flujo másico presente en el canal calefaccionado, la presión y el título de vapor. Sin embargo la fenomenología presente es igual a la presentada en el experimento de Nukiyama.

Se definen dos figuras de mérito a partir del flujo crítico de calor ( $q''_{dnb}$ ) y el flujo calórico de comienzo de ebullición nucleada ( $q''_{onb}$ ):

$$DNB_r : \frac{q''_{dnb}}{q''}$$

$$ONB_r : \frac{q''_{onb}}{q''}$$

donde  $q''$  es el flujo calórico de alguna estructura de calor donde se quiera obtener el  $DNB_r$  o el  $ONB_r$ . Se suele elegir la estructura más exigida en términos termohidráulicos.

### 2.6.2. Límites numéricos sobre parámetros relevantes

Los parámetros relevantes son función de cada familia de eventos y caracterizan la evolución del transitorio desde el punto de vista de la seguridad. Se pueden distinguir entre límites de aceptación específicos sobre parámetros primarios que son los directamente vinculados con la integridad de la barrera de productos de fisión y parámetros secundarios que no implican directamente un daño en las barreras. Los parámetros primarios incluyen márgenes que aseguran no alcanzar los límites de seguridad, de manera tal de poder absorber las incertezas de cálculo. Un ejemplo de este tipo de parámetro es el  $DNB_r$ . Se adopta al  $ONB_r$  como parámetro secundario.

En la Tabla 2.1 se muestran los parámetros termohidráulicos primarios y secundarios adoptados.

Parámetro	Tipo de parámetro	Descripción	Valor límite	
			Operación normal	Transitorios
Margen de apartamiento a la ebullición nucleada ( $DNB_r$ )	Primario	Asegura una adecuada refrigeración a alta potencia y condiciones accidentales	$\geq 1.8$	$\geq 1.3$
Margen al comienzo de la ebullición nucleada ( $ONB_r$ )	Secundario	Previene la ocurrencia de parámetros primarios	$\geq 1.0$	No aplica

**Tabla 2.1:** Límites impuestos sobre los parámetros termohidráulicos relevantes para la seguridad



# Capítulo 3

## Descripción del código de cálculo empleado y del modelo desarrollado

*“No es la montaña adelante lo que te desgasta; es el grano de arena en tu zapato”*

— Robert W. Service

### 3.1. Código de cálculo

La herramienta de cálculo utilizada fue el código de planta RELAP5, versión del código 3.3.

Como fue mencionado en [5], RELAP es un código de licenciamiento usado para el análisis de transitorios, principalmente en reactores nucleares. Incluye modelos termohidráulicos usando un fluido que puede ser una mezcla de vapor, agua y gases no condensables y permite un acople con un modelo neutrónico. El mismo se utiliza para análisis de transitorios para reactores de potencia de agua liviana (LWR) desarrollado en el Laboratorio Nacional de Ingeniería de Idaho (INEL, Idaho National Engineering Laboratory) para la autoridad regulatoria de los Estados Unidos (NRC, Nuclear Regulatory Commission). Si bien fue diseñado para plantas nucleares de agua liviana (PWR) su uso se ha extendido a reactores tipo BWR y también ha sido empleado en Reactores Experimentales.

Las aplicaciones del código incluyen el cálculo de transitorios, requeridos para el análisis determinista, con fines de licenciamiento, verificación y realimentación al diseño. Algunas de las aplicaciones específicas incluyen simulaciones de transitorios como pérdida de caudal de refrigeración, pérdida de refrigerante, inserciones de reactividad, transitorios anticipados sin actuación del sistema de extinción, etc.

El código acopla un modelo neutrónico utilizando la aproximación de cinética pun-

tual con un modelo termohidráulico, que resuelve seis ecuaciones de balance de masa, momento y energía para líquido y vapor. Esto permite tratar fluidos en simple y doble fase a altas y bajas temperaturas y diferentes presiones. Los flujos tanto de energía como de momento son aproximados por modelos unidimensionales. Tiene incorporados además dos ecuaciones de balance para modelar presencia de no condensables y venenos neutrónicos disueltos en agua, y ecuaciones de cierre constituidas esencialmente, por correlaciones empíricas para determinar los coeficientes de transferencia de calor, factores de fricción, etc.

El código selecciona el coeficiente de transferencia de calor a partir del paquete de correlaciones a través de un mapa de patrones de flujo.

Para la simulación se requiere de la discretización de los sistemas en volúmenes de control (nodalización) dentro de los cuales se consideran propiedades uniformes.

Los volúmenes de control se vinculan termohidráulicamente mediante uniones y térmicamente con estructuras. Para cada volumen se ingresan las características geométricas, orientación espacial, rugosidad de las paredes y condiciones termodinámicas.

Para la ejecución del código se debe armar un archivo de texto con los datos de entrada (input) en donde se vuelcan los datos antes descriptos junto con parámetros de procesos y neutrónicos.

Además incorpora modelos de componentes como bombas (PUMP), válvulas (VALVE) y demás sistemas típicos de un reactor. A continuación se describen algunos de los componentes que el código tiene incluidos:

**Time dependent volume (TMDPV):** Suele utilizarse para establecer condiciones de contorno. Es usado en cualquier situación en la que el fluido entra o sale del sistema que está siendo simulado. La variación de las propiedades en el tiempo se ingresa en una tabla asociada a este componente.

**Time dependent junction (TMDPJUN):** Se utilizan cuando las velocidades o los caudales másicos de las fases son conocidos como funciones del tiempo o de alguna otra variable. Conectan volúmenes entre sí. La variación de las propiedades en el tiempo se ingresa en una tabla asociada a este componente.

**Single volume (SNGLVOL):** Es un componente que representa un único volumen de control.

**Single junction (SNGLJUN):** Es un sistema de unión. Sirve para interconectar dos componentes.

**Pipe:** Es una serie de volúmenes y uniones internas. Dichas uniones conectan la salida de un volumen con la entrada del siguiente.

**Branch:** Este componente provee la posibilidad de modelar redes de cañerías. Consiste en un volumen con hasta nueve uniones a las cuales se le puede unir otros componentes.

**Heat structure:** Son componentes sólidos que sirven para simular estructuras de

calor como recipientes de presión, intercambiadores de calor, elementos combustibles, entre otros.

Además, el código permite la programación de "trips" y "variables de control":

**Trips:** Permiten demandar la actuación de sistemas o componentes, mediante la comparación lógica de un parámetro con un valor de referencia.

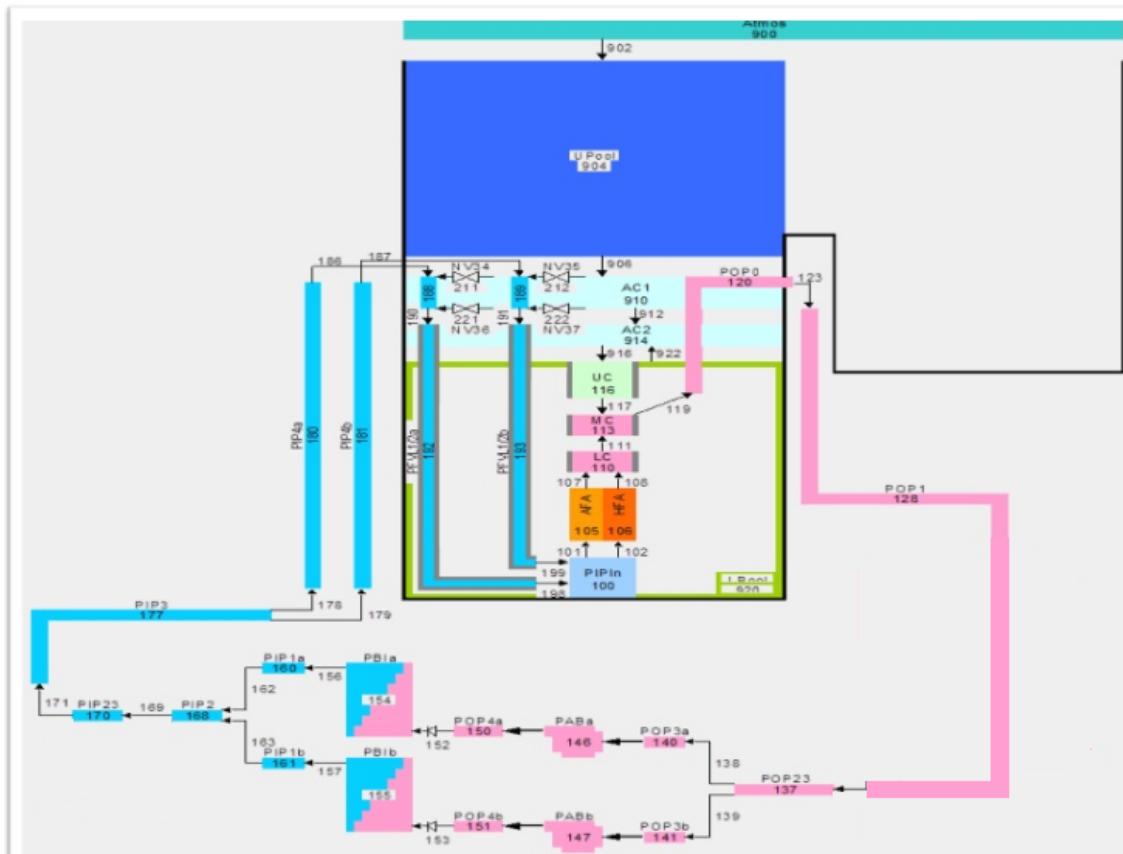
**Control variable o variable de control (CNTRLVAR):** Permiten programar lógicas de control. Proveen la capacidad de evaluar ecuaciones algebraicas y diferenciales, y así modelar variables que el código no muestra por defecto.

## 3.2. Nodalización y Modelado

### 3.2.1. Nodalización

#### 3.2.1.1. Reactores de piletas abiertas con caudal ascendente

Con el objeto de realizar análisis paramétricos sobre sistemas de refrigeración de emergencia en reactores de piletas abiertas con caudal ascendente ante eventos iniciantes tipo LOFA se utilizó como base la nodalización de un reactor diseñado en INVAP para Egipto (ETRR2). El esquema de la nodalización utilizado se muestra en la Figura 3.1.



**Figura 3.1:** Nodalización utilizada para el modelo de reactores de piletas abiertas con caudal ascendente

En la misma se puede apreciar que el núcleo se modeló con dos volúmenes tipo PIPE. Uno de ellos representa al canal caliente, asociado a una estructura de calor representando al combustible con placas de uranio y vaina de aluminio. Dicha estructura representa al elemento combustible más exigido (combustible caliente), involucrando la inclusión de un factor de pico global igual a 3. Se modeló una distribución de potencia cosenoidal. Este canal caliente se modela con el fin de evaluar los parámetros que afectan a la seguridad, tales como temperaturas máximas, caudales y flujo críticos. El otro volumen representa al resto del núcleo como un canal promedio y permite caracterizar el comportamiento global del núcleo. Ambos volúmenes se dividen en cinco secciones axiales al igual que las respectivas estructuras de calor asociadas.

El modelado del circuito primario comprende la chimenea del núcleo, cañería de salida del circuito primario, bombas del sistema primario, intercambiadores de calor, las cañerías de entrada a la pileta y válvulas clapeta.

Los intercambiadores de calor se modelaron asociando una estructura de calor a volúmenes PIPE del secundario para modelar la transferencia de calor entre el primario y el secundario.

Las bombas se modelaron utilizando el componente PUMP, incluyendo el volante de inercia asociado a las mismas.

Las válvulas clapeta se modelaron utilizando el componente VALVE, tipo MOTOR VALVE, con una velocidad de apertura prácticamente instantánea.

Se impusieron condiciones de borde atmosféricas en el volumen de la pileta del reactor.

Se incluyeron TRIPS para la parada de las bombas después de alcanzado el estado estacionario, apertura de clapetas ante cierta diferencia de presión y disparo de SCRAM ante un caudal menor al 90 % del caudal nominal.

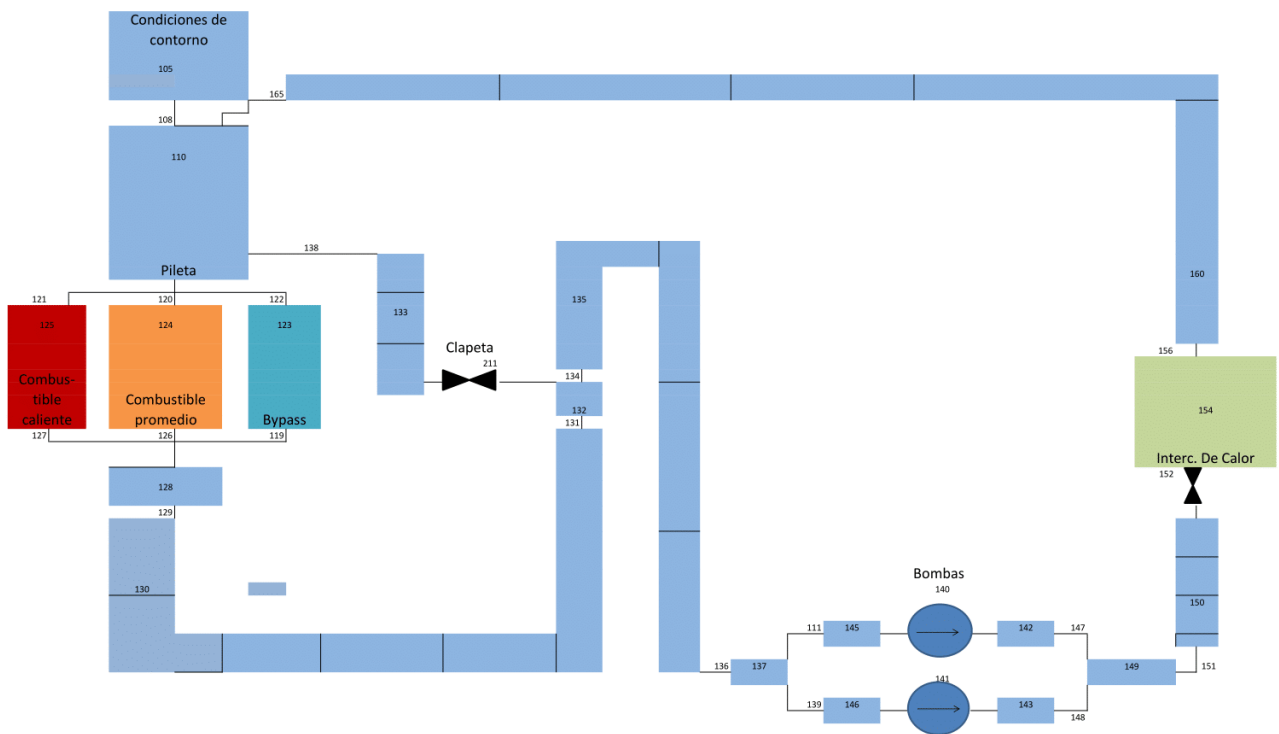
Se incluyeron CNTRLVARS para efectuar el cálculo de  $DNB_r$  para cada paso de integración del código.

### **3.2.1.2. Reactores de pileta abierta con caudal descendente**

#### Sistemas de refrigeración estándares (clapetas y volante de inercia)

Con el objeto de analizar sistemas de refrigeración en reactores de pileta abierta con caudal descendente ante el evento iniciante LOFA se desarrolló una nodalización propia escalable a distintas potencias. La nodalización empleada para evaluar los transitorios de pérdida de caudal de refrigeración utilizando sistemas de refrigeración estándares se muestra en la Figura 3.2.





**Figura 3.2:** Nodalización utilizada para el modelo de reactores de piletas abiertas con caudal descendente

La descripción del circuito primario es similar a la descrita anteriormente en la Sección 3.2.1.1. Sin embargo presenta diferencias tales como la posición de la clapeta a la salida del núcleo y no a la entrada.

En cuanto al modelado del núcleo, la descripción es también similar a la Sección 3.2.1.1. No obstante además del modelado del canal caliente y del canal promedio se incluyó un volumen representando al bypass del núcleo, que es una fracción del caudal total del primario que no refrigera al combustible y circula por cajas de irradiación, cajas de agua, bloques de reflectores y barras de control. El caudal por el mismo representó el 15% del caudal nominal del primario, de acuerdo a valores de referencia usados en reactores actualmente en operación.

En el modelado de los diferentes reactores, cinco elementos combustibles fueron de control y el resto normales (véase Sección 3.2.2).

Las condiciones de borde en el volumen de la piletas también fueron atmosféricas.

Se incluyeron TRIPS para la parada de bomba después de alcanzado el estado estacionario, apertura de clapetas ante cierta diferencia de presión y disparo de SCRAM ante un caudal menor al 90% del caudal nominal.

Se incluyeron CNTRLVARS para efectuar el cálculo de  $DNB_r$  para cada paso de integración del código.

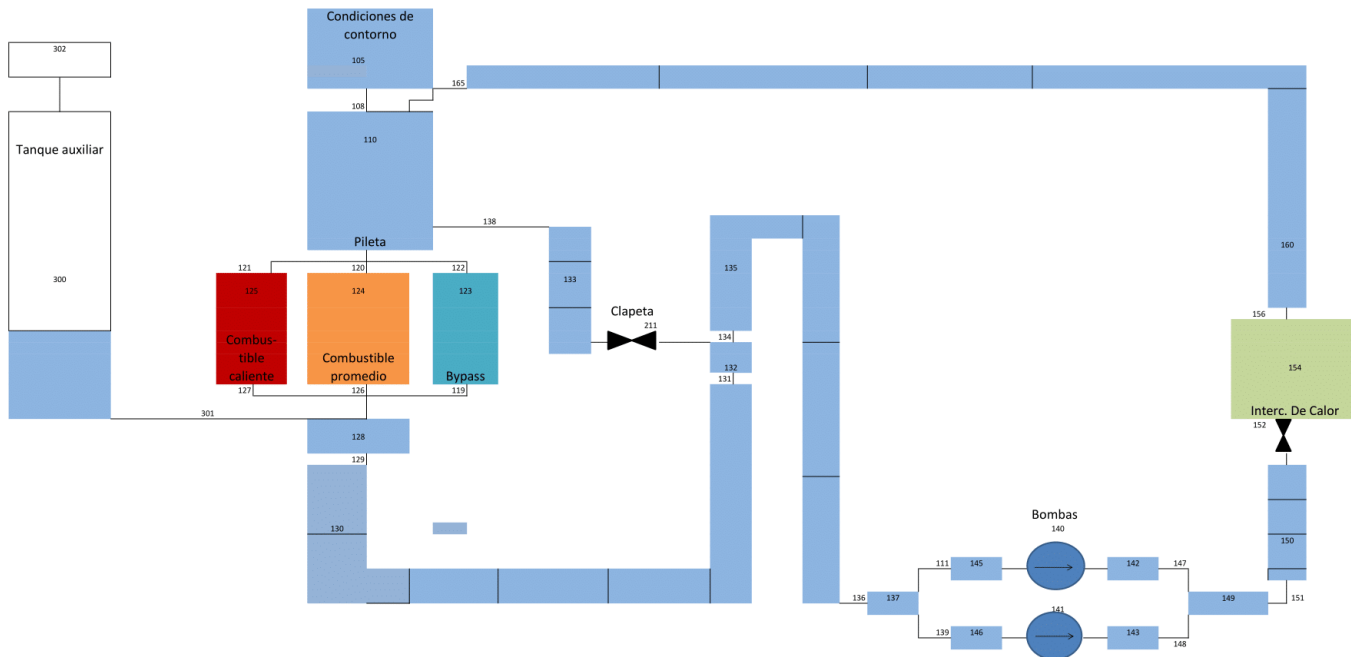
Se modelaron distintos reactores con diferentes potencias. Para el modelado de cada uno de ellos se impusieron distintos parámetros:

- Caudal másico mediante la imposición de una cierta diferencia de temperaturas de entrada y salida en el núcleo correspondiente a una dada potencia. Se incluyó en dicho cálculo la caída de presión en el núcleo controlando que ésta no derive en condiciones subatmosféricas a la salida del mismo.
- Áreas de transferencia en el intercambiador de calor tal que las temperaturas de refrigerante a la entrada del núcleo sean coherentes con valores de reactores en operación actualmente.
- Número de elementos combustibles variable para imponer niveles de  $q''_{Maximo}$  y  $q''_{Promedio}$ . También tuvo una gran relevancia en la caída de presión en el núcleo ya que a menor número de elementos combustibles, menor área de pasaje de fluido, mayor velocidad en los canales de núcleo y en consecuencia una cierta presión a la salida que debía ser mayor a la atmosférica. La descripción de los elementos combustibles se encuentra detallado en la Sección 3.2.2. La modificación correspondiente al número de elementos combustibles tuvo influencia en la selección del área de pasaje del PIPE representando al canal promedio y del área de la estructura de calor asociada al mismo. A su vez se modificaba el área de canal del bypass para que el caudal por el mismo sea del 15% del nominal.
- Factor de pico. Se impuso el mismo factor de pico total que para el análisis con caudal ascendente utilizando también una distribución cosenoidal de la potencia y teniendo en cuenta la discretización axial de la nodalización.

### Sistemas de refrigeración alternativos (tanque auxiliar y bomba auxiliar)

#### Tanque auxiliar

En cuanto al modelado de sistemas de refrigeración de seguridad alternativos, se efectuó una modificación a la nodalización de la Figura 3.2 para reproducir el tanque auxiliar descrito anteriormente en la Sección 2.4.1. Dicha modificación se muestra en la Figura 3.3.



**Figura 3.3:** Nodalización utilizada para el modelo de reactores de piletta abierta con caudal descendente con la adición de un tanque auxiliar

El tanque auxiliar se conectó al volumen de salida del núcleo. Se modeló mediante dos componentes PIPE, el primero lleno de agua inicialmente y el segundo lleno de aire. Éste último se conectó a un TMDPV representando a la atmósfera, también incluyendo aire en su interior. El primer volumen de PIPE tiene una altura tal que en operación nominal del reactor con bomba en funcionamiento, dicha columna de agua se encuentra en equilibrio con la presión a la salida del núcleo. El segundo volumen de aire se modeló con el objeto de ser llenado por agua del sistema primario una vez que se paran las bombas del reactor. La altura total de dicho volumen es igual a la altura de piletta del reactor, tal que una vez llenado se encuentren en condiciones de equilibrio hidrostático el tanque con la piletta.

### Bomba auxiliar

Para el caso de la bomba auxiliar se utilizó directamente la nodalización de la Figura 3.2 con la única diferencia de la adición de TRIPS respecto a la llegada al 10 % del caudal nominal de bomba y al tiempo de duración de las baterías de los mismos.

Para el modelado de este sistema alternativo de refrigeración se utilizó una tabla de velocidades del rotor de las bombas en función del tiempo. Esta tabla se activaba, dominando el comportamiento de las mismas, con un trip al momento en el cual se llegaba al 10 % del caudal nominal. Como se explicó en la Sección 2.4.2, la bomba auxiliar provee el 10 % del caudal en el circuito primario. Tomando el caso más conservativo posible, se propuso un accidente LOFA producido a partir de un corte de suministro eléctrico en el sistema primario, con lo cual la bomba auxiliar contaría únicamente con su batería, la cual dura aproximadamente 30 minutos. Luego de dicho tiempo, la tabla de velocidades anteriormente descrita deja de tener influencia sobre el comportamiento de las bombas, y el caudal másico decae nuevamente.

### 3.2.2. Modelado de elementos combustibles

Todos los cálculos de área de las estructuras de calor en el núcleo promedio y de las áreas de pasaje en el canal promedio se realizaron tomando como referencia los combustibles tipo MTR utilizados en el RA-6, el combustible normal y el de control. En las Figuras 3.4 y 3.5 se muestra un esquema del corte de los dos tipos de combustibles presentes en el reactor.

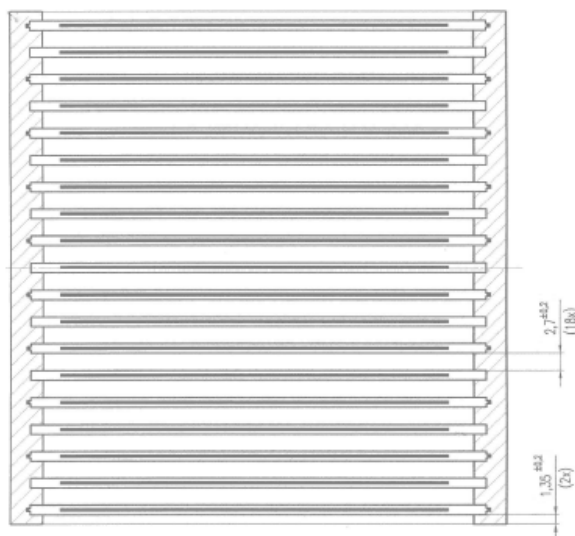
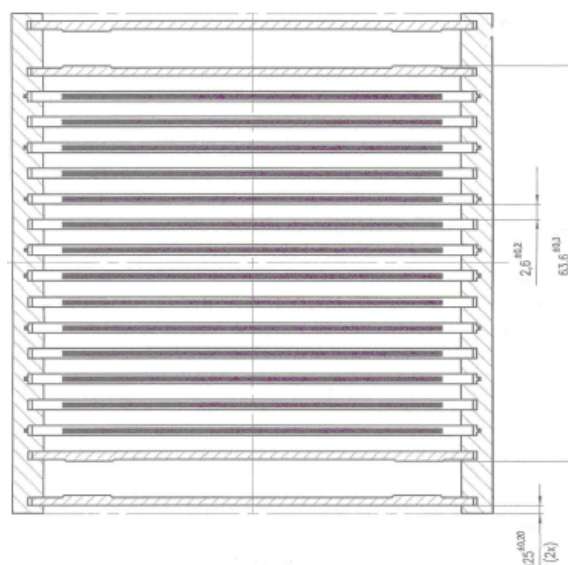


Figura 3.4: Elemento combustible normal



**Figura 3.5:** Elemento combustible de control

Los datos geométricos del elemento combustible están detallados en la Tabla 3.1.

	EC normal	EC control
Número de placas	19	14
Gap entre placas	2.7 mm	2.6 mm
Espesor del cladding	0.495 mm	0.495 mm
Espesor activo	0.51 mm	0.51 mm
Ancho activo	60 mm	60 mm
Ancho del canal	66 mm	66 mm
Largo activo	660 mm	660 mm
Largo total de placa	800 mm	800 mm

**Tabla 3.1:** Datos geométricos del elemento combustible

Utilizando los datos de la Tabla 3.1 se calcularon los valores de áreas de pasaje de fluido y áreas de transferencia de calor mostradas en la Tabla 3.2.

	EC normal	EC control
Ancho de canal	0.0034 $m^2$	0.0027 $m^2$
Área de transferencia	1.5 $m^2$	1.1 $m^2$

**Tabla 3.2:** Áreas de pasaje de fluido y de transferencia utilizadas para cada tipo de elemento combustible

### 3.2.3. Correlaciones utilizadas

#### 3.2.3.1. Margen de apartamiento de ebullición nucleada ( $DNB_r$ )

Como se expresó anteriormente, el  $DNB_r$  o margen de apartamiento de ebullición nucleada se define como:

$$DNB_r = \frac{q''_{dnb}}{q''} \quad (3.1)$$

donde  $q''_{dnb}$  es el flujo crítico de calor y  $q''$  es el flujo calórico en el volumen central axial del combustible caliente del reactor modelado. Para la obtención del flujo crítico de calor se usó la correlación de Sudo que se muestra en la Ecuación 3.2 (véase [2]).

$$\begin{aligned} q''_{dnb} &= q'' *_{dnb} h_{fg} [\lambda(\rho_l - \rho_g)\rho_g g]^{0,5} \\ q'' *_{dnb} &= 0,005 |G^*|^{0,611} (1 + (\frac{5000}{|G^*|}) \Delta T^*_{SUB}) \\ G^* &= \frac{G}{[\lambda(\rho_l - \rho_g)\rho_g g]^{0,5}} \\ \lambda &= [\frac{\sigma}{(\rho_l - \rho_g)g}]^{0,5} \\ \Delta T^*_{SUB} &= \frac{C_p \Delta T_{SUB}}{h_{fg}} \end{aligned} \quad (3.2)$$

donde:

- $q''_{dnb}$  : Flujo calórico crítico [ $\text{kW}/\text{m}^2$ ]
- $h_{fg}$  : Calor latente de vaporización, [ $\text{kJ}/\text{kg}$ ]
- $\rho_{l,g}$  : Densidad del líquido, gas, [ $\text{kg}/\text{m}^3$ ]
- $g$  : Aceleración de la gravedad. [ $\text{m}/\text{s}^2$ ]
- $G$  : Flujo másico, [ $\text{kg}/(\text{m}^2/\text{s})$ ]
- $\sigma$  : Tensión superficial, [ $\text{N}/\text{m}$ ]
- $\Delta T_{SUB}$  : Subenfriamiento del refrigerante a la salida.

El rango de aplicación de la correlación de Sudo es el siguiente:

- Flujo másico : -25800 a +6250  $\text{kg}/\text{m}^2\text{s}$
- Presión : 100 - 4000 kPa
- Subenfriamiento a la salida : 0 a 74 K
- Relación longitud calefactora / diámetro hidráulico : 8 a 240

### 3.2.3.2. Flujo crítico de calor, Límite de Flujo a Contra-Corriente ( $q''_{CCFL}$ )

El flujo calórico crítico en condiciones de bajo caudal es relevante para los escenarios de pérdida de caudal en virtud de las bajas velocidades de refrigerante involucradas, el estancamiento y la inversión de caudal.

Cuando la potencia en un canal refrigerante es suficientemente alta y se alcanzan condiciones de ebullición puede aparecer un flujo en contra-corriente entre el vapor ascendente en el canal calefaccionado y el líquido descendente en el mismo canal. La potencia que resulta en un caudal de vapor tal que limita la reinundación del canal o Counter-Current Flow Limit (CCFL) se corresponde al flujo crítico de calor para bajos caudales, es decir muy cercano a la inversión de flujo para caudales de núcleo descendentes.

Para el cálculo de este flujo calórico se adoptó la correlación de Mishima-Ishii cuya expresión se muestra en la Ecuación 3.3[3] :

$$q''_{CCFL} = q''_{*CCFL} h_{fg} \sqrt{\lambda \rho_g g \Delta \rho} \quad (3.3)$$

$$q''_{*CCFL} = \frac{A}{A_H} \frac{C^2 \sqrt{D^*}}{[1 + (\frac{\rho_g}{\rho_l})^{1/4}]^2}$$

donde:

- $q''_{CCFL}$  : Flujo crítico de calor en condiciones de inundación para la inversión de caudal, es decir, velocidad de refrigerante igual a 0.0
- A : Área de paso
- $A_H$  : Área calefaccionada
- C : Constante en la correlación de Wallis para reinundación
- $D^*$  : Diámetro hidráulico adimensional ( $D^* = D/\lambda$ )
- D : Diámetro hidráulico
- $\lambda$  : Longitud de onda de Taylor  $(\sigma/(g\Delta\rho))^{1/2}$
- $\sigma$  : Tensión superficial
- g : Aceleración de la gravedad
- $\rho_{g,l}$  : Densidad de la fase gaseosa o líquida
- $\Delta\rho$  : Diferencia de densidad entre las dos fases
- $h_{fg}$  : Calor latente de vaporización

La determinación de las constantes pertinentes y la explicación del modelo se muestra en [4].

### 3.2.3.3. Margen al comienzo de ebullición nucleada ( $ONB_r$ )

El margen al comienzo de ebullición nucleada se define como:

$$ONB_r = \frac{q''_{onb}}{q''}$$

donde  $q''_{onb}$  es el flujo calórico al cual comienza la ebullición nucleada y  $q''$  es el flujo calórico en el volumen central axial del combustible caliente del reactor modelado.

Se utilizó la correlación de Bergles-Rohsenow para obtener la temperatura de pared de comienzo de la ebullición nucleada. Dicha correlación se muestra en la Ecuación 3.4.

$$T_{onb} - T_{sat} = 0,556 \left( \frac{q''}{1082p^{1,156}} \right)^{0,463p^{0,0234}} \quad (3.4)$$

donde:

- $q''$  : Flujo calórico máximo [ $W/m^2$ ]
- $p$  : Presión [bar]
- $T_{sat}$  : Temperatura de saturación del refrigerante
- $T_{onb}$  : Temperatura de pared de comienzo de ebullición nucleada

Habiendo obtenido la temperatura de vaina de comienzo de ebullición nucleada, mediante ecuaciones de balance de energía se obtuvo para cada caso el  $q''_{onb}$  y en consecuencia la figura de mérito  $ONB_r$ . La metodología utilizada se muestra en el Anexo A.



## Capítulo 4

# Análisis paramétrico de sistemas de seguridad estándares para refrigeración en reactores de investigación ante eventos tipo LOFA

*“No fracasé. Sólomente descubrí 999 maneras de cómo no hacer una bombilla”*

— Thomas Edison

En este capítulo se muestran los resultados del análisis paramétrico de sistemas de refrigeración estándares (volante de inercia y clapetas descritos en 2.1.2.3, 2.2 y 2.3) en reactores de investigación de tipo pileta abierta con caudal ascendente y descendente ante el evento iniciante LOFA con éxito del sistema de extinción. Para dicho fin se utilizó el código de planta RELAP. En cada una de las subsecciones se procedió a suspender el suministro eléctrico del sistema primario y de esta manera modelar el evento iniciante de pérdida de caudal. Para cada uno de los reactores modelados se realizó un análisis paramétrico del volante de inercia empleado y del peso de las clapetas tomando como límite el criterio de  $DNB_r$ . En cada análisis de los sistemas estándares de refrigeración se buscaron las condiciones más exigidas del reactor que cumplan con el criterio mencionado.

Criterio límite impuesto sobre el tiempo máximo de coast down

Se estableció como criterio propio un límite sobre el tiempo de rotación del eje de la bomba a causa del volante de inercia luego de un LOFA, debido a rozamientos o malfuncionamientos que podrían llegar a darse en la aplicación práctica. Dicho límite se estableció en un tiempo máximo de coast down de 120 segundos, lo que se traduce en tiempos de apertura de clapetas inferiores a los 120 segundos.

## 4.1. Reactores con caudal ascendente

### 4.1.1. Reactor de 22MW de potencia

La nodalización utilizada en esta subsección se encuentra detallada en la Sección 3.2.1.1. Un modelo similar al descrito fue desarrollado por INVAP para el proyecto del reactor de Egipto ETRR2.

#### 4.1.1.1. Parámetros nominales del reactor

A continuación en la Tabla 4.1 se muestran los parámetros nominales del reactor en estado estacionario.

Potencia	22 MW
N °EECC	29
Area de transferencia	56.4 m <sup>2</sup>
Flujo máximo	117.7 W/cm <sup>2</sup>
Flujo promedio	39 W/cm <sup>2</sup>
Caudal másico en el núcleo	547.5 kg/s
Temperatura de entrada de núcleo	36 °C
Temperatura de salida de núcleo	44 °C
Presión de salida de núcleo	213.6 kPa
Delta p de núcleo	121.8 kPa
$DNB_r$ nominal	3.42
$ONB_r$ nominal	1.77

**Tabla 4.1:** Parámetros nominales del reactor de 22 MW con caudal ascendente

#### 4.1.1.2. Secuencia de eventos LOFA

Para esta secuencia se utilizó un volante de inercia de 1.0 kg.m<sup>2</sup> y un peso de clapeta tal que la válvula se abre ante una diferencia de presión de 1 kPa. No se presentan los

resultados para distintas variaciones de peso de clapeta debido a que para dicho volante de inercia no se vieron diferencias significativas en los tiempos de apertura.

En la Tabla 4.2 se muestra la evolución del accidente con los eventos característicos de dicha secuencia. Cada uno de ellos se encuentra asociado a una o varias Figuras representativas del mismo.

<b>Evento</b>	<b>Tiempo(s)</b>	<b>Causa</b>	<b>Consecuencia</b>	<b>Número de Figura asociada</b>
Parada de bombas	0	Activación de trips en forma manual	Bajada súbita de caudal del primario	4.1
SCRAM	0.3	Bajo caudal en el núcleo	Bajada súbita de la potencia del reactor	4.2
Apertura de clapetas	7	Descenso de la presión del primario por corte de bomba	Apertura de clapetas da lugar a una convección natural en el núcleo	4.4 y 4.5
Valor mínimo de caudal	20	Establecimiento de convección natural	Posterior pico de temperatura (110 °C) y mínimo $DNB_r$	4.4 y 4.7
Cambio a régimen de convección natural	40	Fuerza boyante mayor que la inercial	Refrigeración posterior. Caudal de convección natural en canal caliente (0.6 kg/s)	4.3 y 4.4
<b>Figura de mérito</b>	<b>Tiempo (s)</b>	<b>Valor</b>		<b>Figura asociada</b>
Mínimo $DNB_r$	25	5.9		4.7

**Tabla 4.2:** Eventos relevantes en accidente LOFA en reactor de 22 MW con caudal ascendente

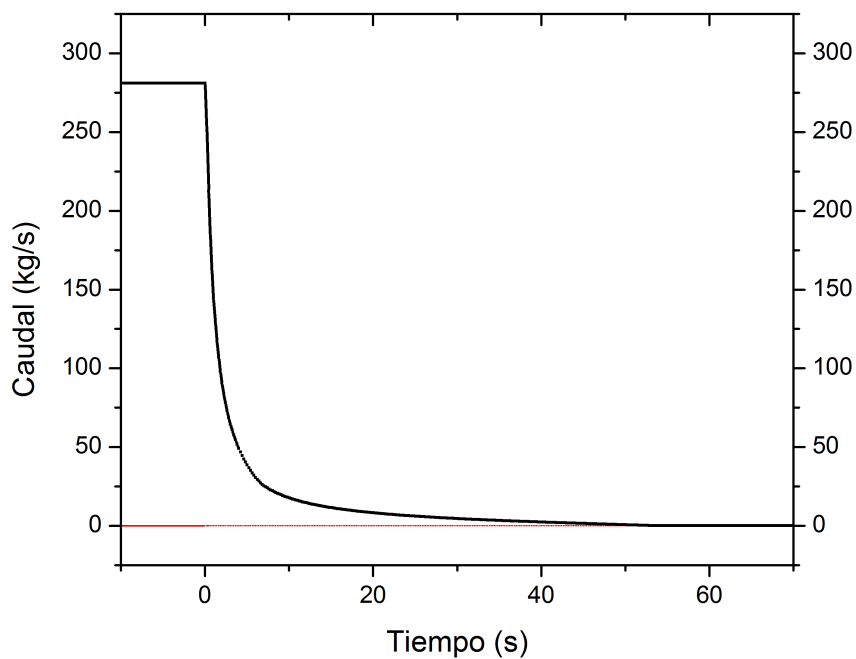


Figura 4.1: Evolución del caudal másico en las bombas del primario

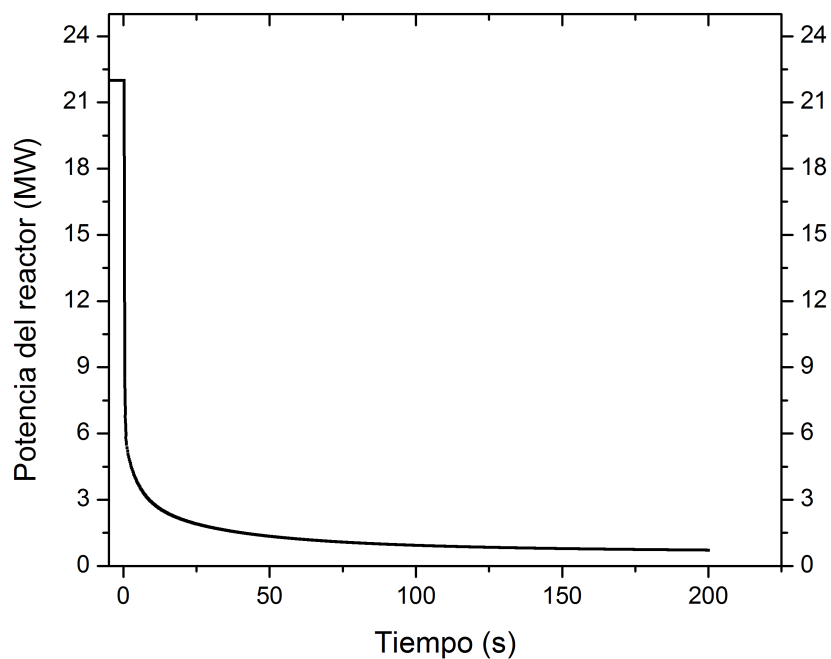


Figura 4.2: Potencia en el núcleo a posteriori del SCRAM

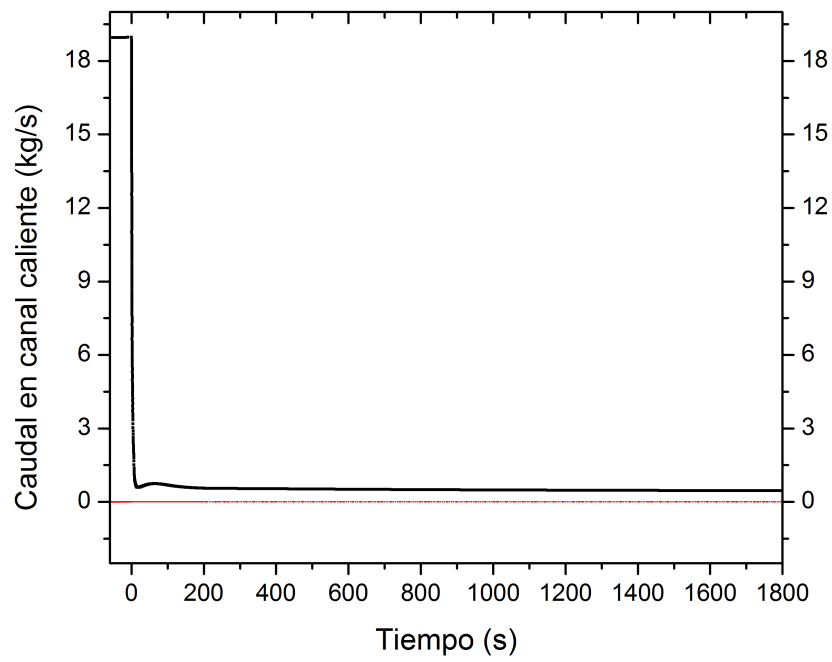


Figura 4.3: Caudal másico en el canal caliente

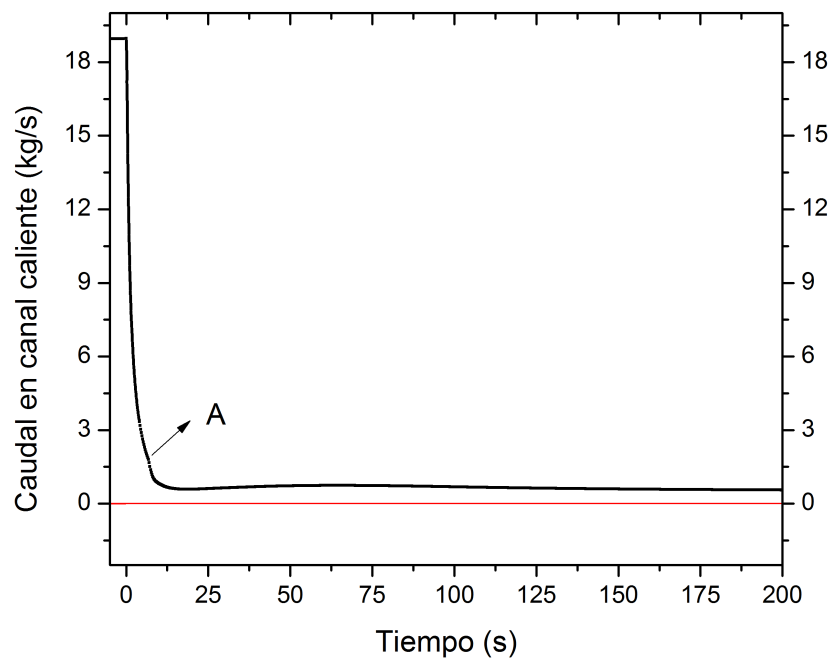


Figura 4.4: Ampliación de la Figura 4.3  
A: apertura de las clapetas

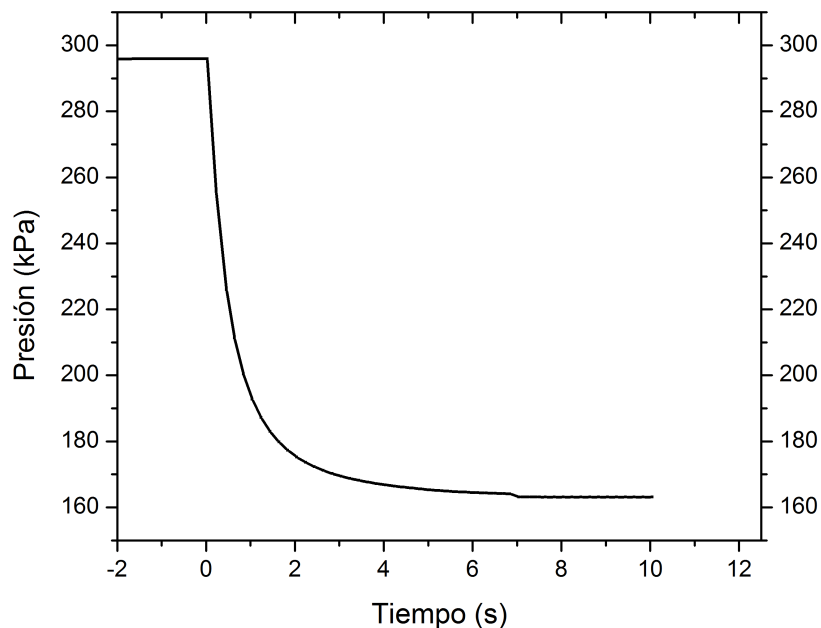


Figura 4.5: Evolución de la presión en volumen adyacente a la clapeta en los primeros segundos

A continuación se muestra la evolución de la temperatura de vaina en el combustible caliente y en la estructura de calor con mayor potencia (en la mitad axial del combustible) en la Figura 4.6.

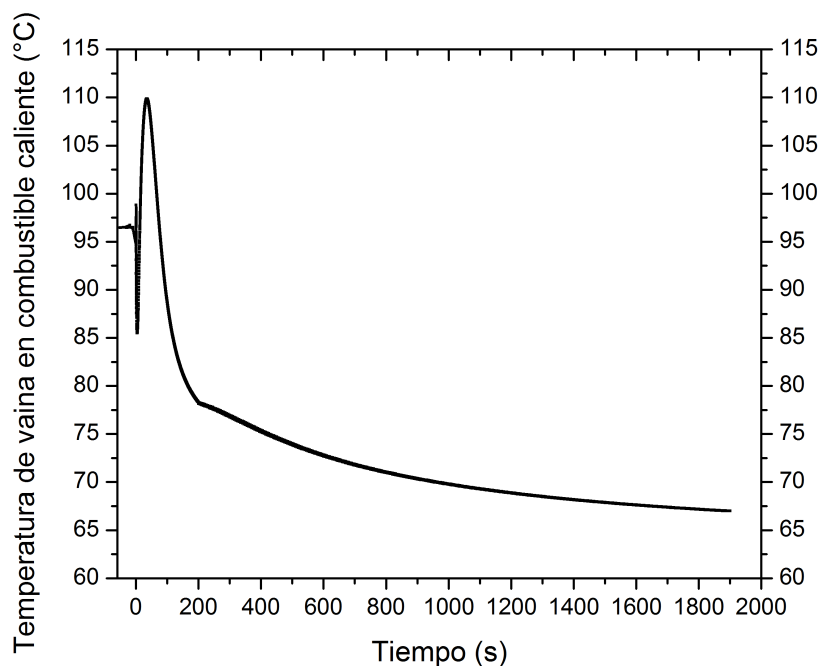
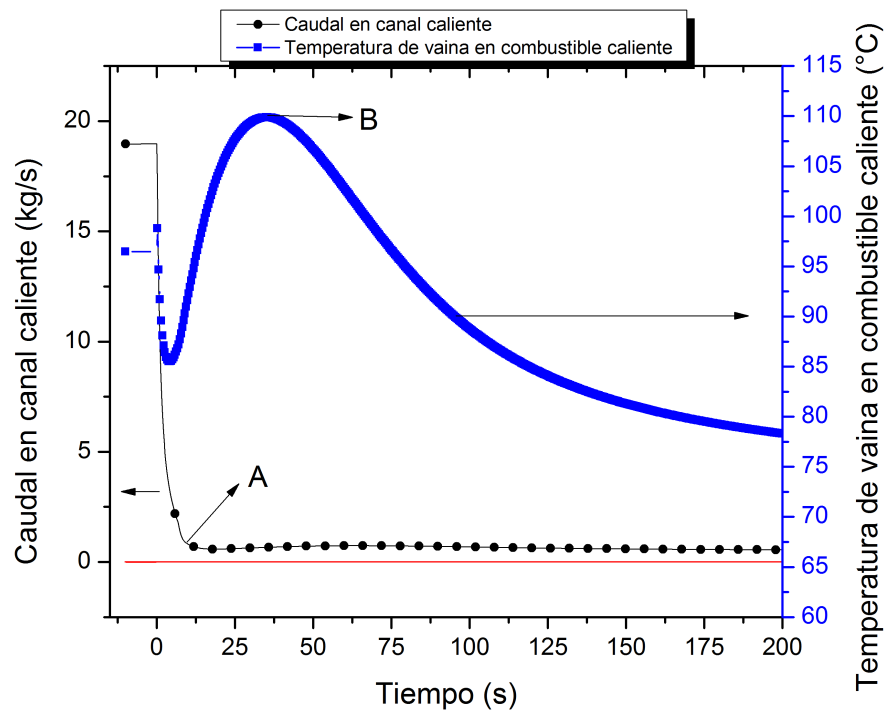


Figura 4.6: Evolución de la temperatura de vaina en el combustible caliente



**Figura 4.7:** Ampliación de la Figura 4.6

A: Mínimo local de caudal

B: Junto con el pico de temperatura se da el mínimo  $DNB_r$  del transitorio

La fenomenología de dicha evolución se explica a continuación. Luego de alcanzar el estado estacionario la temperatura de vaina en el combustible caliente es de  $96\text{ }^{\circ}\text{C}$  (véase Figura 4.7), la temperatura asciende mínimamente en las primeras décimas de segundo hasta  $98\text{ }^{\circ}\text{C}$  debido a la disminución súbita del caudal másico de refrigerante en el núcleo por la parada de las bombas hasta el momento del SCRAM a los 0.3 segundos. A partir de este momento la potencia comienza a bajar rápidamente con lo cual la temperatura también lo hace, llegando a un mínimo de  $84\text{ }^{\circ}\text{C}$ . Posteriormente nuevamente se ve un ascenso de la temperatura debido a que el caudal másico es tan bajo que ya no alcanza a extraer el 7% de la potencia de decaimiento. A los 10 segundos se ve un cambio en la pendiente del crecimiento de la temperatura debido a la apertura de las clapetas llegando a un máximo de temperatura de vaina de  $110\text{ }^{\circ}\text{C}$  a los 38 segundos y al mínimo  $DNB_r$  de valor 5.9. Finalmente en la Figura 4.3 se puede observar el establecimiento de un caudal de convección natural de  $0.6\text{ kg/s}$  en el canal caliente, con lo cual la temperatura deja de ascender y alcanza el estado estacionario con una temperatura de  $66\text{ }^{\circ}\text{C}$  (Figura 4.6), debido a que el caudal de circulación natural es suficiente como para remover la potencia de decaimiento del núcleo.

Cabe destacar que en ningún momento se llegó a condiciones de DNB, siendo el mínimo  $DNB_r=5.9$  (véase Tabla 4.2), con lo cual se concluye que para un volante con un bajo momento de inercia se llega a una condición segura de planta ante un LOFA.

### 4.1.2. Reactor de 48 MW

El objetivo del modelado del reactor de esta sección fue el de encontrar un límite para los reactores de investigación de caudal ascendente. El mismo se basó en dos criterios, tal que cumpla con el criterio de tiempo de coast down máximo descrito anteriormente y la velocidad en el canal caliente no supere un cierto valor máximo. Dicho máximo vino dado por la velocidad de erosión en el canal. De experiencias anteriores se estableció un valor máximo de velocidad admisible de 20 m/s.

Para tal simulación se utilizó la nodalización detallada en la Sección 3.2.1.1. El límite mencionado se alcanzó para un reactor de 48 MW con los siguientes parámetros nominales.

#### Parámetros nominales del reactor

A continuación en la Tabla 4.3 se muestran los parámetros nominales del reactor en estado estacionario.

Potencia	48 MW
N °EECC	20
Area de transferencia	28.15 $m^2$
Flujo máximo	510 W/ $cm^2$
Flujo promedio	170 W/ $cm^2$
Caudal másico en el núcleo	1340 kg/s
Velocidad en canal caliente	16.5 m/s
Temperatura de entrada de núcleo	36 °C
Temperatura de salida de núcleo	43.5 °C
Presión de salida de núcleo	245 kPa
Delta p de núcleo	1540 kPa
$DNB_r$ nominal	1.8
$ONB_r$ nominal	1.45

**Tabla 4.3:** Parámetros nominales del reactor de 48 MW con caudal ascendente

#### Secuencia de eventos LOFA

Para esta secuencia se utilizó un volante de inercia de 35 kg.m<sup>2</sup>, tal que el coast down del mismo duró 105 segundos. Las clapetas se abrieron con una diferencia de presión de 1 kPa.

En la Tabla 4.4 se muestra la evolución del accidente con los eventos característicos de dicha secuencia. Cada evento se encuentra asociado a una o varias Figuras representativas del mismo.



<b>Evento</b>	<b>Tiempo(s)</b>	<b>Causa</b>	<b>Consecuencia</b>	<b>Número de Figura asociada</b>
Parada de bombas	0	Activación de trips en forma manual	Bajada súbita de caudal del primario	4.8
SCRAM	0.6	Bajo caudal en el núcleo	Bajada súbita de la potencia del reactor	Similar al visto en la Figura 4.2
Apertura de clapetas	80	Descenso de la presión del primario por corte de bomba	Apertura de clapetas da lugar a una convección natural en el núcleo	4.10
Valor mínimo de caudal	84	Comienzo de establecimiento de convección natural	Posterior pico de temperatura (133 °C) y mínimo $DNB_r$	4.10
Establecimiento de convección natural	150		Refrigeración posterior. Caudal de convección en canal caliente (0.8 kg/s)	4.9
<b>Figura de mérito</b>	<b>Tiempo (s)</b>	<b>Valor</b>		<b>Figura asociada</b>
Mínimo $DNB_r$	0	1.8 (nominal)		4.10

**Tabla 4.4:** Eventos relevantes en accidente LOFA en reactor de 48 MW con caudal ascendente

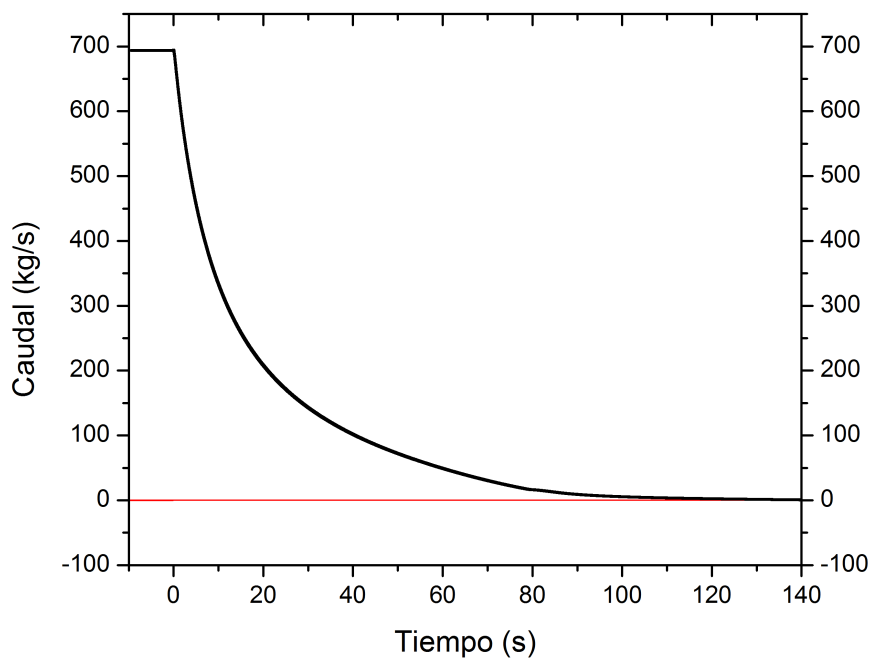


Figura 4.8: Coast down en cada una de las bombas del primario

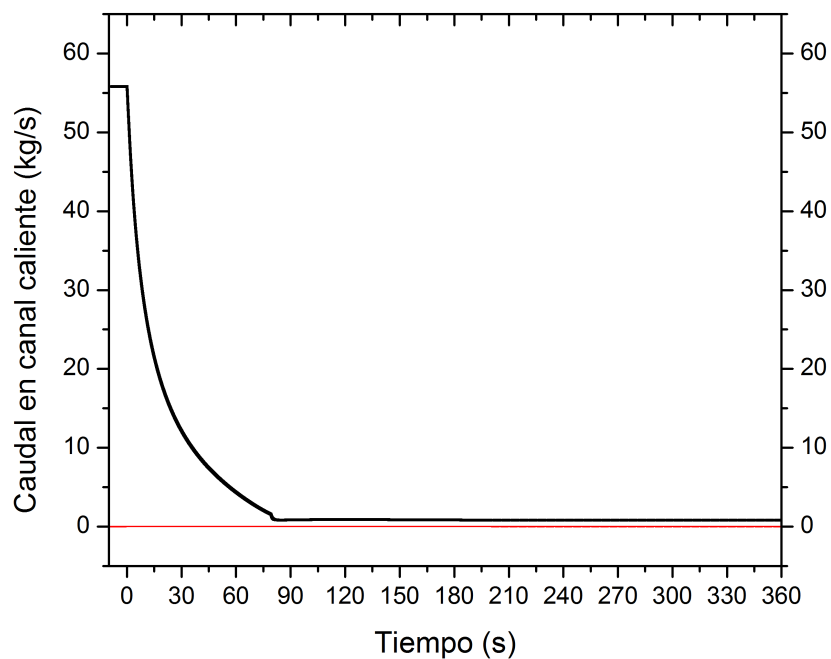
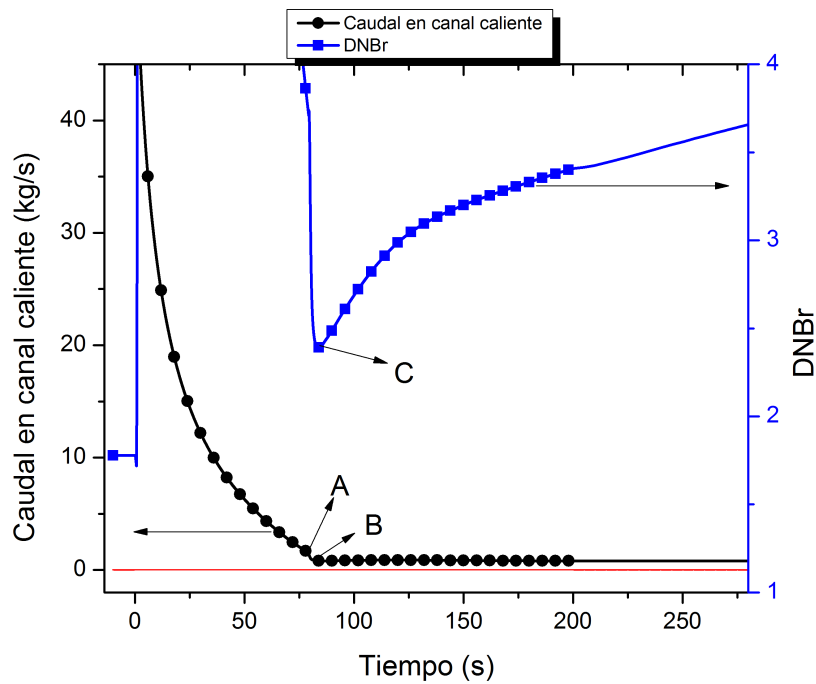


Figura 4.9: Evolución del caudal en el canal caliente a largo plazo



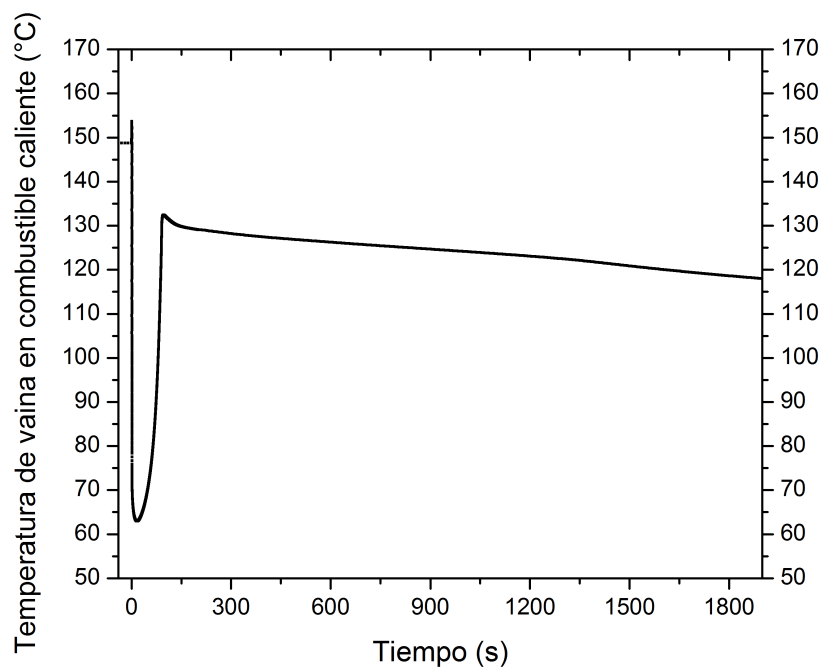
**Figura 4.10:** Evolución del caudal en el canal caliente en los primeros segundos y del  $DNB_r$ .

A: Apertura de clapetas.

B: Mínimo de caudal.

C: Mínimo  $DNB_r$  coincidente en tiempo con el punto B mayor al  $DNB_r$  nominal

A continuación se muestra la evolución de la temperatura de vaina en el combustible caliente durante el transitorio (véase Figura 4.11).



**Figura 4.11:** Evolución de la temperatura de vaina en combustible caliente

La fenomenología se explica de manera similar a la descrita en la Sección 4.1.1.2. A diferencia de otros transitorios analizados, no se observó que el  $DNB_r$  alcanzara valores cercanos a 1.3 (véase Figura 4.10). Se determinó que para mayores potencias, y utilizando el mismo volante de inercia, la temperatura de pared en el combustible caliente (véase Figura 4.11) alcanzaba valores tales que se producía vapor en el canal caliente. Dicha producción de vapor generaba oscilaciones en el caudal del mismo, lo cual derivaba en la condición de DNB.

Es por ello que se tomó como límite una potencia de 48 MW con un flujo calórico máximo de  $510 \text{ W/cm}^2$  para un volante de inercia acorde al criterio impuesto en la Sección "Criterio límite impuesto sobre el tiempo de coast down máximo" al principio del Capítulo y una velocidad en el canal caliente cercana pero aún así menor a la velocidad de erosión.

## 4.2. Reactores con caudal descendente

En esta sección se mostrarán resultados de diferentes reactores de distintas potencias con caudal descendente con el objeto de comparar los sistemas de refrigeración estándares utilizados en cada uno. La nodalización adoptada se detalla en la Sección 3.2.1.2, "Sistema de refrigeración de emergencia estándares". A diferencia de la nodalización presentada en la sección 4.1, ésta posee un canal de bypass, con lo cual el caudal en el circuito primario corresponde al caudal de núcleo y al del bypass.

Las potencias de los reactores adoptadas en esta Sección se determinaron siguiendo valores de referencia obtenidos de la base de datos oficial de la OIEA y de acuerdo a la clasificación típica de reactores de baja, media y alta potencia. El análisis se realizó para tres rangos de potencia, de 1-5 MW, hasta 10 MW y potencias mayores a 20 MW.

### 4.2.1. Reactor de 1.5 MW de potencia

Este modelo de reactor se realizó tomando como referencia el Reactor RA-6 ubicado en el Centro Atómico Bariloche. La altura de pileta por sobre el núcleo fue de 6 metros.

#### 4.2.1.1. Parámetros nominales del reactor

A continuación en la Tabla 4.5 se muestran los parámetros nominales del reactor en estado estacionario.

Potencia	1.5 MW
N °EECC	20
Area de transferencia	26.89 $m^2$
Flujo máximo	16.8 $W/cm^2$
Flujo promedio	5.6 $W/cm^2$
Caudal másico total	94.7 kg/s
Caudal másico en el núcleo	68 kg/s
Temperatura de entrada de núcleo	35.5 °C
Temperatura de salida de núcleo	39 °C
Presión de entrada de núcleo	162 kPa
Delta p de núcleo	7 kPa
$DNB_r$ nominal	8
$ONB_r$ nominal	2.8

**Tabla 4.5:** Parámetros nominales del reactor de 1.5 MW de potencia

**4.2.1.2. Secuencia de eventos LOFA**

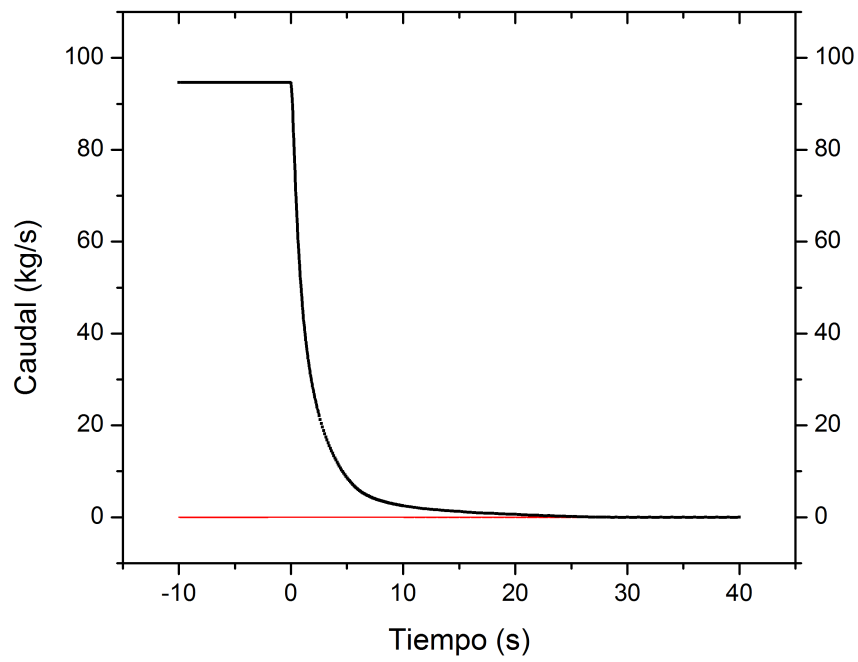
Volante de inercia

Para esta secuencia se utilizó un volante de inercia de  $1.0 \text{ kg}\cdot\text{m}^2$ . La clapeta utilizada en este transitorio se abrió con una diferencia de presión de 1kPa. No se presentaron resultados de las distintas variaciones de peso de clapeta debido a que para dicho volante de inercia no se vieron diferencias significativas en los tiempos de apertura.

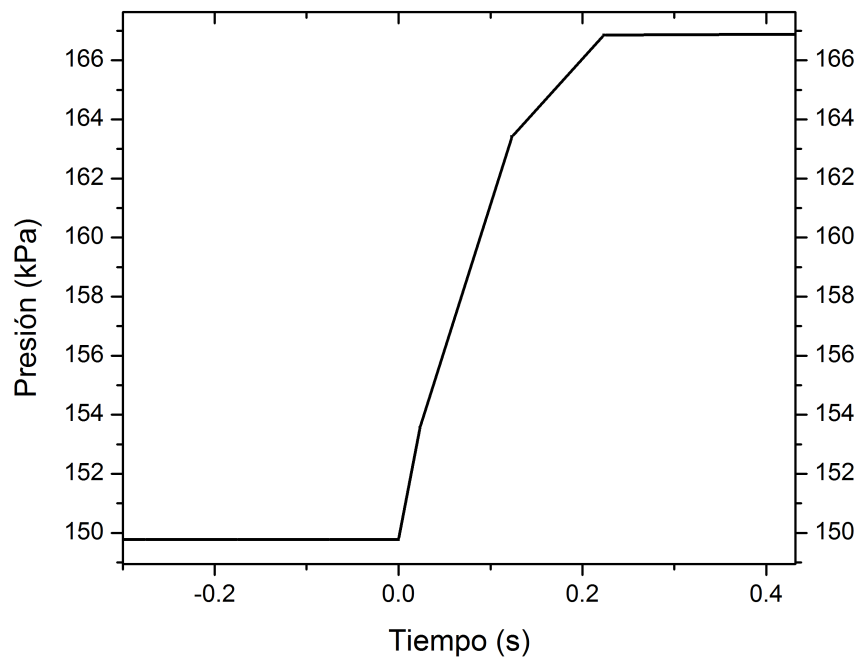
En la Tabla 4.6 se muestra la evolución del accidente con los eventos característicos de dicha secuencia.

<b>Evento</b>	<b>Tiempo(s)</b>	<b>Causa</b>	<b>Consecuencia</b>	<b>Número de Figura asociada</b>
Parada de bombas	0	Activación de trips en forma manual	Bajada súbita de caudal del primario	4.12
SCRAM	0.2	Bajo caudal en el núcleo	Bajada súbita de la potencia del reactor	Similar al visto en la Figura 4.2
Apertura de clapetas	2	Ascenso de la presión del primario por corte de bomba.	Apertura de clapetas da lugar a una convección natural en el núcleo	4.15 y 4.13
Inversión de caudal en canal caliente	7	Fuerza boyante mayor que la inercial	Ascenso de temperatura de combustible (máximo de $59 \text{ }^\circ\text{C}$ ) y mínimo $DNB_r$ .	4.15
Establecimiento de convección natural	40		Refrigeración posterior. Caudal de convección en canal caliente = $0.07 \text{ kg/s}$	4.14
<b>Figura de mérito</b>	<b>Tiempo (s)</b>	<b>Valor</b>		<b>Figura asociada</b>
Minimo $DNB_r$	7	4.85		4.15

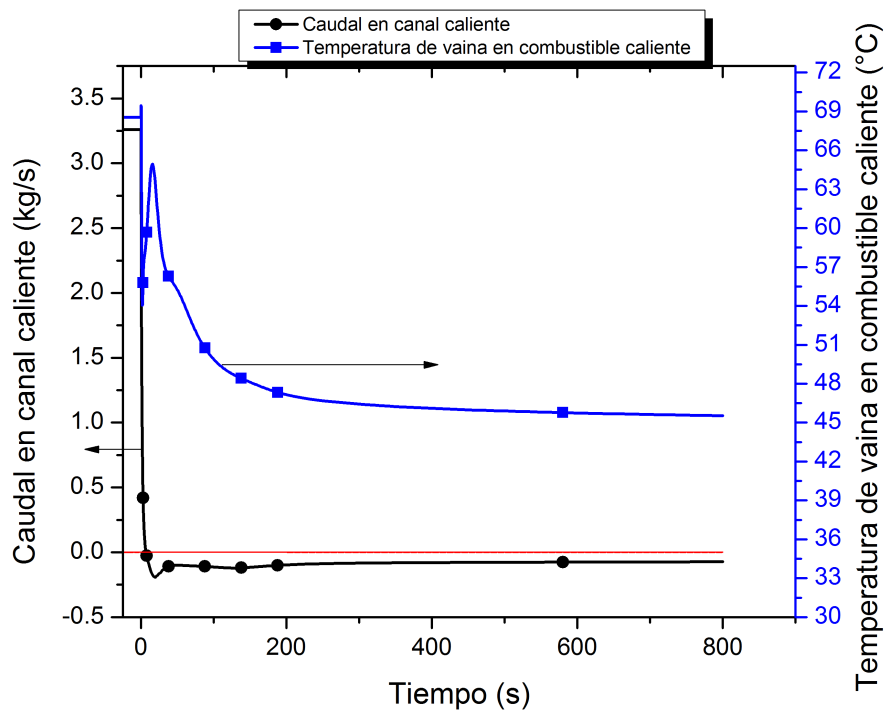
**Tabla 4.6:** Eventos relevantes en accidente LOFA en reactor de 1.5 MW con caudal descendente



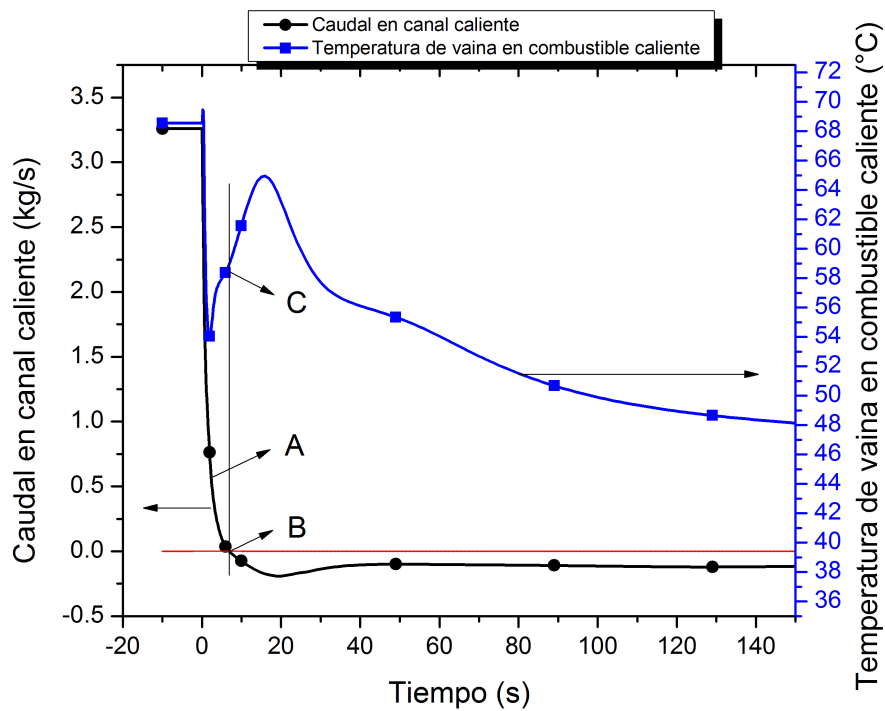
**Figura 4.12:** Coast down de bomba de primario



**Figura 4.13:** Evolución de presión del primario en volumen adyacente a la clapeta



**Figura 4.14:** Evolución a largo plazo de temperatura de vaina en combustible caliente y de caudal másico en canal caliente



**Figura 4.15:** Ampliación de la Figura 4.14.  
 A: Apertura de la clapeta.  
 B: Inversión de flujo.  
 C: Mínimo  $DNB_r$ , coincidente en tiempo con el punto B



La fenomenología del transitorio se explica a continuación. Luego de la activación de la parada de la bomba del circuito primario, la temperatura de vaina en el combustible caliente comienza a subir durante unas décimas de segundos (Figura 4.15) hasta la activación del sistema de protección del reactor y el consecuente SCRAM. A partir de allí la temperatura en la vaina comienza a descender por la disminución instantánea de potencia. La presión en el primario comienza a ascender (Figura 4.13) desde el momento en el cual el rotor de la bomba deja de girar, con lo cual la clapeta se abre a los 2 segundos (Figura 4.15). Debido al bajo valor de volante de inercia y el consecuente veloz ascenso en la presión de primario, era esperado una apertura pronta de clapeta. Luego de este evento, conjuntamente con el bajo caudal de núcleo (véase Figura 4.12), la fuerza boyante comienza a ser significativa respecto a la inercial, con lo cual a los 7 segundos se produce la inversión de caudal observada en la Figura 4.15. Dicho punto es el punto crítico del transitorio debido a que para este tiempo se produce una escalada de temperatura de vaina muy importante lo que resulta en el mínimo  $DNB_r$  de valor 4.85. A los 40 segundos desde el evento iniciante se establece un caudal de convección natural de 0.1 kg/s en el canal caliente y se llega a una temperatura de vaina estacionaria después de 300 segundos aproximadamente (Figura 4.14).

Durante este transitorio, aún teniendo un volante de inercia pequeño de  $1.0 \text{ kg}\cdot\text{m}^2$ , hay un gran margen al comienzo de la ebullición nucleada. Esto se debe a que el flujo calórico en operación normal es muy bajo, de  $16.8 \text{ W}/\text{cm}^2$ , con lo cual al momento de la inversión de flujo luego del SCRAM la potencia es aún menor.

Se concluye que para reactores de investigación de caudal descendente de potencias bajas de 1.5 MW y flujo calóricos bajos del orden de  $17 \text{ W}/\text{cm}^2$  el empleo de volantes con bajo momento de inercia y la utilización de clapetas para la convección natural es suficiente para el cumplimiento del criterio elegido.

## 4.2.2. Reactor de 10 MW de potencia

Este modelo de reactor se realizó tomando como referencia un reactor propuesto por INVAP a Sudáfrica. La altura de pileta por sobre el núcleo fue de 8.5 metros.

### 4.2.2.1. Parámetros nominales del reactor

A continuación en la Tabla 4.7 se muestran los parámetros nominales del reactor en estado estacionario.

Potencia	10 MW
N °EECC	20
Area de transferencia	26.89 $m^2$
Flujo máximo	111.5 $W/cm^2$
Flujo promedio	37.2 $W/cm^2$
Caudal másico total	352 kg/s
Caudal másico en el núcleo	299.6 kg/s
Temperatura de entrada de núcleo	39.6 °C
Temperatura de salida de núcleo	46 °C
Presión de entrada de núcleo	188 kPa
Delta p de núcleo	41 kPa
$DNB_r$ nominal	2.98
$ONB_r$ nominal	1.48

**Tabla 4.7:** Parámetros nominales del reactor de 10 MW de potencia

### 4.2.2.2. Secuencia de eventos LOFA

#### Volante de inercia

Para esta secuencia se utilizó un volante de inercia de 17.0  $kg.m^2$ . La clapeta utilizada en este transitorio se abre con una diferencia de presión de 1 kPa.

En la Tabla 4.8 se muestra la evolución del accidente con los eventos característicos de dicha secuencia.

Evento	Tiempo(s)	Causa	Consecuencia	Número de Figura asociada
Parada de bombas	0	Activación de trips en forma manual	Bajada súbita de caudal del primario	4.16
SCRAM	0.2	Bajo caudal en el núcleo	Bajada súbita de la potencia del reactor	Similar al visto en la Figura 4.2
Apertura de clapetas	22	Ascenso de la presión del primario por corte de bomba	Apertura de clapetas da lugar a una convección natural en el núcleo	4.18
Inversión de caudal en canal caliente	32.4	Fuerza boyante mayor que la inercial	Ascenso de temperatura de combustible (máximo de 111 °C) y mínimo $DNB_r$	4.18
Establecimiento de convección natural	44		Refrigeración posterior. Caudal de convección en canal caliente = 0.2 kg/s	4.17
<b>Figura de mérito</b>	<b>Tiempo (s)</b>	<b>Valor</b>		<b>Figura asociada</b>
Minimo $DNB_r$	32.4	1.304		4.19

**Tabla 4.8:** Eventos relevantes en accidente LOFA en reactor de 10 MW con caudal descendente

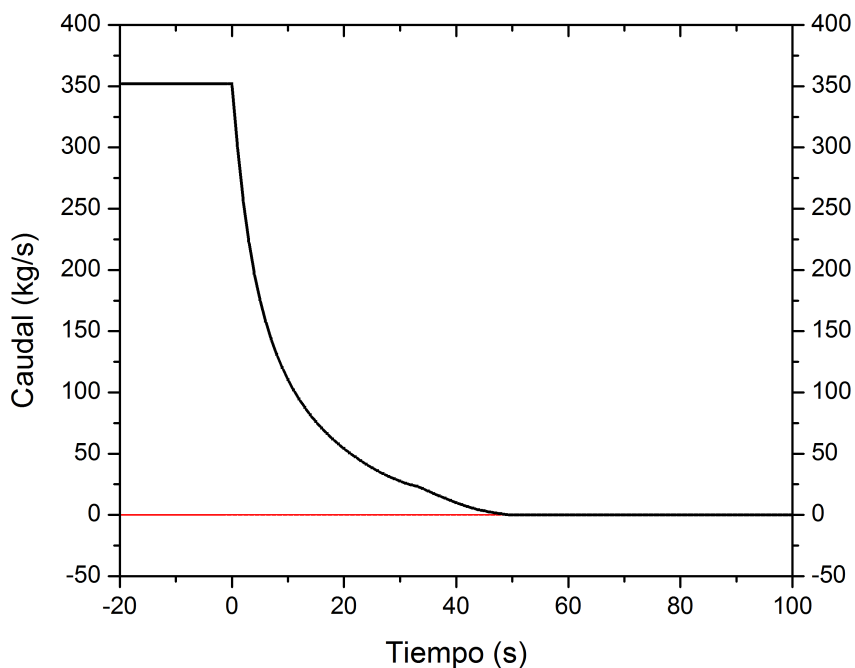


Figura 4.16: Coast down de bomba de primario

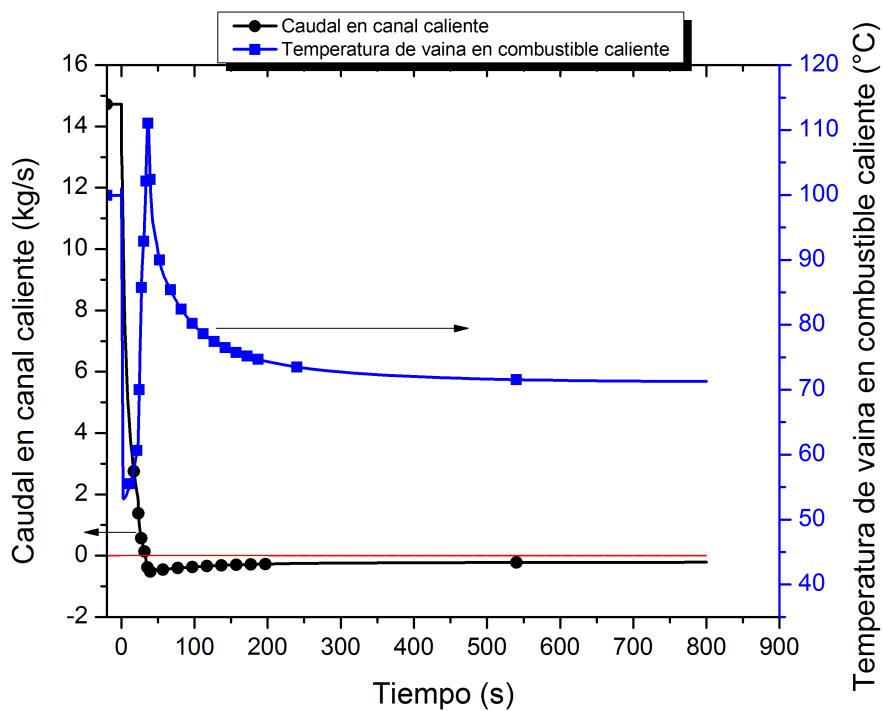
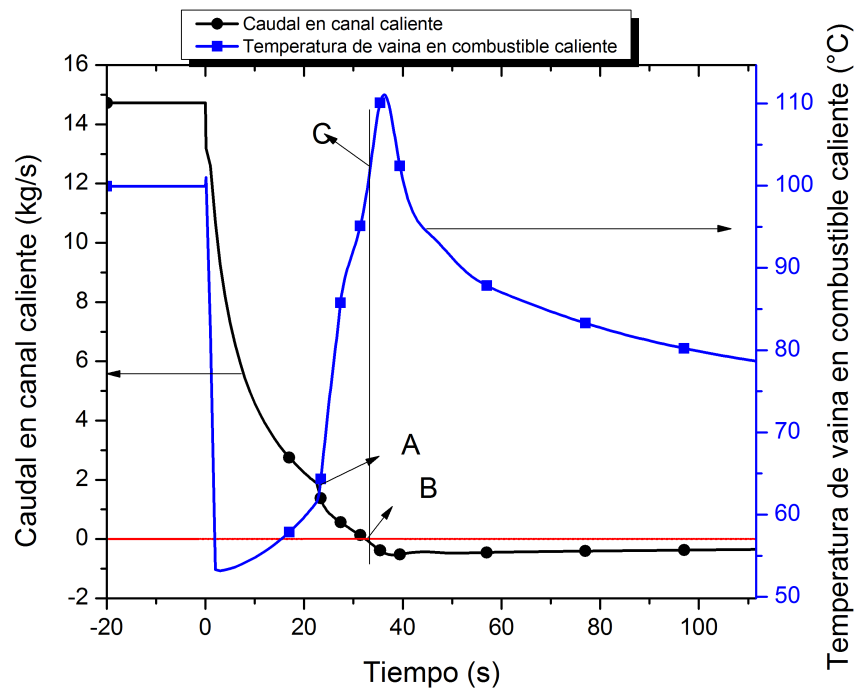


Figura 4.17: Evolución a largo plazo de temperatura de vaina en combustible caliente y de caudal másico en canal caliente

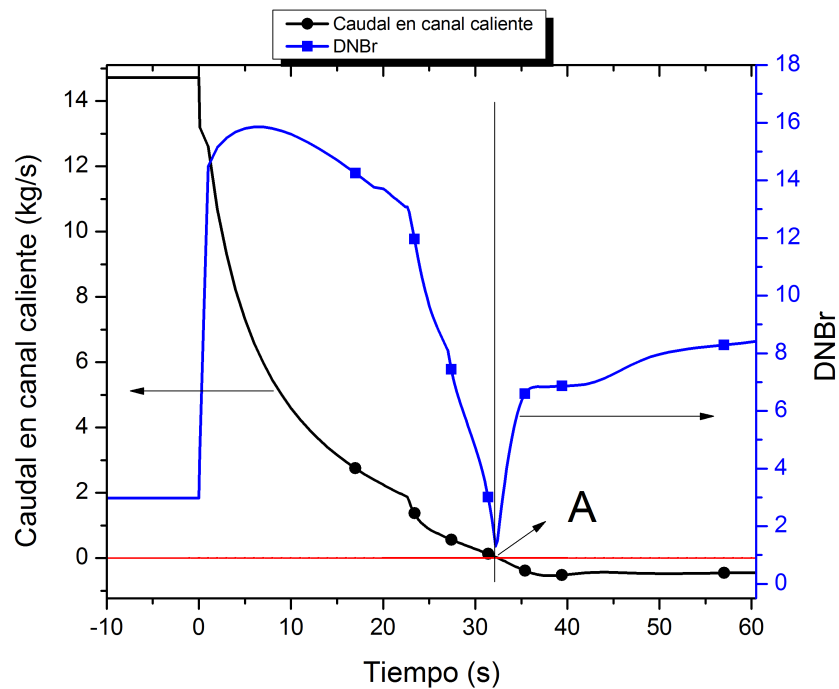


**Figura 4.18:** Ampliación de la Figura 4.17

A: Apertura de la clapeta

B: Inversión de flujo

C: Mínimo  $DNB_r$ , coincidente en tiempo con el punto B. Posteriormente se observa pico de temperatura a los 36 segundos



**Figura 4.19:** Evolución de caudal másico en el canal caliente y del margen de apartamiento a la ebullición nucleada

A: Coincidencia del mínimo  $DNB_r$  con el caudal másico en el canal caliente igual a cero

La secuencia de eventos se puede describir de manera similar a como ya se ha mencionado anteriormente en la Sección 4.2.1.2. Para el reactor de 10 MW de potencia de caudal descendente se concluye que el volante de inercia mínimo necesario para cumplir con el criterio de apartamiento de ebullición nucleada es de  $17 \text{ kg}\cdot\text{m}^2$ , mayor que en los casos previos debido a la presencia de un mayor flujo calórico,  $111.5 \text{ W}/\text{cm}^2$ . Se necesita de un volante cuyo tiempo de coast down ronde en los 50 segundos para un peso de clapetas tal que las mismas se abran con una diferencia de presión de 1 kPa.

### 4.2.3. Reactor de 22 MW de potencia

En esta Sección se tomó como referencia al reactor descrito en la Sección 4.1.1. Se pretendió realizar una comparación entre dos reactores con los mismo parámetros nominales. No obstante se buscó cambiar el sentido de circulación del refrigerante por el núcleo de ascendente a descendente mediante la utilización de la nodalización descrita en 3.2.1.2.

#### 4.2.3.1. Parámetros nominales del reactor

A continuación en la Tabla 4.9 se muestran los parámetros nominales del reactor en estado estacionario.

Potencia	22 MW
N °EECC	29
Area de transferencia	$56.4 \text{ m}^2$
Flujo máximo	$117.65 \text{ W}/\text{cm}^2$
Flujo promedio	$39 \text{ W}/\text{cm}^2$
Caudal másico total	644.9 kg/s
Caudal másico en el núcleo	549 kg/s
Temperatura de entrada de núcleo	36 °C
Temperatura de salida de núcleo	44 °C
Presión de entrada de núcleo	216.5 kPa
Presión de salida de núcleo	164 kPa
Delta p de núcleo	61.4 kPa
$DNB_r$ nominal	3.32
$ONB_r$ nominal	1.63

**Tabla 4.9:** Parámetros nominales del reactor de 22 MW con caudal descendente

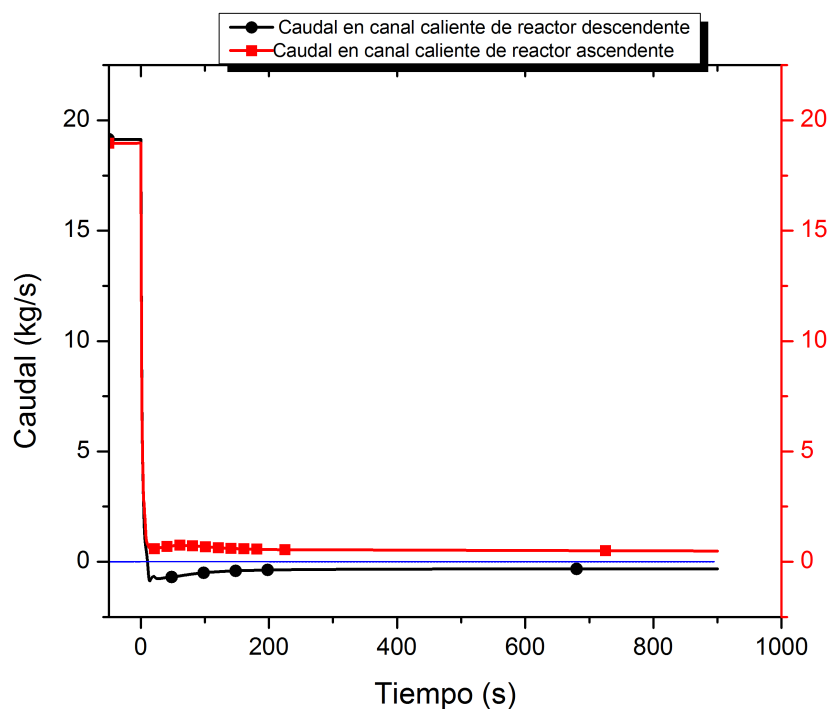
Como se ve en la Tabla 4.9 los parámetros de potencia, flujo calórico, temperatura de entrada y salida de núcleo y caudal másico en el núcleo son idénticos al presentado en la Tabla 4.1. La diferencia visible entre ambos es la diferencia de presión de núcleo. Las

velocidades del refrigerante en los canales fue idéntica, como así también la pérdida de carga en los canales combustibles. La diferencia radicó en las pérdidas de carga localizadas utilizadas. Para el caso de los reactores con caudal ascendente las fijaciones mecánicas necesarias de los combustibles representan aproximadamente el 50 % de la pérdida de carga total. Esto deriva en que la pérdida de carga en ambos reactores sea diferente.

#### 4.2.3.2. Secuencia de eventos LOFA

Para realizar la comparación pertinente se modeló un volante de inercia tal que la evolución en el canal caliente del caudal másico en el reactor de la Sección 4.1.1 coincidiera con el reactor modelado de caudal descendente. La evolución de ambos caudales en sus respectivos canales calientes se muestra en la Figura 4.20.

El momento de inercia utilizado fue de  $3.0 \text{ kg}\cdot\text{m}^2$  y las clapetas se abrieron con una diferencia de presión de 1 kPa (idéntico al reactor de 22 MW con caudal ascendente). Si bien los volantes de inercia utilizados fueron distintos, el caudal de coast down fue el mismo.



**Figura 4.20:** Evolución de caudal en núcleo caliente del reactor de 22 MW con caudal descendente y del reactor de 22 MW con caudal ascendente

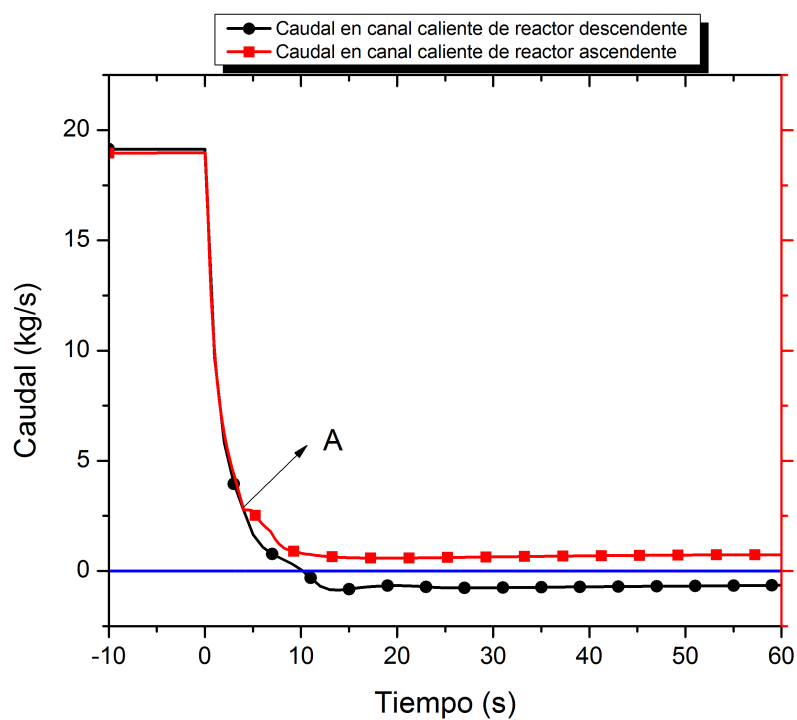


Figura 4.21: Ampliación de la Figura 4.20  
A: Aperturas de clapetas

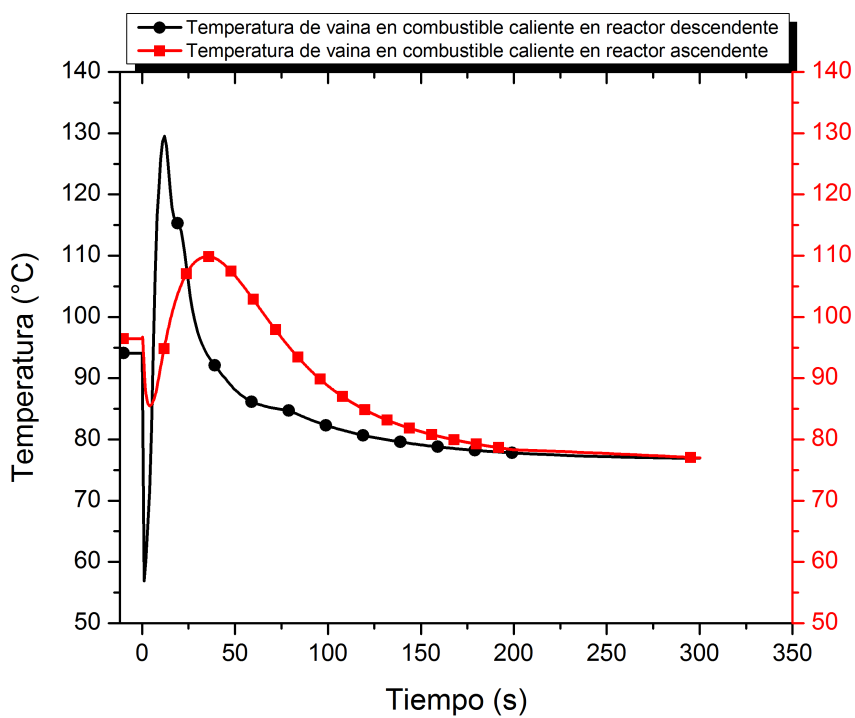


Figura 4.22: Temperatura de vaina en combustible caliente para los reactores de 22 MW de caudal ascendente y descendente



En la Figura 4.21 se puede observar en detalle la coincidencia en los caudales máxicos en los respectivos canales calientes y la apertura de ambas clapetas. Se observa que en el caso del reactor de caudal ascendente, el mismo permanece con el mismo signo que en operación nominal mientras que en el reactor de caudal descendente ocurre una inversión de flujo. La evolución de las temperaturas de vaina para ambos reactores se muestra en la Figura 4.22.

En la Tabla 4.10 se detallan las principales diferencias entre ambos transitorios.

	Caudal descendente	Caudal ascendente
Temperatura máxima de vaina	129 °C	110 °C
Mínimo $DNB_r$	1.21	5.9

**Tabla 4.10:** Comparación de parámetros críticos durante el transitorio entre los reactores de 22 MW con caudal descendente y ascendente

La Tabla anterior muestra cómo se ha superado el criterio de apartamiento de ebullición nucleada en el caso del reactor de 22 MW con caudal descendente. En ambos casos se conservaron idénticos los parámetros nominales de operación y durante el transitorio se impusieron valores iguales de caudal durante el coast down de la bomba. A pesar de ello se ve una diferencia en cuanto a la seguridad inherente del reactor a favor de los reactores con caudal ascendente, ya que los mismos no presentan una inversión de caudal previo al paso a la convección natural luego de un evento LOFA. Es por ello que se concluye que, utilizando el criterio de apartamiento de ebullición nucleada luego de un evento iniciante LOFA los reactores con caudal ascendente permiten alcanzar mayores potencias o flujos calóricos.

#### 4.2.4. Reactor de 25 MW de potencia

Posterior a los reactores descritos en las Secciones 4.2.1 y 4.2.2 se propuso continuar con el aumento de potencia para conseguir resultados sobre sistemas estándares de refrigeración de emergencia en tres rangos distintos.

##### Análisis preliminar del límite de potencia

Se comenzó con el diseño de un reactor de 30 MW con 30 elementos combustibles con caudal descendente al igual que los antecesores. Sin embargo, para la adecuada refrigeración del núcleo del mismo, es decir el cumplimiento del criterio de  $ONB_r$  en operación normal y una adecuada diferencia de temperatura de refrigerante entre la entrada y la salida de núcleo, se tuvo que establecer un caudal tal que la caída de presión en el núcleo llevaba al refrigerante a condiciones subatmosféricas a la salida del mismo. Se busca evitar esto debido a que se llegaría a un valor menor al NPSH ó

ANPA en la bomba, y en consecuencia aparecería vapor de agua en el circuito primario. Consecuentemente la solución era el aumento en el número de elementos combustibles para disminuir la caída de presión mediante la reducción de la velocidad del refrigerante. No obstante esto requirió de 40 elementos combustibles, con lo cual la densidad de potencia disminuiría significativamente afectando así la posible utilización para la irradiación de placas para la producción de molibdeno. Se concluyó que con una potencia de 30 MW se llegó a un límite para reactores de investigación tipo pileta abierta con caudal descendente y con elementos combustibles tipo MTR como los del RA-6 desde el punto de vista de las condiciones en operación normal.

#### Elección de modelo del reactor más exigido

Se utilizó la correlación de *Mishimi-Ishii* descrita en la Sección 3.2.3.2 y se calculó el  $q''_{CCFL}$ . El mismo fue de aproximadamente  $7.5 \text{ W/cm}^2$ .

Utilizando dicho límite y el descrito en la Sección "Criterio límite impuesto sobre el máximo tiempo de coast down" en el principio del Capítulo presente, se estimó un flujo calórico máximo nominal en la mitad axial del combustible caliente tal que a los 100 segundos luego del evento iniciante LOFA y del consecuente SCRAM, el valor del mismo fuese igual o menor que el calculado previamente ( $7.5 \text{ W/cm}^2$ ). La estimación de los 100 segundos se debió a que el  $q''_{CCFL}$  es el flujo crítico de calor al momento de la inversión y este fenómeno ocurre segundos previos al coast down total de la bomba, cuando el caudal másico impulsado por la misma es pequeño. Habiendo obtenido dicho valor de flujo calórico igual a  $210 \text{ W/cm}^2$  se llegó a una relación entre potencia total del reactor y número de elementos combustibles incluyendo en el cálculo el factor de pico. El resultado de dicho cociente fue de 1MW por elemento combustible aproximadamente.

En resumen, para la elección del reactor a modelar se tomó en cuenta la presencia de un flujo calórico máximo cercano a los  $210 \text{ W/cm}^2$  para cumplir con el criterio de tiempo máximo de coast down. A su vez se buscó un núcleo lo más compacto posible para obtener la mayor densidad de potencia cumpliendo con el margen de  $ONB_r$  en operación normal y la presión de refrigerante a la salida del núcleo mayor a la atmosférica. Como se verá a continuación en la secuencia de eventos LOFA el hecho de que el reactor esté muy exigido termohidráulicamente se efectuó a expensas de tener una clapeta con un peso menor (necesitando así un volante de inercia más chico) y un set point del 95 % del caudal nominal para la demanda de SCRAM.

En conclusión se diseñó un reactor de 25 MW con 27 elementos combustibles cuyos parámetros nominales se muestran a continuación.

#### 4.2.4.1. Parámetros nominales del reactor

Para este reactor de 25 MW el nivel de agua por sobre el núcleo fue de 11.5 metros. A continuación en la Tabla 4.11 se muestran los parámetros nominales del reactor en estado estacionario.

Potencia	25 MW
N °EECC	27
Area de transferencia	37.2 m <sup>2</sup>
Flujo máximo	207.5 W/cm <sup>2</sup>
Flujo promedio	67.2 W/cm <sup>2</sup>
Caudal másico total	781.8 kg/s
Caudal másico en el núcleo	665.3 kg/s
Temperatura de entrada de núcleo	41 °C
Temperatura de salida de núcleo	49 °C
Presión de entrada de núcleo	215 kPa
Delta p de núcleo	105 kPa
$DNB_r$ nominal	2.14
$ONB_r$ nominal	1.25

**Tabla 4.11:** Parámetros nominales del reactor de 25 MW de potencia

#### 4.2.4.2. Secuencia de eventos LOFA

##### Volante de inercia mínimo

Para esta secuencia se utilizó un volante de inercia de 56.0 kg.m<sup>2</sup>. La clapeta utilizada en este transitorio se abre con una diferencia de presión de 0.1 kPa. A diferencia de los transitorios presentados anteriormente, el SCRAM se activó a caudales menores del 95 % del nominal y no del 90 %, ya que debido al volante de inercia grande el reactor presentaba un importante retardo en la activación del sistema de protección con el consecuente aumento de la temperatura de vaina.

En la Tabla 4.12 se muestra la evolución del accidente con los eventos característicos de dicha secuencia.

**Análisis paramétrico de sistemas de seguridad estándares para refrigeración en reactores de investigación ante eventos tipo LOFA**

<b>Evento</b>	<b>Tiempo(s)</b>	<b>Causa</b>	<b>Consecuencia</b>	<b>Número de Figura asociada</b>
Parada de bombas	0	Activación de trips en forma manual	Bajada súbita de caudal del primario	4.23
SCRAM	0.8	Bajo caudal en el núcleo	Bajada súbita de la potencia del reactor	Similar al visto en la Figura 4.2
Apertura de clapetas	92	Ascenso de la presión del primario por corte de bomba	Apertura de clapetas da lugar a una convección natural en el núcleo	4.25 y 4.26
Inversión de caudal en canal caliente	100	Fuerza boyante mayor que la inercial	Ascenso de temperatura de combustible (máximo de 117 °C) y mínimo $DNB_r$	4.25
Establecimiento de convección natural	300		Refrigeración posterior. Caudal de convección en canal caliente = 0.4 kg/s	4.24
<b>Figura de mérito</b>	<b>Tiempo (s)</b>	<b>Valor</b>		<b>Figura asociada</b>
Minimo $DNB_r$	100	1.33		4.27

**Tabla 4.12:** Eventos relevantes en accidente LOFA en reactor de 25 MW con caudal descendente

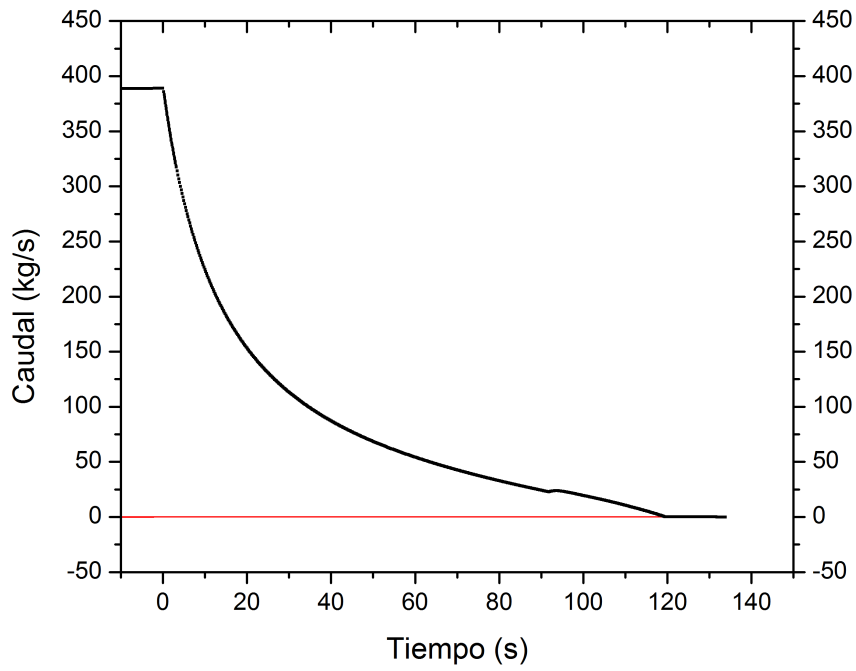


Figura 4.23: Coast down de las bombas del primario

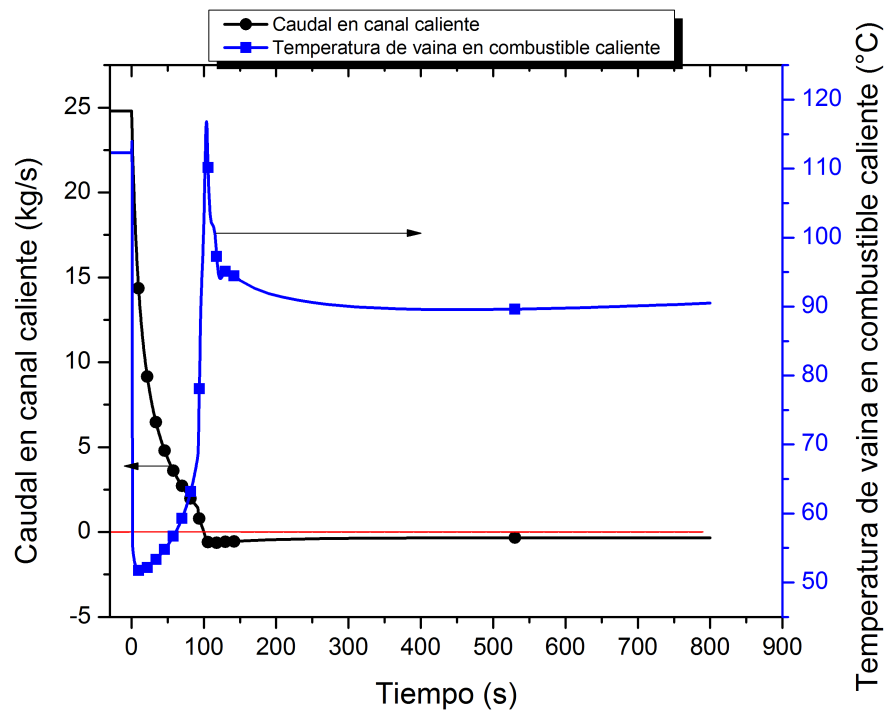
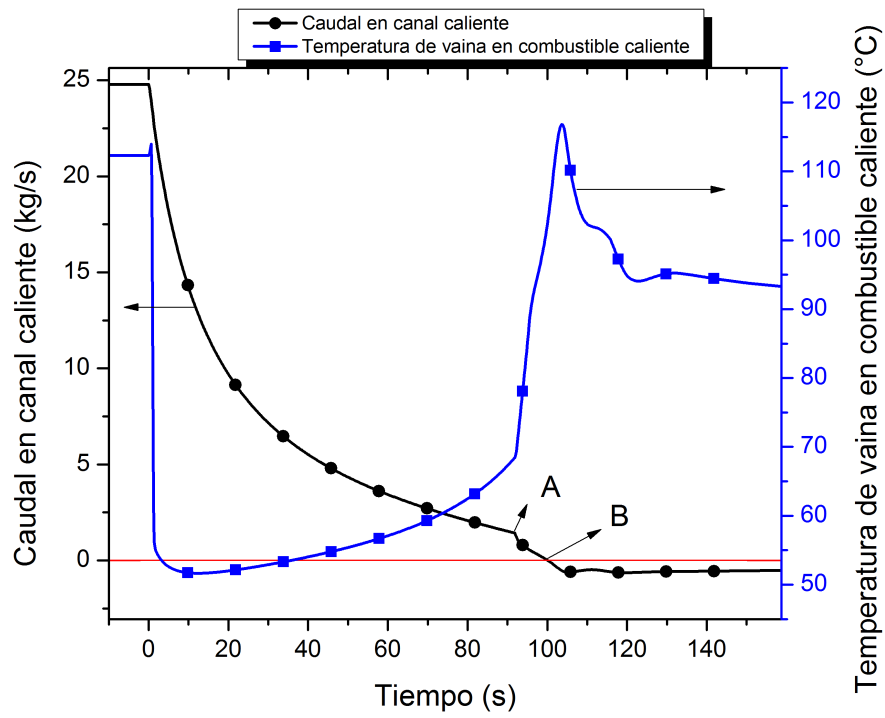
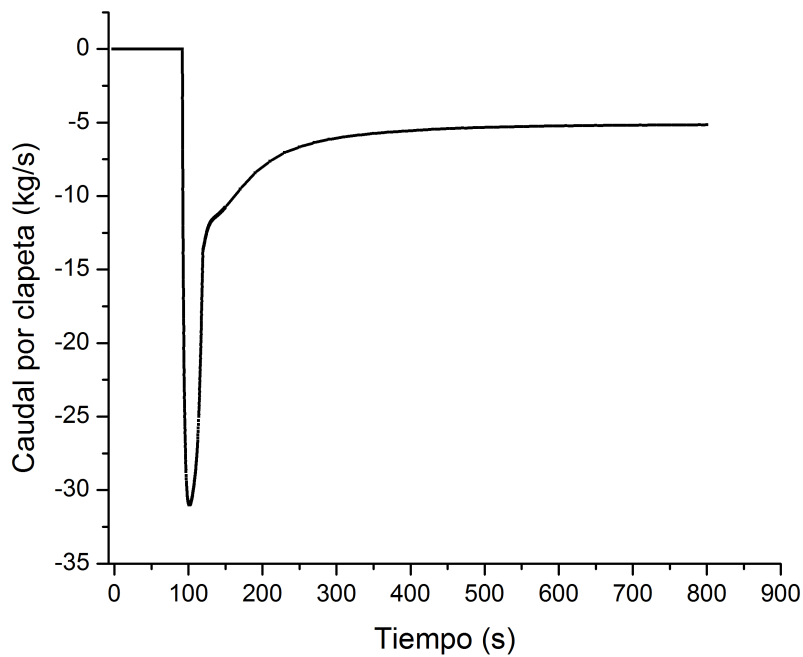


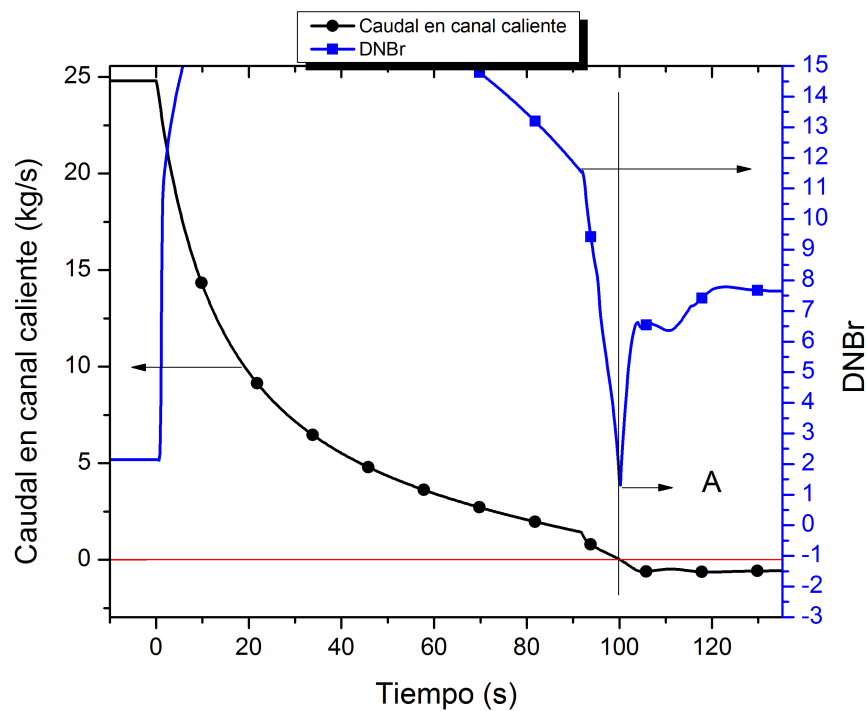
Figura 4.24: Evolución a largo plazo de temperatura de vaina en combustible caliente y de caudal másico en canal caliente



**Figura 4.25:** Ampliación de la Figura 4.24  
A: Apertura de la clapeta  
B: Inversión de caudal. Posteriormente se observa pico de temperatura a los 104 segundos



**Figura 4.26:** Caudal másico por la clapeta



**Figura 4.27:** Evolución de caudal másico en el canal caliente y del margen de apartamiento a la ebullición nucleada

A: Coincidencia del mínimo  $DNB_r$  con el caudal másico en el canal caliente igual a cero

La secuencia de eventos se puede describir de manera similar a como ya se ha mencionado anteriormente en la Sección 4.2.1.2.

Para el reactor de 25 MW de potencia de caudal descendente se concluye que el volante de inercia mínimo necesario para cumplir con el criterio de apartamiento de ebullición nucleada es de  $56 \text{ kg}\cdot\text{m}^2$ , mayor que en los casos previos debido a la presencia de un mayor flujo calórico. Para de un volante cuyo tiempo de coast down ronde en los 120 segundos se necesita un peso de clapetas tal que las mismas se abran con una diferencia de presión de 0.1 kPa.

Dicho tiempo de coast down mínimo necesario de 120 segundos derivó en un tiempo de apertura de clapetas de 92 segundos, el cual a pesar de cumplir el "Criterio límite impuesto sobre el tiempo de coast down máximo", se encuentra muy cercano al alcance de éste.

Consecuentemente a partir de este punto se propuso el empleo de sistemas alternativos de refrigeración de emergencia para reactores de alta potencia. Se tomó al reactor de 25 MW de la Sección 4.2.4 como reactor modelo al cual se le adicionaron dichos sistemas descritos previamente en la Sección 2.4. El análisis será descrito en el Capítulo 5.

Análisis de variación de tiempo de apertura de clapeta

Se modeló una clapeta que abre ante una diferencia de presión de 1 kPa, igual a la utilizada en los casos anteriores.

Luego se procedió a calcular el volante de inercia mínimo para dicha clapeta. El resultado fue un volante de inercia de  $69 \text{ kg}\cdot\text{m}^2$ , mayor al calculado en la Sección anterior. Esto se debe a que si no se hubiese variado el volante de inercia, la clapeta de 1.0 kPa se hubiera abierto a tiempos inferiores (75 segundos) y por lo tanto la inversión de caudal hubiese aparecido a los 87 segundos. Esto conlleva a que el flujo de calor al momento de la inversión hubiese sido mayor en el caso de la clapeta de 1.0 kPa resultado en un  $DNB_r$  de 1.21. Es por ello que se necesitó de un volante de inercia más grande para obtener una inversión de caudal al mismo tiempo que en la Sección anterior.

Por lo tanto se concluye que lo óptimo es la utilización de clapetas livianas para minimizar la inercia del volante necesario para eventos iniciantes tipo LOFA en reactores con caudal descendente.

### 4.3. Resumen

En la Tabla 4.13 se agrupan los resultados obtenidos en el Capítulo 4.

Caudal	Descendente			Ascendente
Potencia (MW)	1.5	10	25	48
Flujo calórico máximo ( $\text{W}/\text{cm}^2$ )	16.8	111.5	207.5	510
Volante de inercia ( $\text{kg}\cdot\text{m}^2$ )	1	17	56	35
Tiempo de apertura de clapetas (s)	7	22	92	80
$DNB_r$ mínimo	4.85	1.305	1.33	1.8

**Tabla 4.13:** Resumen de resultados obtenidos para los 6 reactores modelados en el Capítulo 4

Tomando en cuenta los tiempos de apertura de clapetas, los flujos calóricos máximos límites resultan ser  $210 \text{ W}/\text{cm}^2$  y  $510 \text{ W}/\text{cm}^2$  para los reactores con caudal descendente y ascendente, respectivamente.



## Capítulo 5

# Análisis paramétrico de sistemas de seguridad alternativos para refrigeración en reactores de investigación ante eventos tipo LOFA

*“Una vez que aceptamos nuestros límites, los superamos”*

— Albert Einstein

En este capítulo se muestran los resultados del análisis paramétrico de sistemas de refrigeración alternativos (véase Sección 2.4) en reactores de investigación de tipo pileta abierta con caudal descendente ante un evento iniciante LOFA y con éxito en la activación del sistema de extinción del reactor. Para dicho fin se utilizó el código de planta RELAP.

En cada una de las subsecciones se procedió a suspender el suministro eléctrico del sistema primario y de esta manera modelar el evento iniciante de pérdida de caudal. Para cada secuencia accidental se realizó un análisis paramétrico tomando como límite el criterio de  $DNB_r$ .

## 5.1. Sistemas alternativos de refrigeración

En el Capítulo 4 se pueden ver las conclusiones del uso de sistemas estándares de refrigeración para distintos reactores con diferentes potencias y el límite para este tipo de sistemas. En este Capítulo se implementaron sistemas alternativos de refrigeración, en particular el uso de un tanque auxiliar y de bombas auxiliares, ambos descritos en la Sección 2.4.

### 5.1.1. Tanque auxiliar

Se propuso la adición de un tanque auxiliar (véase Sección 2.4) al reactor de 25 MW descrito en la Sección 4.2.4. La altura del tanque se impuso de manera tal que en condiciones de bomba apagada el nivel del tanque auxiliar y el nivel de agua en la pileta del reactor fueran iguales. Esta altura fue de 12.9 metros. Cabe destacar que se mantuvo el uso de volante de inercia durante las simulaciones con tanque auxiliar ya que como se verá en Secciones posteriores es necesaria su implementación. Los parámetros nominales en operación del reactor modelado se mantuvieron en los mismos valores que los presentados en la Tabla 4.11. La nodalización utilizada en esta subsección se encuentra detallada en la Sección 3.2.1.2, "Tanque auxiliar".

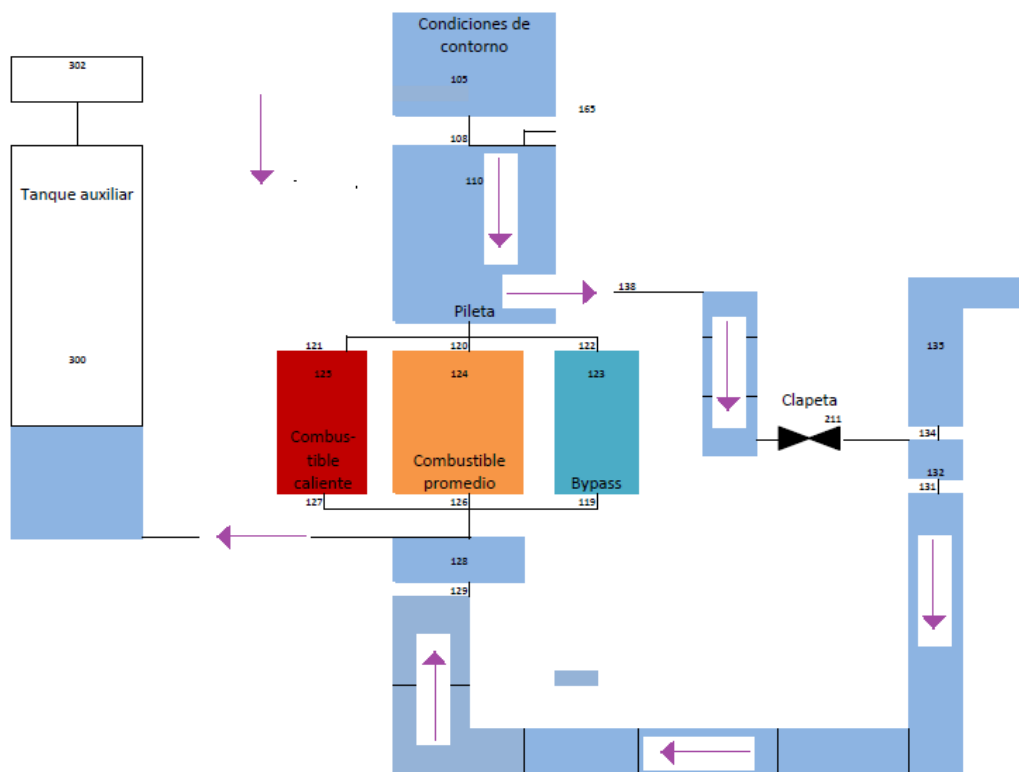
#### 5.1.1.1. Secuencia accidental LOFA

Se modeló un transitorio LOFA utilizando un área de tanque auxiliar de  $2.5 m^2$  y se mantuvo el valor del volante de inercia del reactor original de 25 MW de  $56 kg.m^2$ .

Después de la parada de las bombas y el apagado del reactor, el caudal en el circuito primario está gobernado por el volante de inercia. Simultáneamente, comienza a llenarse el tanque auxiliar. Esto resulta en que el caudal que circula por el núcleo se debe al caudal debido al volante de inercia y al caudal por la diferencia de las columnas de agua entre la pileta del reactor y el tanque auxiliar.

A un tiempo cercano al tiempo total de coast down de la bomba el caudal en el núcleo es casi en su totalidad debido a la diferencia de presión entre la pileta y el tanque auxiliar. Esto resulta en un caudal a través del núcleo en dirección descendente y decreciente.

En una primera simulación se observó que cuando se abría la clapeta de convección natural, el caudal en el núcleo se interrumpía y se establecía un circuito entre la pileta y la cañería del sistema primario hacia el tanque auxiliar, a través de la clapeta, como se observa en la Figura 5.1.



**Figura 5.1:** Circulación del refrigerante ante apertura de clapeta. Se observa el *bypass* del núcleo

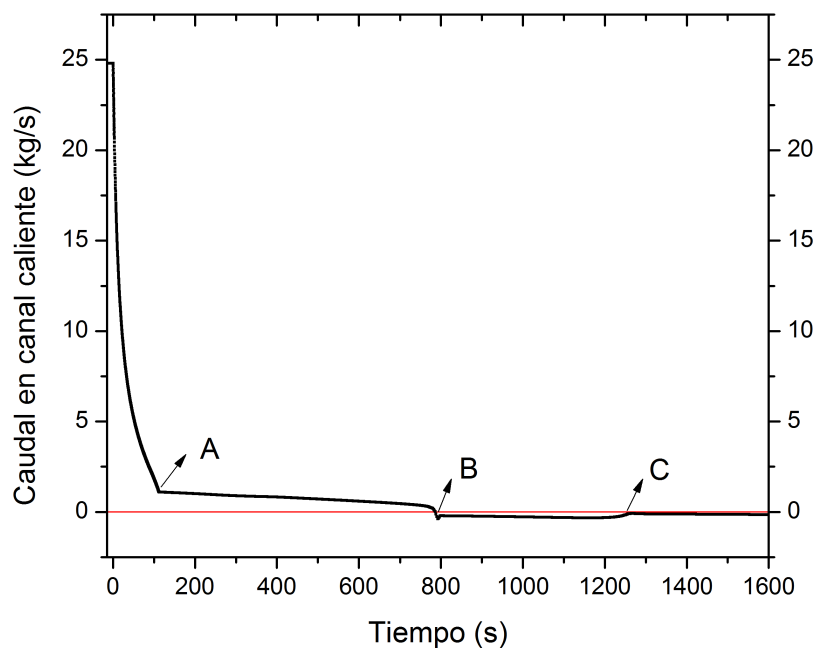
También se observó en simulaciones posteriores que si la clapeta no se abría, el caudal a través del núcleo hacia el tanque auxiliar se mantenía, prolongando el momento de inversión de caudal.

Otro detalle a considerar fue la pérdida de carga impuesta a la entrada del tanque auxiliar a fin de regular la velocidad de llenado del mismo y mantener el caudal descendente a través del núcleo durante tiempos largos.

En la Tabla 5.1 se muestra la evolución del transitorio, considerando la no apertura de las clapetas, con los eventos característicos de dicha secuencia.

Evento	Tiempo(s)	Causa	Consecuencia	Número de Figura asociada
Pérdida de bombas	0	Pérdida de suministro eléctrico	Bajada súbita de caudal del primario	4.23
SCRAM	0.8	Bajo caudal en el núcleo	Bajada súbita de la potencia del reactor	Similar al visto en la Figura 4.2
Caudal de llenado de tanque mayor que el caudal impulsado por la bomba	112	Coast down de bomba	Caudal de núcleo idéntico a caudal de llenado del tanque	5.2
Inversión de caudal en canal caliente	786	Fuerza boyante mayor que la inercial	Inversión de flujo por convección natural entre canal caliente y bypass. Mínimo $DNB_r$ (2.18) y pico de temperatura (109 °C)	5.2, 5.4 y 5.3
Inversión de caudal en núcleo promedio	1254	Fuerza boyante mayor que la inercial	Inversión de flujo por convección natural entre núcleo promedio y bypass. Mínimo $DNB_r$ y pico de temperatura (118.5 °C)	5.5
Llenado completo de tanque	1620	Equiparación de presiones hidrostáticas entre la pileta del reactor y el tanque auxiliar	Corte de caudal descendente a través del núcleo	5.6
Establecimiento de convección natural entre núcleo y bypass	1620		Refrigeración posterior	5.6
<b>Figura de mérito</b>	<b>Tiempo (s)</b>	<b>Valor</b>		<b>Figura asociada</b>
Mínimo $DNB_r$	786	2.18		5.4

**Tabla 5.1:** Eventos relevantes en la secuencia de LOFA en un reactor de 25 MW con caudal descendente utilizando un tanque auxiliar de  $2.5 m^2$

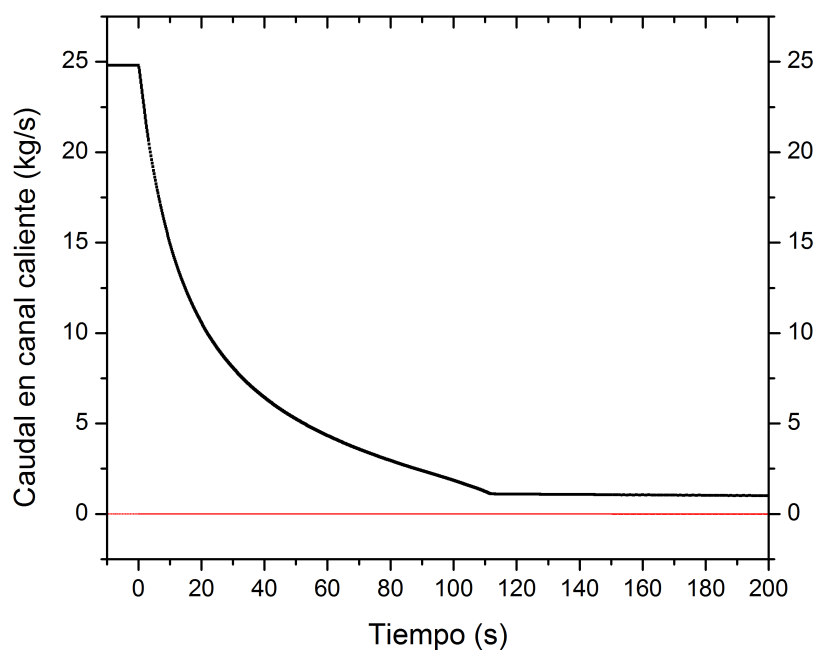


**Figura 5.2:** Caudal másico en el canal caliente luego del evento iniciante sin clapetas de convección natural

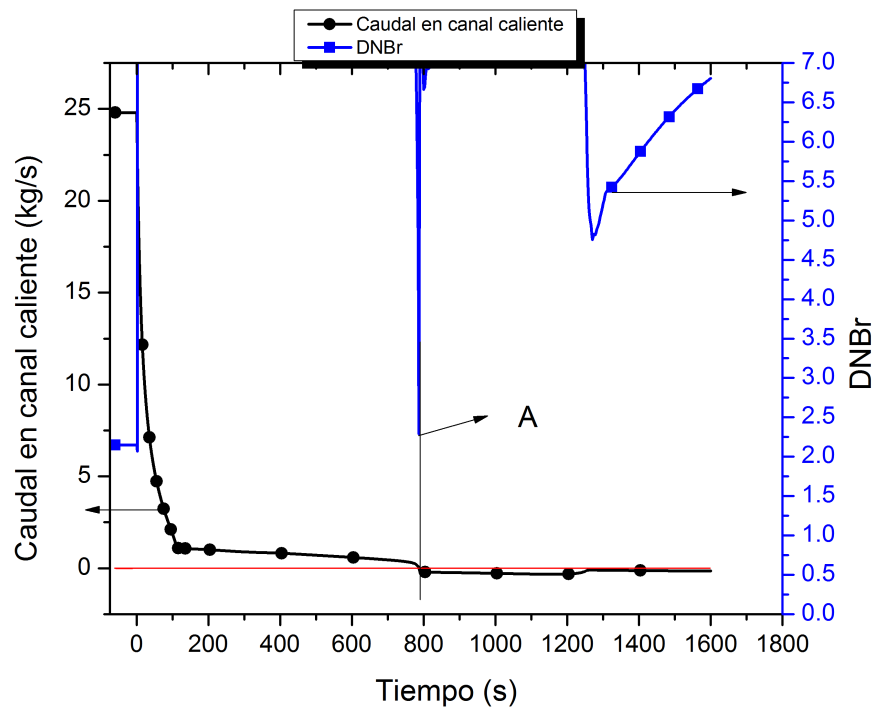
A: Caudal de coast down en las bombas comienza a ser despreciable

B: Inversión de caudal en el canal caliente-convección interna

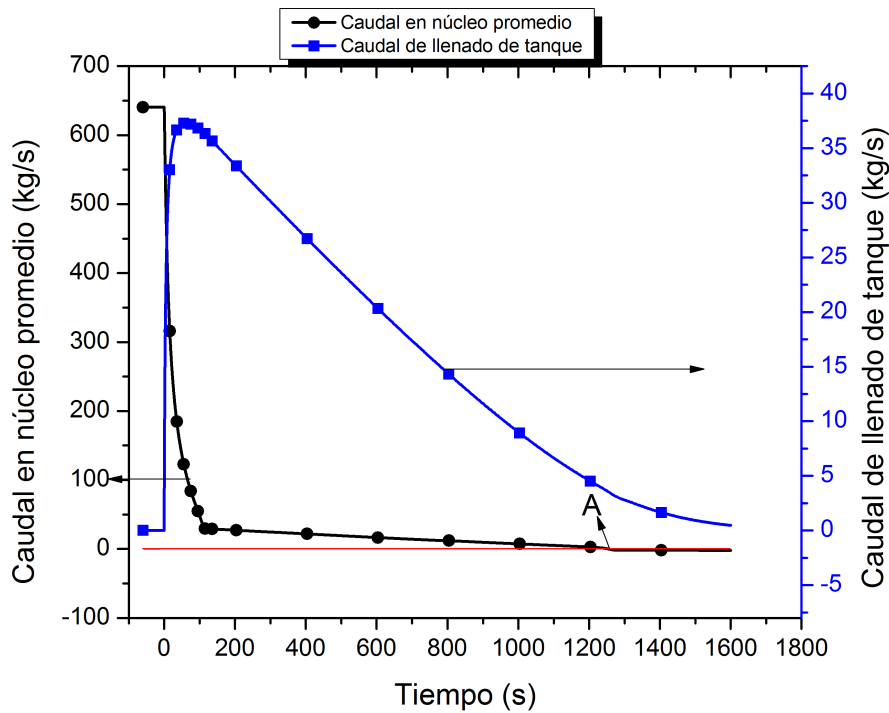
C: Inversión en el núcleo promedio con caudal de convección interna = 0.1 kg/s



**Figura 5.3:** Coast down en el canal caliente luego del evento iniciante



**Figura 5.4:** Caudal másico en el canal caliente luego de evento iniciante y evolución del  $DNB_r$ . A: Coincidencia del mínimo apartamiento de la ebullición nucleada con la inversión de caudal en el canal caliente



**Figura 5.5:** Caudal másico en el núcleo promedio luego de evento iniciante y evolución del caudal de llenado del tanque  
A: Inversión de caudal en el núcleo promedio y la convección interna = 1.6 kg/s

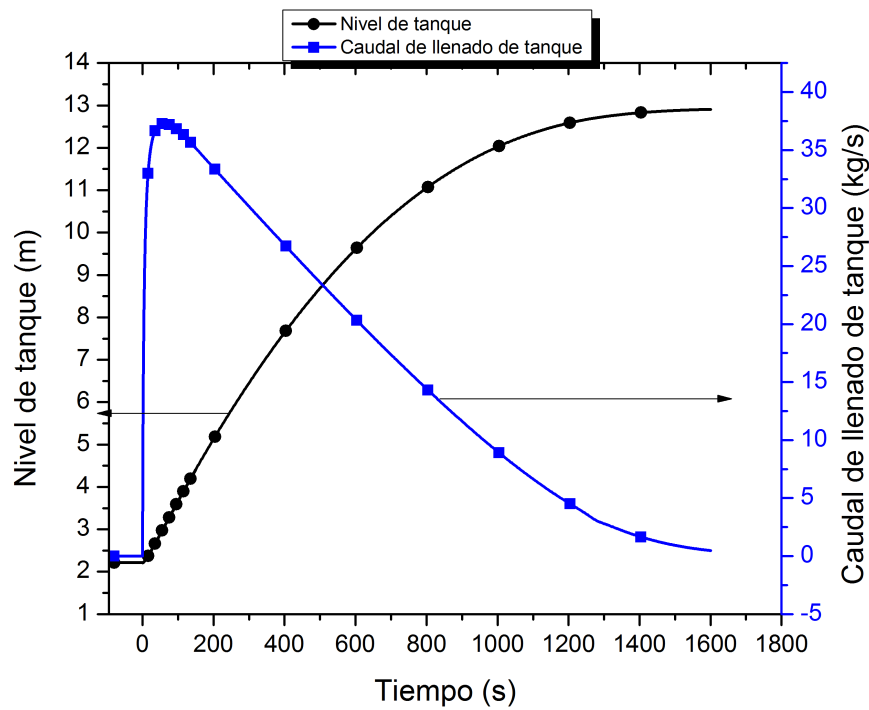


Figura 5.6: Caudal de llenado del tanque y evolución del nivel de agua en el tanque

A continuación, en la Figura 5.7 se muestra la evolución de la temperatura de vaina en el combustible caliente.

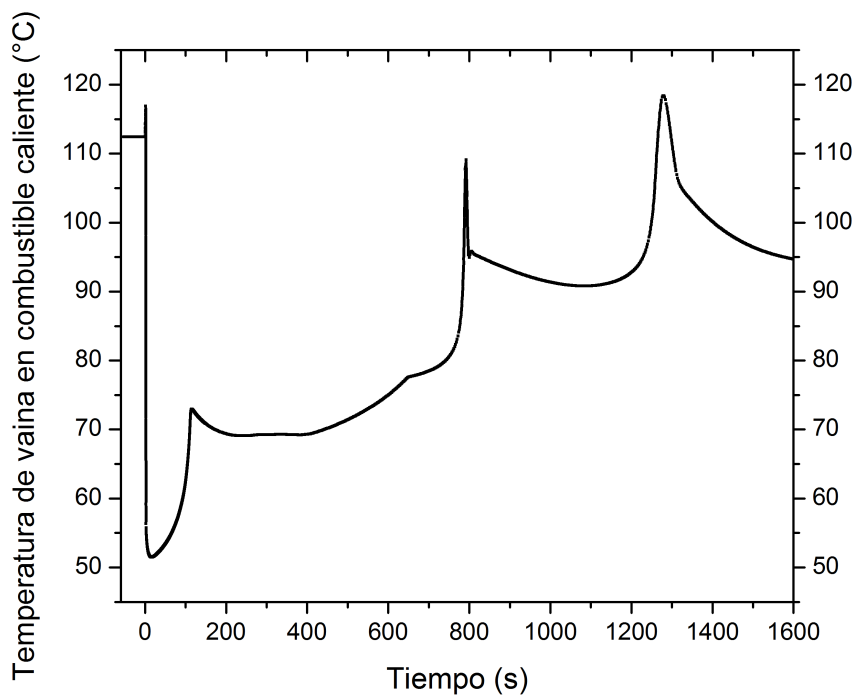


Figura 5.7: Temperatura de vaina en el combustible caliente

Durante este transitorio se mostró e informó acerca de la convección natural entre el canal caliente, el núcleo promedio y el bypass. Sin embargo no se tomaron en cuenta los valores de  $DNB_r$  posteriores a la primer inversión en el canal caliente. Esto se debió a que con el modelo empleado, no se puede representar de manera correcta la convección natural entre canales del núcleo a pesar de que la existencia de este evento es compatible físicamente con lo que ocurre la realidad.

Se concluyó que la inclusión de un tanque auxiliar al reactor de 25 MW retrasó el tiempo de inversión de caudal hasta los 780 segundos aproximadamente, 680 segundos más que mediante el uso de el volante de inercia únicamente. También se concluyó que este modelo no asegura la refrigeración a tiempos largos debido a que no se contó con un circuito de convección natural por lo explicado al principio de la Sección.

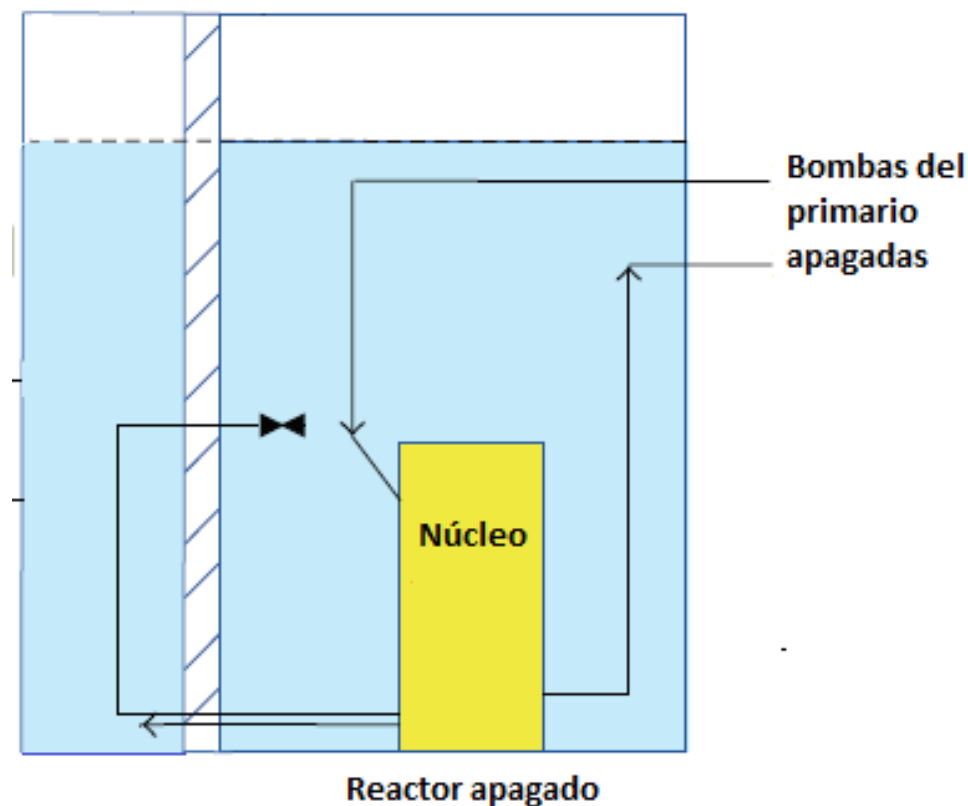
Para garantizar la remoción de calor del núcleo en convección natural se propuso un nuevo circuito de convección natural.

#### **5.1.1.2. Propuesta de nuevo circuito de convección natural**

Como se ha presentado en la Sección anterior, las clapetas convencionales utilizadas por los reactores de investigación tipo pileta en la actualidad no son adecuadas cuando se implementan junto con el tanque auxiliar. Es por ello que se propuso un nuevo diseño de sistema de refrigeración posterior.

En el esquema usado las clapetas convencionales comparan la presión del sistema primario con la de la pileta del reactor, con lo cual luego del corte de las bombas las válvulas se abrían después de un minuto, llenándose el tanque de manera tal que el caudal no pasaba por el núcleo. La propuesta consistió en cambiar el circuito de convección natural utilizado por otro similar conectando la pileta del reactor y el tanque auxiliar. Un esquema simplificado del nuevo circuito de convección natural se muestra en la Figura 5.8.

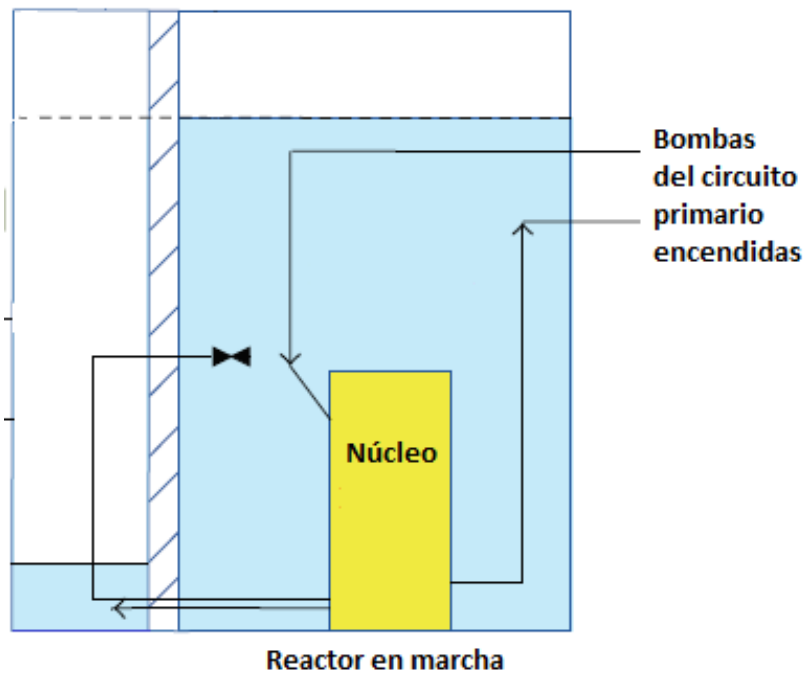




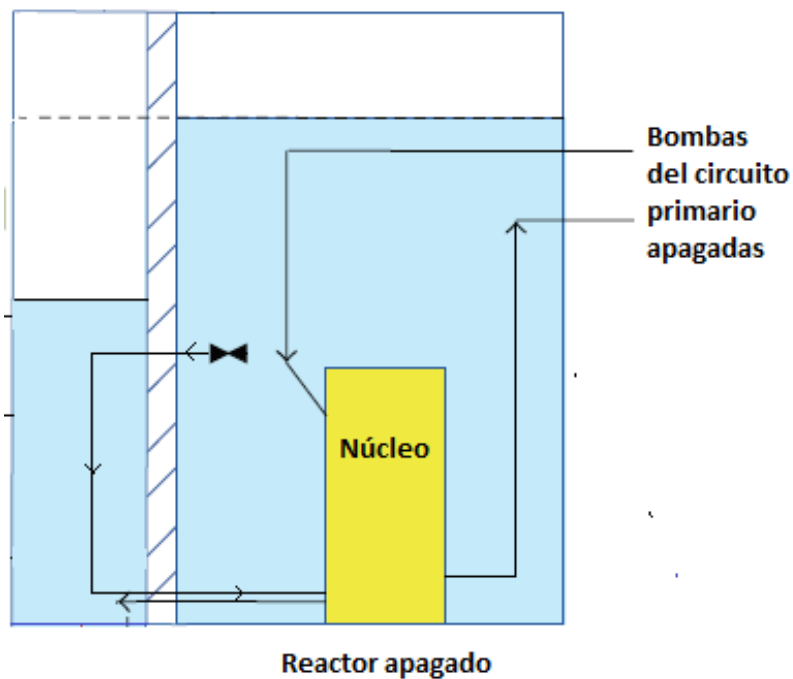
**Figura 5.8:** Nuevo circuito de convección natural con el tanque auxiliar

Como se aprecia en la Figura 5.8, se conectó otra cañería a la par de la cañería de conexión entre la salida del núcleo y el tanque auxiliar a la misma altura que éste. Se puede identificar la presencia de una válvula en el circuito cuyo funcionamiento se explica a continuación.

- Operación nominal : Con las bombas del sistema primario encendidas, el nivel del tanque auxiliar es tal que la columna de agua impone una presión igual a la de la salida del núcleo. El sistema en conjunto se encuentra en estado de equilibrio (véase Figura 5.9). La nueva clapeta en este estado se encuentra cerrada, evitando la conexión entre la pileta y el tanque auxiliar.
- Evento LOFA : Luego de la parada de las bombas del sistema primario, el tanque comienza su llenado. Cuando la pileta alcanzó un cierto nivel (véase Figura 5.10), previo a la inversión de caudal en el canal caliente, la clapeta se abre permitiendo la convección natural entre el núcleo, la pileta y el tanque auxiliar.



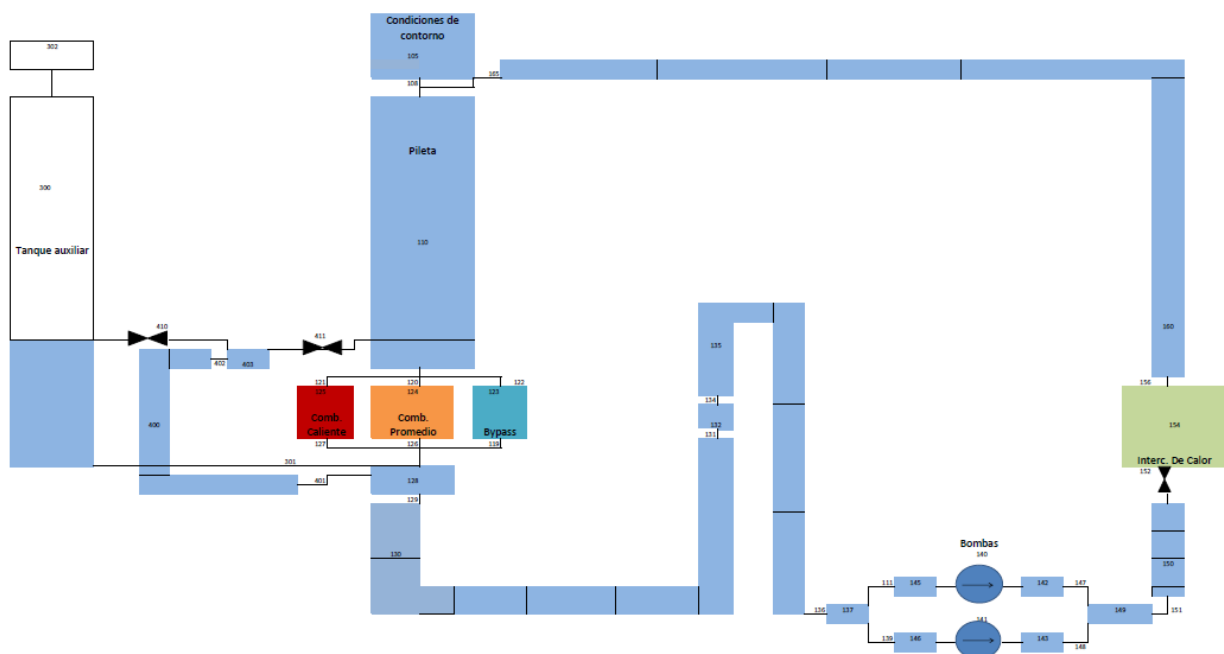
**Figura 5.9:** Nuevo circuito de convección natural añadido al tanque auxiliar con las bombas del sistema primario encendidas



**Figura 5.10:** Nuevo circuito de convección natural con el tanque auxiliar luego del evento iniciante LOFA. Se puede apreciar la convección natural entre el núcleo, la piletta del reactor y el tanque auxiliar

Para el cumplimiento de las funciones previamente mencionadas se propuso la implementación de una clapeta basculante que utilizaría el principio de flotación para su variación en la apertura. Cuando el nivel del pelo de agua en el tanque auxiliar es mayor que un cierto nivel impuesto, la válvula permite la conexión entre la pileta y el nuevo circuito de convección natural. Contrariamente, cuando el nivel de agua desciende más allá de este nivel, la válvula aísla a la pileta del nuevo circuito.

Se realizó una modificación a la nodalización utilizada para el modelado del tanque auxiliar descrita en la Figura 3.3. El cambio se presenta en la Figura 5.11.



**Figura 5.11:** Nodalización utilizada para modelar el nuevo circuito de convección natural propuesto

El flotante fue modelado con dos válvulas, de modo tal que cuando una de ellas se abre la otra se cierra simultáneamente.

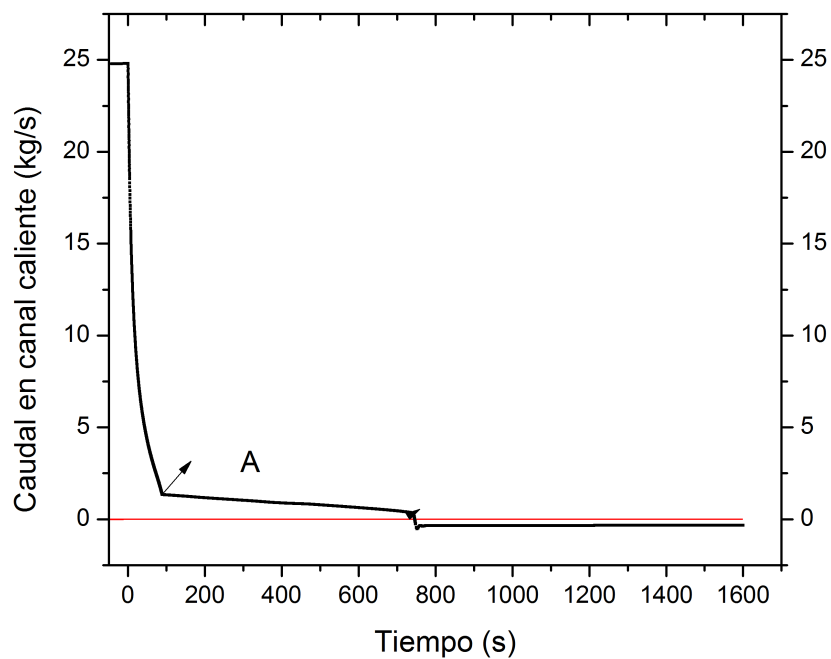
### Secuencia de eventos LOFA con nuevo circuito de convección natural

Utilizando la nodalización mostrada recientemente se modeló un transitorio LOFA utilizando un área de tanque auxiliar de  $2.5 \text{ m}^2$  y se mantuvo el valor del volante de inercia del reactor original, de  $56 \text{ kg.m}^2$ , correspondiente al reactor de 25 MW.

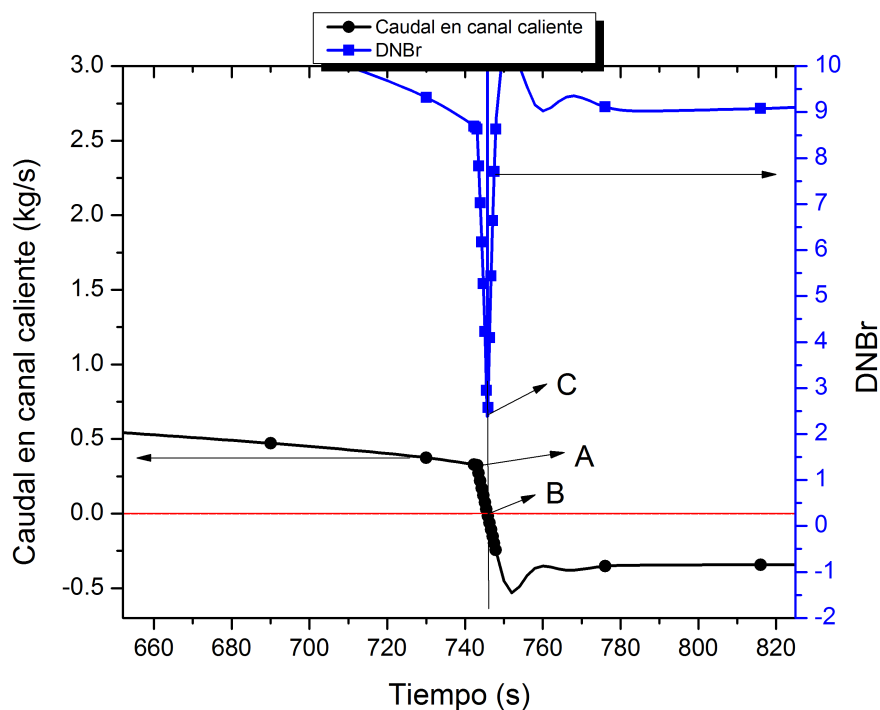
En la Tabla 5.2 se muestra la evolución del accidente con los eventos característicos de dicha secuencia.

Evento	Tiempo(s)	Causa	Consecuencia	Número de Figura asociada
Pérdida de bombas	0	Pérdida de suministro eléctrico	Bajada súbita de caudal del primario	4.23
SCRAM	0.8	Bajo caudal en el núcleo	Bajada súbita de la potencia del reactor	Similar al visto en la Figura 4.2
Caudal debido al volante de inercia menor que caudal de llenado del tanque	90	Coast down de bomba	Caudal de núcleo idéntico a caudal de llenado del tanque	5.12
Apertura de clapeta de conexión con la pileta.	742	Flotante alcanzó cierto nivel en el tanque auxiliar	Presencia de circuito de convección natural	5.13
Inversión de caudal en núcleo promedio y caliente	746	Fuerza boyante mayor que la inercial	Convección natural a través del nuevo circuito propuesto. Mínimo $DNB_r$ (2.34) y pico de temperatura (96 °C)	5.13
Establecimiento de convección natural entre núcleo y bypass	800		Refrigeración posterior	5.12
Llenado completo de tanque	1170	Igualación de presiones hidrostáticas entre la pileta del reactor y el tanque auxiliar	Condición de equilibrio	5.14
<b>Figura de mérito</b>	<b>Tiempo (s)</b>	<b>Valor</b>		<b>Figura asociada</b>
Mínimo $DNB_r$	746	2.34		5.13

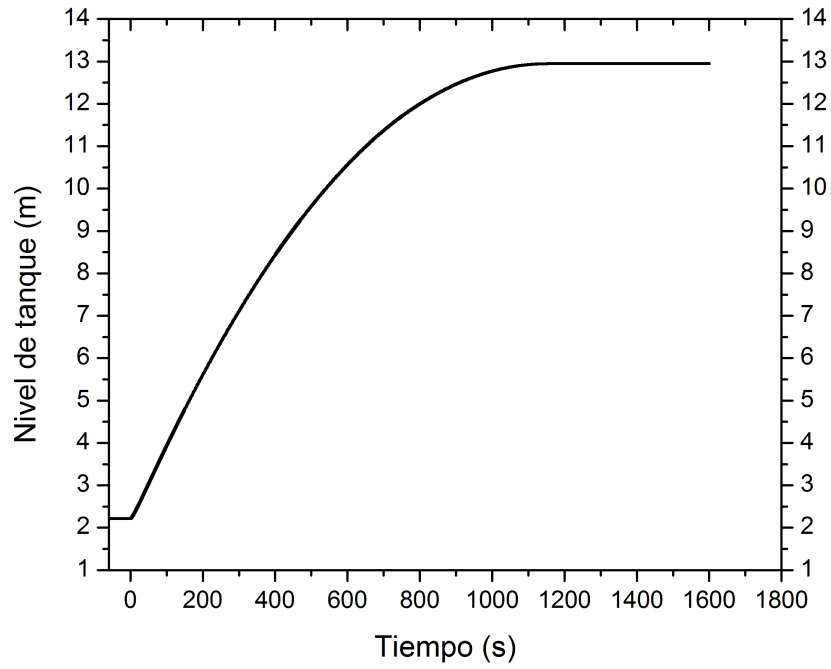
**Tabla 5.2:** Eventos relevantes en secuencia accidental LOFA en reactor de 25 MW con caudal descendente utilizando un tanque auxiliar de  $2.5 m^2$  con el nuevo circuito de convección natural



**Figura 5.12:** Evolución del caudal en el canal caliente luego del evento iniciante  
 A: Caudal de llenado del tanque comienza a ser dominante frente al caudal de coast down impulsado por la bomba

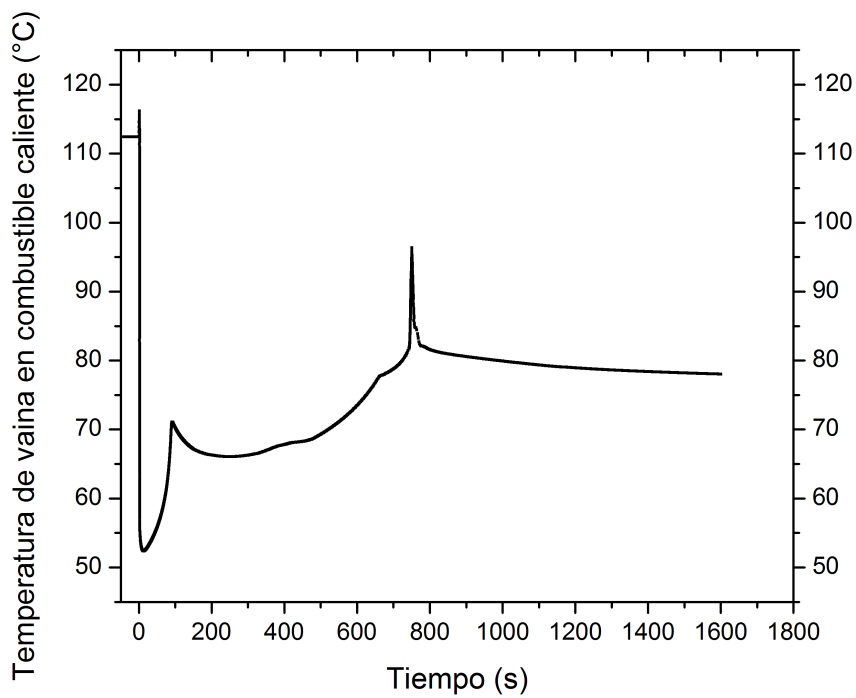


**Figura 5.13:** Caudal en el canal caliente y  $DNBr_r$  al momento de la inversión de caudal  
 A: Apertura de la clapeta de conexión con la piletta  
 B: Inversión de caudal coincidente en tiempo con el punto C de mínimo  $DNBr_r$



**Figura 5.14:** Nivel de agua en el tanque auxiliar

La evolución de la temperatura de vaina en el combustible caliente se muestra en la Figura 5.15.



**Figura 5.15:** Evolución de la temperatura de vaina en el combustible caliente

Comparando la Figura 5.15 con la Figura 5.7 se puede observar que utilizando el nuevo circuito de convección natural con la clapeta flotante las temperaturas permanecen por debajo de la nominal durante todo el transitorio a diferencia del caso sin circuito. Sin la implementación de un circuito de convección natural se observan tres picos de temperatura mientras que en el caso analizado recientemente únicamente se ven dos. Ésto se debe a que con el nuevo circuito el canal caliente y el promedio se invierten simultáneamente.

El  $DNB_r$  mínimo se mantuvo relativamente en el mismo valor respecto del caso anterior.

Se concluyó que la inclusión del nuevo circuito de convección natural proporciona una adecuada refrigeración a tiempos largos y es evidencia de la necesidad de la presencia de un caudal de convección natural para la extracción de la potencia de decaimiento.

#### Volante de inercia menor

Basado en los resultados de la Sección 5.1.1.1, se propuso realizar análisis paramétricos utilizando un volante de inercia menor para un área de tanque de  $2.5 m^2$ . El volante de inercia utilizado fue de  $3 kg.m^2$ . En la simulación no se utilizaron clapetas de convección natural.

La fenomenología es similar a la mostrada en la Tabla 5.1, con la diferencia que el caudal de núcleo comienza a ser inferior al caudal de llenado del tanque a tiempos menores. En los tiempos de inversión de caudal en el canal caliente hubo una diferencia de 10 segundos, siendo mayor con el volante de inercia de  $56 kg/m^2$ . En cuanto al  $DNB_r$  no hubieron diferencias significativas.

Se concluyó que a pesar de que el volante tiene menor inercia, los transitorios no presentan diferencias significativas en cuanto a la inversión de flujo y por lo tanto en la seguridad. La mayor diferencia con el uso del volante de inercia de  $3 kg.m^2$  fueron temperaturas de vaina mayores que la temperatura nominal durante el coast down de la bomba. No obstante se cumplió el criterio de margen de apartamiento de la ebullición nucleada durante el coast down.

#### Cambio de área de tanque auxiliar

También se modificó el área del tanque auxiliar de  $2.5 m^2$  a  $1.5 m^2$ , utilizando el volante de inercia de  $3 kg.m^2$ , en ambos casos. En la simulación no se utilizaron clapetas de convección natural.

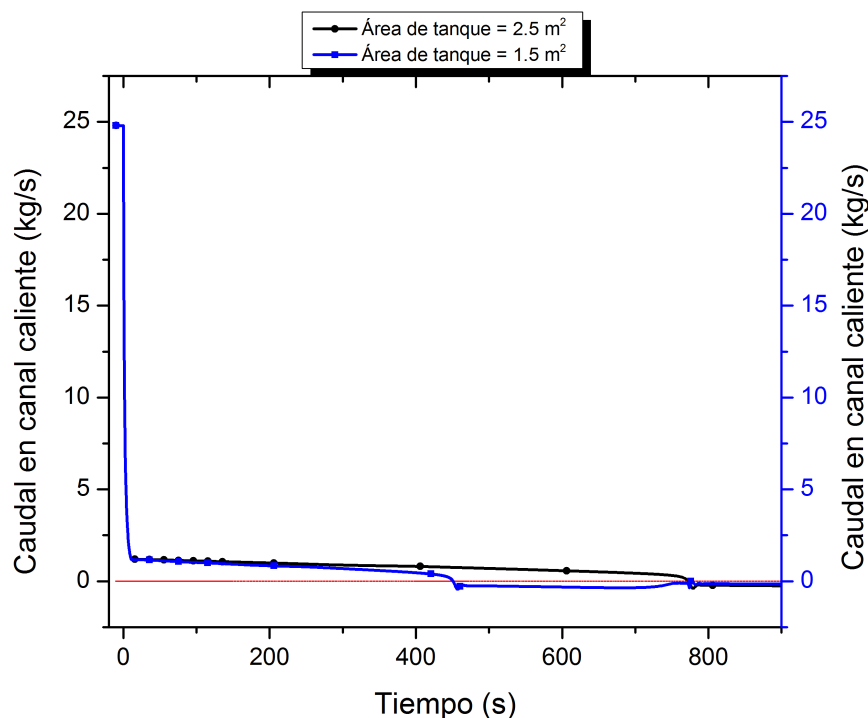
En la Tabla 5.3 se muestra la evolución del accidente con los eventos característicos de dicha secuencia.

<b>Evento</b>	<b>Tiempo(s)</b>	<b>Causa</b>	<b>Consecuencia</b>
Pérdida de bombas	0	Pérdida de suministro eléctrico	Bajada súbita de caudal del primario
SCRAM	0.2	Bajo caudal en el núcleo	Bajada súbita de la potencia del reactor
Caudal de llenado de tanque mayor que el caudal impulsado por la bomba	11	Coast down de bomba	Caudal de núcleo idéntico a caudal de llenado del tanque
Inversión de caudal en canal caliente	450	Fuerza boyante mayor que la inercial	Inversión de flujo por convección natural entre canal caliente y bypass. Mínimo $DNB_r$ (1.95) y pico de temperatura (113 °C)
Inversión de caudal en núcleo promedio	748	Fuerza boyante mayor que la inercial	Inversión de flujo por convección natural entre núcleo promedio y bypass. Mínimo $DNB_r$ y pico de temperatura (124 °C)
Llenado completo de tanque	952	Equiparación de presiones hidrostáticas entre la pileta del reactor y el tanque auxiliar	Corte de caudal descendente a través del núcleo
Establecimiento de convección natural entre núcleo y bypass	952		Refrigeración posterior
<b>Figura de mérito</b>	<b>Tiempo (s)</b>	<b>Valor</b>	
Mínimo $DNB_r$	450	1.95	

**Tabla 5.3:** Eventos relevantes en secuencia accidental LOFA en reactor de 25 MW con caudal descendente utilizando un tanque auxiliar de 1.5 m<sup>2</sup>



A continuación en la Figura 5.16 se muestra la comparación de la evolución en el tiempo de los caudales en el canal caliente entre los dos tanques de diferentes áreas.



**Figura 5.16:** Caudales en el canal caliente para tanques auxiliares de áreas de  $1.5 \text{ m}^2$  y de  $2.5 \text{ m}^2$

Se puede apreciar de la Figura 5.16 la diferencia de duración de caudal de llenado del tanque y la consecuente diferencia en los tiempos de inversión de caudal. Se observa que para un tanque de mayor área los tiempos de inversión son mayores, lo cual mejora la seguridad inherente del reactor.

En la Figura 5.17 se aprecia la diferencia de la evolución del nivel de agua en los dos tanques auxiliares de distintas áreas.

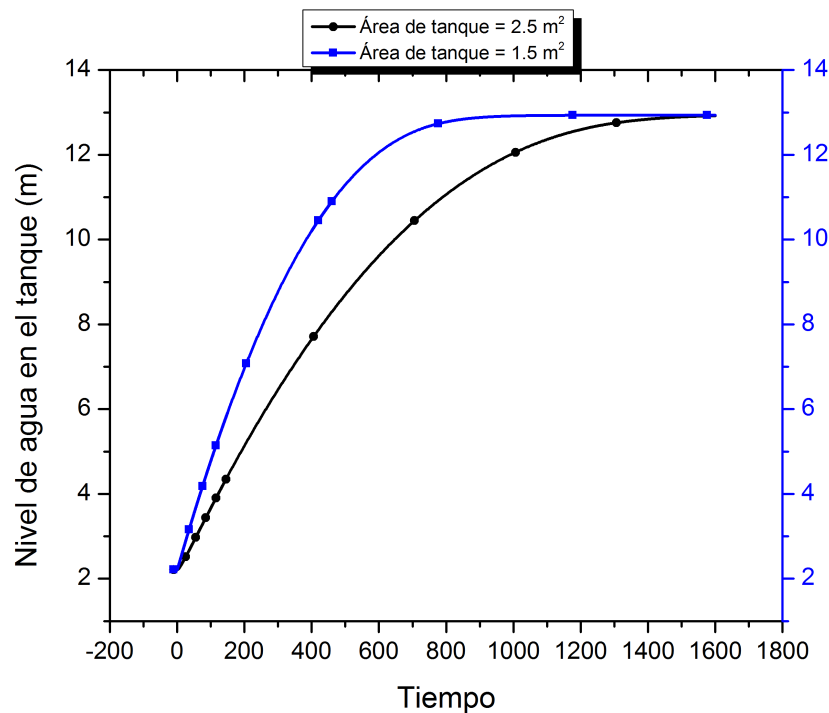


Figura 5.17: Nivel de agua en los tanques auxiliares de área 1.5 m<sup>2</sup> y 2.5 m<sup>2</sup>

## 5.1.2. Bombas auxiliares

Se propuso un modelo de reactor en el cual se añadió una bomba auxiliar al circuito primario cuya función se encuentra descrita en la Sección 2.4.2. Para ello se utilizó la misma nodalización que la utilizada en el reactor de 25 MW en la Sección 3.2. La explicación del modelado de la bomba se detalla en la Sección 3.2.1.2, "Bomba auxiliar". La misma proporciona el 10 % del caudal total del sistema primario, que para el caso del reactor de 25 MW, es de 78 kg/s.

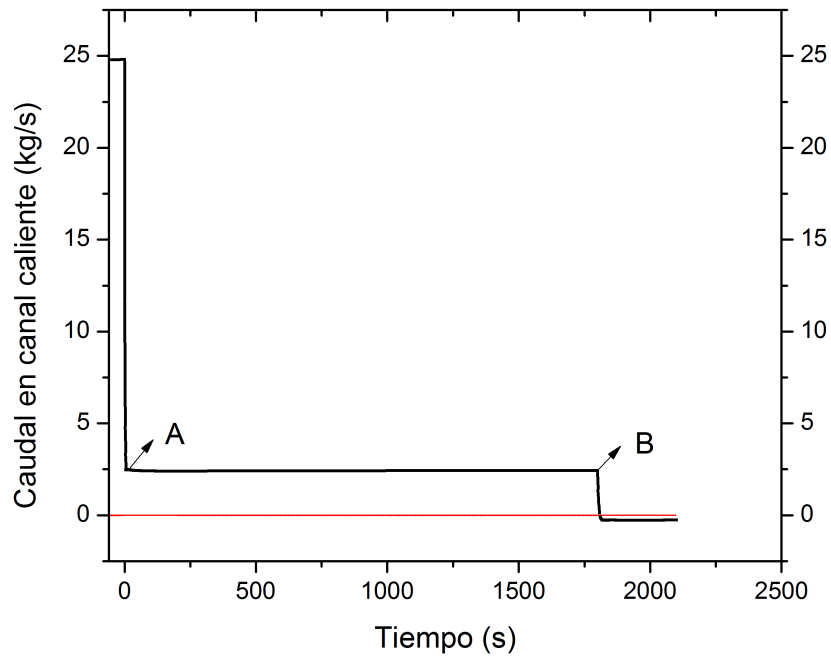
Los parámetros nominales en operación del reactor de 25 MW se mantuvieron en los mismos valores que los presentados en la Tabla 4.11.

### 5.1.2.1. Secuencia de eventos LOFA

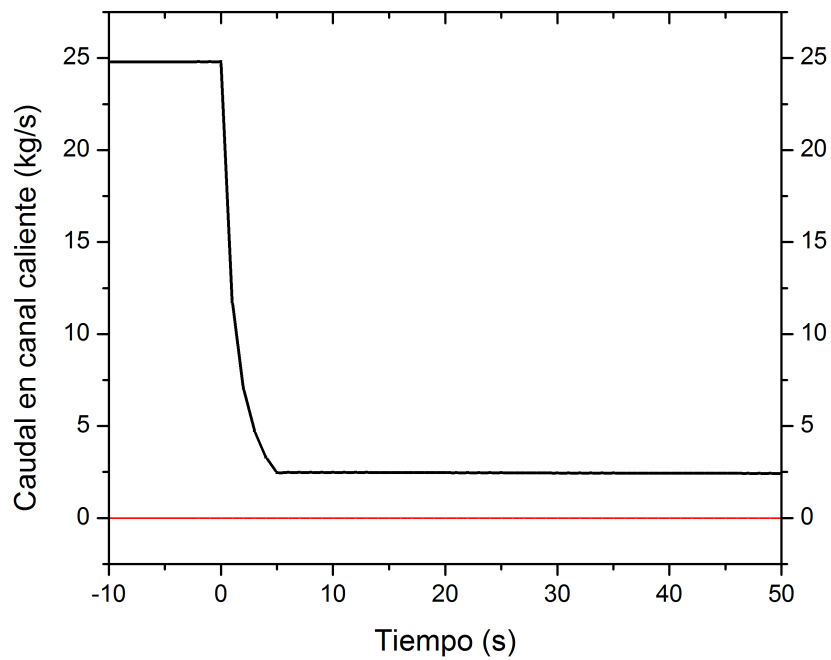
Para este transitorio se utilizó un volante de inercia de 3 kg.m<sup>2</sup> y una clapeta que abre ante una diferencia de presión de 1.0 kPa. En la Tabla 5.4 se muestra la evolución del accidente con los eventos característicos de dicha secuencia.

Evento	Tiempo(s)	Causa	Consecuencia	Número de Figura asociada
Pérdida de bombas	0	Pérdida de suministro eléctrico	Bajada súbita de caudal del primario	5.18
SCRAM	0.2	Bajo caudal en el núcleo	Bajada súbita de la potencia del reactor	Similar al visto en la Figura 4.2
Bombas del primario alcanzan la velocidad de los pony motors	5	Caudal igual al 10 % del nominal	Caudal del 10 % del valor nominal constante en el tiempo. Mínimo valor de $DNB_r$ (4.8) y pico de temperatura (95 °C)	5.18 y 5.19
Agotamiento de la batería de la bomba auxiliar	1800	Duración limitada de baterías	Descenso pronunciado de caudal	5.18
Apertura de clapetas	1801	Ascenso de la presión del primario luego del corte de los pony motors	Apertura de clapetas da lugar a una convección natural en el núcleo	5.20
Inversión de caudal en canal caliente	1808	Fuerza boyante mayor que la inercial	Pico de temperatura de combustible (80 °C) y mínimo $DNB_r$ (6.17)	5.20
Establecimiento de convección natural	1818		Refrigeración posterior	5.18
<b>Figura de mérito</b>	<b>Tiempo (s)</b>	<b>Valor</b>		<b>Figura asociada</b>
Mínimo $DNB_r$	5	4.8		5.21 y 5.22
Mínimo $DNB_r$	1808	6.17		5.21

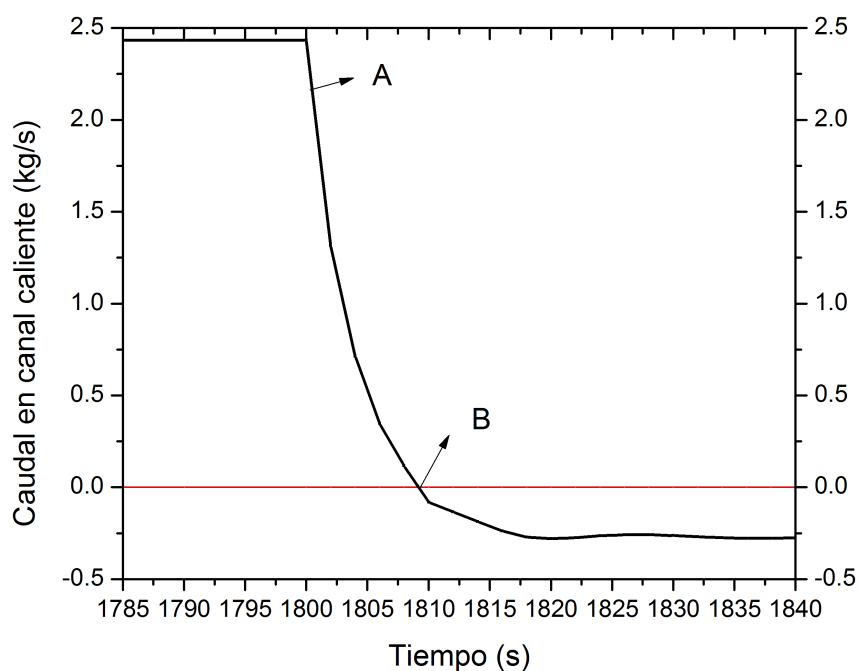
**Tabla 5.4:** Eventos relevantes en secuencia accidental LOFA en reactor de 25 MW con caudal descendente utilizando bomba auxiliar



**Figura 5.18:** Caudal másico en el canal caliente luego de evento iniciante  
A: Alcance del 10 % del caudal nominal-comienzo el régimen de funcionamiento de la bomba auxiliar  
B: Caída de caudal debido al agotamiento de las baterías de la misma



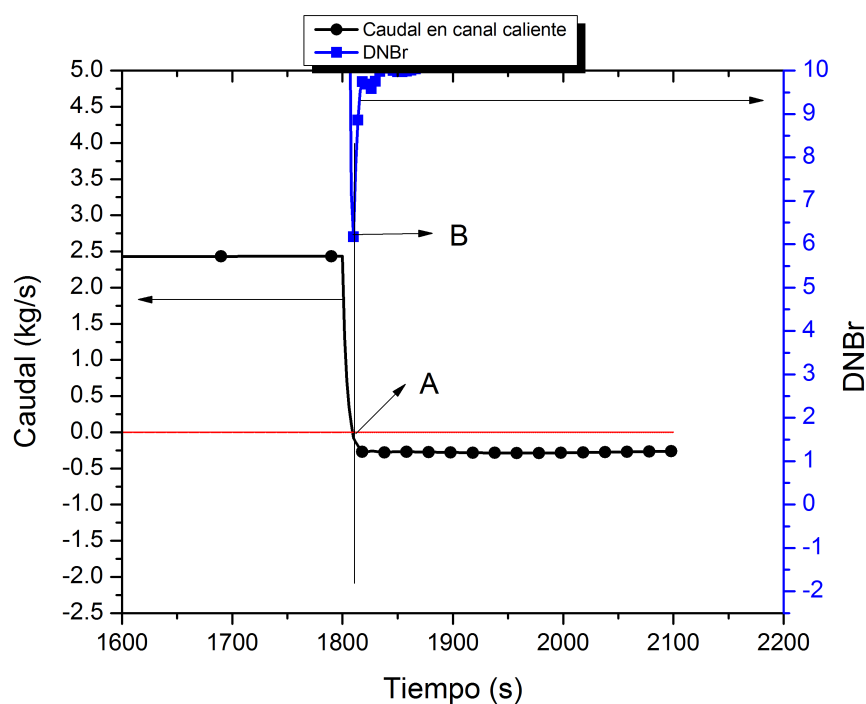
**Figura 5.19:** Ampliación de la Figura 5.18. Coast down de la bomba



**Figura 5.20:** Ampliación de la Figura 5.18

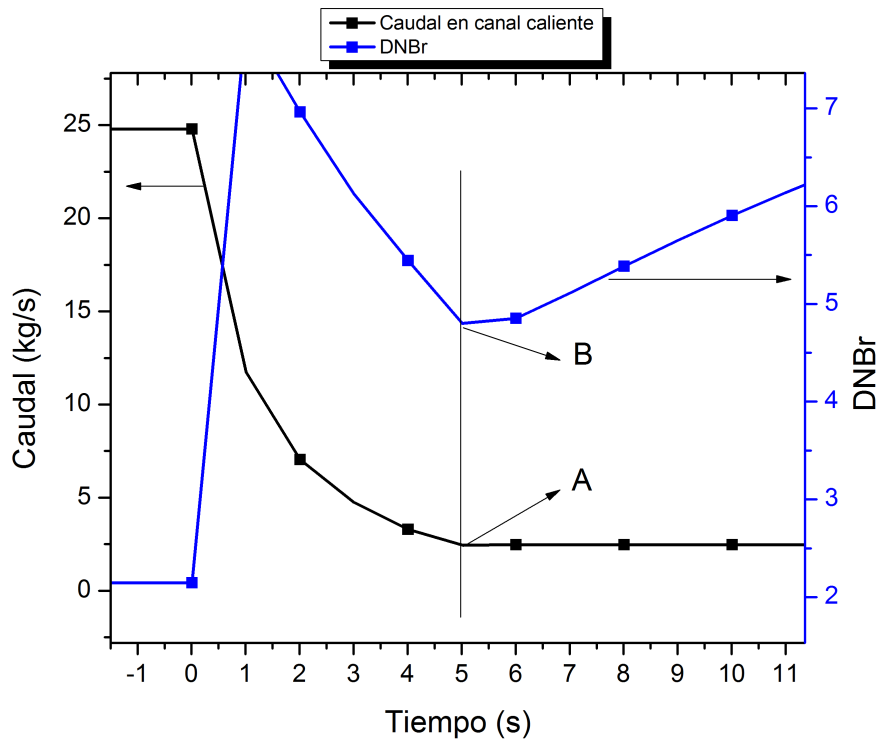
A: Apertura de clapetas

B: Inversión de caudal



**Figura 5.21:** Caudal másico en el canal caliente y  $DNB_r$  luego del agotamiento de las baterías de la bomba auxiliar

A: Inversión de caudal en el canal caliente coincidente temporalmente con el punto B de mínimo  $DNB_r$



**Figura 5.22:** Evolución del caudal en el canal caliente y  $DNB_r$  en los primeros segundos  
 A: Alcance del régimen de funcionamiento de la bomba auxiliar coincidente con un mínimo en el  $DNB_r$  mostrado en el punto B

En la Figura 5.23 se observa la evolución de la temperatura de vaina en el combustible caliente. La temperatura en la pared tiene dos máximos locales, el primero de ellos se da en los primeros segundos del transitorio, justo antes de que el caudal en la bomba auxiliar comience a ser igual al caudal de núcleo. El segundo máximo se debe a la inversión de flujo en el núcleo luego del agotamiento de las baterías de la bomba.

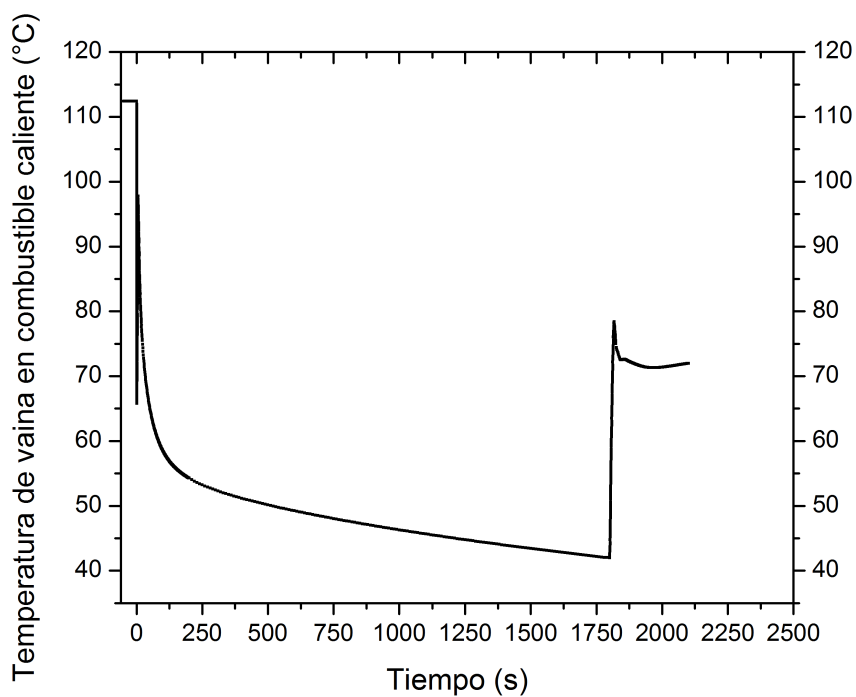


Figura 5.23: Evolución de la temperatura de vaina en combustible caliente

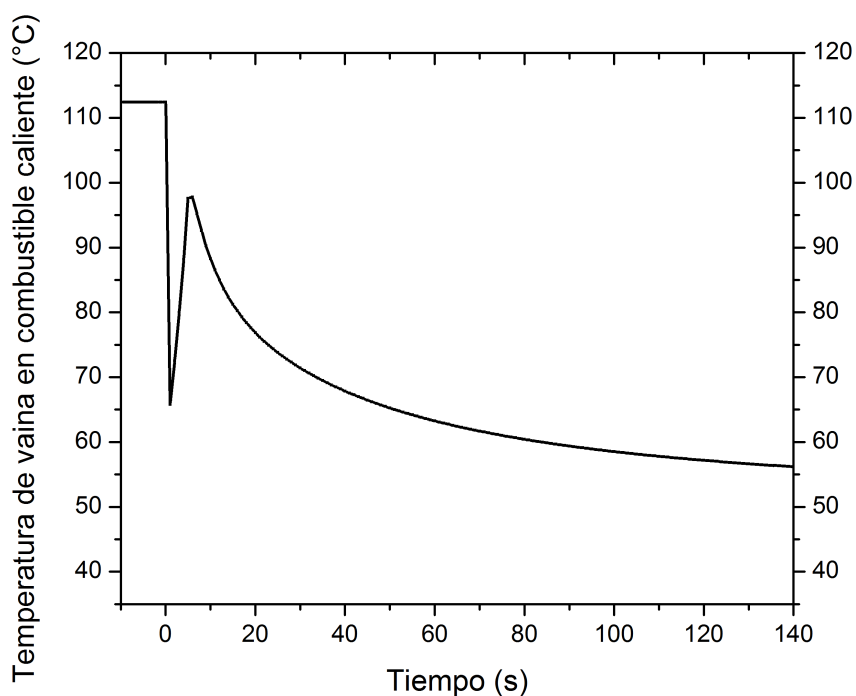


Figura 5.24: Ampliación de la Figura 5.23.

Se concluyó que con un volante de inercia bajo de  $3 \text{ kg.m}^2$  satisface el criterio de  $DNB_r$  en los primeros segundos. Se probó además un volante con una inercia de  $1 \text{ kg.m}^2$

y también se satisface el criterio de  $DNB_r$ . La conclusión es que con la implementación de bombas auxiliares no se necesitan volantes de inercia significativos.

Se concluye que la utilización de la bomba auxiliar retrasa el tiempo de inversión de caudal en valores de hasta 1800 segundos, lo cual representa una ventaja con respecto a la utilización de sistemas estándares de refrigeración. Esto permitiría que reactores de mayor potencia y flujo calórico con caudal descendente cumplan con el criterio de margen de apartamiento a la ebullición nucleada durante un evento iniciante LOFA con éxito en la actuación del sistema de extinción del reactor.



# Capítulo 6

## Conclusiones

*“Todo lo que necesitas en esta vida es ignorancia y confianza en ti mismo, y entonces el éxito es seguro”*

— Mark Twain

El trabajo tuvo como objetivo principal modelar sistemas alternativos de refrigeración y verificar el éxito de dicha implementación en reactores tipo piletta abierta ante eventos con pérdida de caudal de refrigerante. Como objetivos secundarios se plantearon el análisis de los distintos comportamientos de reactores con caudal descendente y ascendente, obteniendo valores máximos de flujo calórico para eventos iniciantes tipo LOFA y la obtención de distintos límites durante operación normal para cada uno.

Para estos fines se desarrolló una nodalización propia en RELAP para reactores con caudal descendente y se partió de una desarrollada por INVAP para reactores con caudal ascendente.

En todos los casos analizados se controló que en operación normal no se llegara a condiciones de comienzo de ebullición nucleada y luego del evento iniciante se observó la figura de mérito de margen de apartamiento a la ebullición nucleada. Se impuso además el criterio de máximo coast down del volante de inercia, de 120 segundos, con lo cual se derivaba en un tiempo menor de apertura de clapetas.

En referencia a los distintos comportamientos de los reactores con caudal descendente y ascendente se llegó a las siguientes conclusiones:

- Se llegó a que el límite en cuanto a flujo calórico máximo para reactores con caudal descendente es menor al de un reactor con caudal ascendente. El límite para el primero es de  $207.5 \text{ W/cm}^2$  mientras que para el segundo el valor es de  $510 \text{ W/cm}^2$ . Esta diferencia significativa se debe a la inversión de caudal que presentan los reactores de investigación con caudal descendente.
- Los límites en cuanto al diseño de ambos sentidos de circulación del refrigerante son diferentes. Para el caso de los reactores con caudal descendente los factores

limitantes de potencia máxima admisible fueron:

-La caída de presión en el núcleo por el aumento en el caudal másico necesario para la correcta refrigeración del núcleo combustible. Esto llevó a valores menores de NPSH pudiendo derivar en cavitación en las bombas del primario.

-La superación de la temperatura de comienzo de la ebullición nucleada ( $T_{ONB}$ ) en la vaina del combustible caliente en operación normal.

Estos dos últimos factores derivan en un aumento en el número de elementos combustibles en el núcleo, lo cual concluye en una disminución en la densidad de potencia del reactor, parámetro fundamental para los fines de un reactor de investigación.

A diferencia de los límites descritos para los reactores con caudal descendente, los de caudal ascendente no presentan problemas de riesgo de cavitación en las bombas debido a que la presión a la salida del núcleo se encuentra fija e impuesta por la columna de agua por sobre el nivel del núcleo. Relacionado con lo anterior, la temperatura de saturación del refrigerante es elevada, con lo cual se tiene un margen importante al comienzo de la ebullición nucleada en operación normal. Sin embargo a medida que se aumenta el flujo calórico máximo, el caudal másico requerido para la correcta refrigeración del combustible es cada vez mayor. Consecuentemente la velocidad en el canal aumenta significativamente al igual que la caída de presión en el núcleo, comprometiendo la integridad mecánica de los elementos combustibles en caso de alcanzar la velocidad crítica en los canales refrigerantes.

Luego del análisis de diferentes reactores con caudal descendente con distintos flujo calóricos y potencias, se determinó el alcance de los sistemas de refrigeración estándares, volante de inercia y clapetas ante eventos tipo LOFA con éxito en el disparo del sistema de extinción del reactor:

- Para potencias bajas del orden de los pocos MW, con flujo calóricos máximos menores a  $20 \text{ W/cm}^2$ , con volantes de inercia pequeños del orden de  $1 \text{ kg.m}^2$  y la implementación de clapetas se consigue una correcta refrigeración.
- Para potencias del orden de la decena de MW, con flujos calóricos máximos aproximados de  $100 \text{ W/cm}^2$ , se necesitan volantes con una inercia apreciable tal que su coast down sea mayor a los 60 segundos. Se necesita también de clapetas para la refrigeración posterior mediante convección natural.
- Para potencias mayores o iguales a 20 MW, con flujos calóricos máximos de más de  $200 \text{ W/cm}^2$ , su correcta refrigeración depende del uso de volantes de inercia grandes con un coast down mayor a los dos minutos con un tiempo de apertura

de clapetas de este orden, dificultando su implementación práctica. También en este caso son necesarias las clapetas de convección natural.

Posterior al análisis de los límites de los sistemas de refrigeración estándares se prosiguió a la aplicación de sistemas alternativos de refrigeración, por ejemplo, un tanque auxiliar y bombas auxiliares en reactores con caudal descendente.

Para el tanque auxiliar los resultados fueron muy satisfactorios, manteniendo un caudal descendente por el núcleo durante tiempos cercanos a los 800 segundos. Sin embargo no se pudo modelar la refrigeración para tiempos largos debido a que el uso de clapetas convencionales no resultaron adecuados para este caso.

No obstante se propuso la implementación de un nuevo sistema de refrigeración posterior añadido al tanque. Éste consistió en un circuito de convección natural utilizando el tanque auxiliar como sumidero de calor. De esta manera, con una válvula basculante conectando el tanque con la piletta se podía obtener información acerca del nivel de agua en el tanque, a diferencia de las clapetas convencionales que obtenían información del primario y la piletta únicamente. Mediante esta nueva adición se consiguió obtener un circuito de convección natural asegurando así una refrigeración durante tiempos largos.

En el caso más conservativo del uso de una bomba auxiliar, capaz de suministrar una fracción del caudal nominal conectada al sistema asegurado de energía eléctrica, se mantuvo un caudal de núcleo descendente durante 1800 segundos.

En ambos casos no se vio comprometida la integridad de los elementos combustibles, teniendo un amplio margen al apartamiento de la ebullición nucleada durante el transitorio LOFA.

En conclusión se sugiere para reactores de piletta abierta con caudal descendente de potencias mayores a 20 MW , con flujos calóricos máximos de más de  $200 \text{ W/cm}^2$ , el uso de sistemas alternativos de refrigeración para mejorar la seguridad inherente del reactor nuclear durante transitorios tipo LOFA.



# Apéndice A

## Cálculo de margen al comienzo de ebullición nucleada ( $ONB_r$ )

Para efectuar los cálculos pertinentes al  $ONB_r$  se tomaron las propiedades termodinámicas y dimensionales del canal caliente. Dicho canal se dividió axialmente en cinco volúmenes, y se asoció a una estructura de calor también discretizada axialmente en cinco. Tomando en cuenta que se impuso un flujo calórico con forma funcional cosenooidal discretizada, el volumen central del canal caliente fue el de mayor temperatura de pared y máximo flujo calórico, con lo cual se tomaron las propiedades termodinámicas de este volumen en particular para el cálculo.

### A.1. Temperatura de comienzo de ebullición nucleada ( $T_{onb}$ )

La temperatura de pared correspondiente al inicio de la ebullición nucleada se obtuvo de la Ecuación 3.4, y tiene la siguiente expresión (véase Sección 3.2.3.3):

$$T_{onb} = T_{sat} + 0,556 \left( \frac{q''}{1082p^{1,156}} \right)^{0,463p^{0,0234}} \quad (\text{A.1})$$

donde  $T_{onb}$  y  $q''$  se obtuvieron de la estructura de calor asociada al volumen central del canal caliente y  $T_{sat}$  y  $p$  se obtuvieron del volumen central del canal caliente.

### A.2. Temperatura de pared de vaina

Según la ley de enfriamiento de Newton se tiene que:

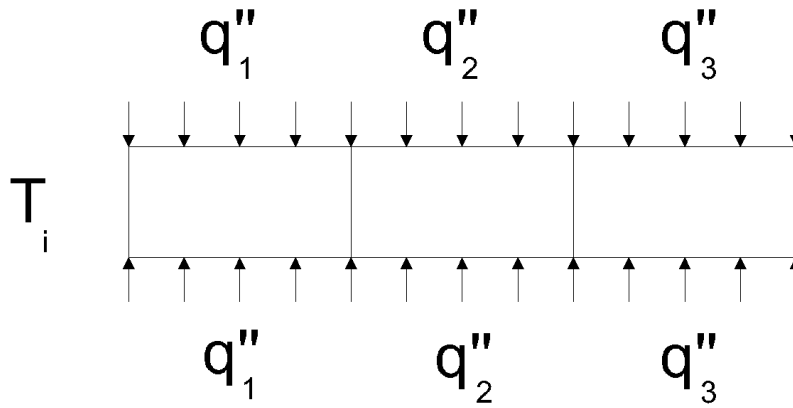
$$T_p = T_m + \frac{q''}{h} \quad (\text{A.2})$$

donde:

- $T_p$  : Temperatura de pared de la estructura de calor central
- $T_m$  : Temperatura de mezcla del refrigerante en el volumen central
- $h$  : Coeficiente de transferencia de calor en volumen central

### Temperatura de mezcla

En la Figura A.1 se muestra un esquema simplificado de los primeros tres volúmenes en el canal caliente.



**Figura A.1:** Primeros tres volúmenes del canal caliente modelado

En la Figura A.1 se aprecian la temperatura de refrigerante de entrada al canal caliente ( $T_i$ ) y los flujos calóricos de cada estructura de calor ( $q''_{1,2,3}$ ).

Para la obtención de la temperatura de mezcla en el volumen central se planteó un volumen de control y mediante balances de energía se llegó a la Ecuación A.3:

$$T_m = T_i + \frac{q''_3 AF}{\dot{m} C_p} \quad (\text{A.3})$$

donde:

- $q''_3$  : Flujo calórico máximo [ $\text{W}/\text{m}^2$ ]
- $A$  : Área de un volumen de estructura de calor.
- $\dot{m}$  : Caudal másico [ $\text{kg}/\text{s}$ ]
- $C_p$  : Calor específico [ $\text{J}/\text{kgK}$ ]
- $F$  :  $(q''_1/q''_3 + q''_2/q''_3 + 1/2)$
- $T_i$  : Temperatura de refrigerante a la entrada del canal caliente

### A.3. Cálculo de $q''_{onb}$

Insertando la Ecuación A.1 en la Ecuación A.2, se llegó a una relación entre la temperatura de pared ( $T_p$ ) en el volumen central del canal caliente y el flujo calórico máximo. De esta sustitución se obtiene:

$$T_p = T_i + q''_3 \cdot \left( \frac{AF}{\dot{m}C_p} + \frac{1}{h} \right) \quad (\text{A.4})$$

Simultáneamente como se vio anteriormente en la Ecuación A.1, se tiene una relación entre la temperatura de inicio de ebullición nucleada ( $T_{onb}$ ) y el flujo calórico máximo.

Sabiendo que en condiciones de ebullición nucleada  $T_p = T_{onb}$  se graficaron la temperatura de pared de vaina y la temperatura de inicio de ebullición nucleada en función de  $q''$  y se obtuvo la intersección entre ambas funciones que se correspondió con el flujo calórico necesario para llegar a ebullición nucleada. Con dicho flujo calórico se pudo llegar al cálculo del margen al comienzo de la ebullición nucleada ( $ONB_r$ ). En la Figura A.2 se muestra un ejemplo de cálculo efectuado.

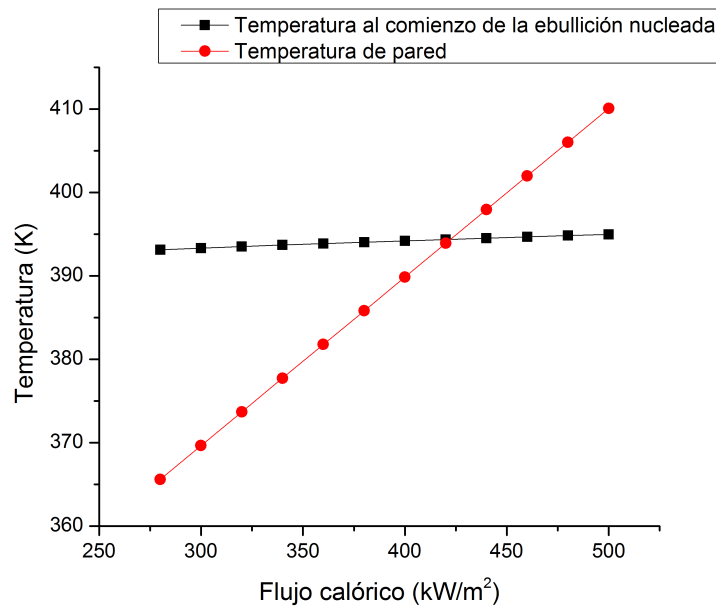


Figura A.2: Ejemplo de cálculo de  $q''_{onb}$





# Apéndice B

## Actividades relacionadas con la Práctica Profesional Supervisada

La Práctica Profesional Supervisada (PPS) se llevó a cabo en el Departamento de Seguridad e Impacto Ambiental (DSIA) en la empresa INVAP durante el último año de la carrera Ingeniería Nuclear.

Las actividades desarrolladas por el alumno durante la PPS fueron:

-Análisis de transitorios en reactores con caudal ascendente: Se efectuaron las simulaciones para el transitorio de pérdida de caudal de refrigeración.(Capítulo 4)

-Modelado de nodalización propia: En el segundo semestre se construyó una nodalización propia durante dos meses para el modelado de reactores con caudal descendente, escalable a distintas potencias.(Capítulo 3 y 4)

-Análisis de transitorios en reactores con caudal descendente: Mediante la nodalización construida se prosiguió a simular transitorios LOFA para diferentes niveles de potencia y flujos calóricos.(Capítulo 4)

-Adición de sistemas de seguridad alternativos para la refrigeración: Mediante la modificación de la nodalización construida se modelaron los sistemas de seguridad alternativos para la refrigeración del núcleo. Posteriormente se analizaron transitorios LOFA.(Capítulo 5)

-Informe final



# Apéndice C

## Actividades de Proyecto y Diseño

Las actividades de Proyecto y Diseño realizadas para desarrollar el presente Proyecto Integrador, basadas en el empleo de las ciencias básicas y de la ingeniería adquiridas a lo largo de la carrera, fueron las siguientes:

-Introducción al código RELAP: Aprendizaje del código RELAP durante los primeros tres meses en la materia "*Modelado de Sistemas Termohidráulicos con Códigos de Planta*" en el Instituto Balseiro. Durante la monografía de la materia se comenzó a analizar la nodalización utilizada para el modelado de reactores con caudal ascendente durante el Proyecto Integrador.(80 hs)

-Búsqueda bibliográfica: Se investigó acerca de posibles sistemas de seguridad alternativos de refrigeración para reactores con caudal descendente. Se buscaron y estudiaron diseños representativos de reactores con caudal descendente alrededor del mundo. (25 hs)

-Análisis de transitorios en reactores con caudal ascendente: Se efectuaron las simulaciones para el transitorio de pérdida de caudal de refrigeración.(Capítulo 4) (30 hs)

-Modelado de nodalización propia: En el segundo semestre se construyó una nodalización propia durante dos meses para el modelado de reactores con caudal descendente, escalable a distintas potencias.(Capítulo 3 y 4) (120 hs)

-Análisis de transitorios en reactores con caudal descendente: Mediante la nodalización construida se prosiguió a simular transitorios LOFA para diferentes niveles de potencia y flujos calóricos.(Capítulo 4) (60 hs)

-Adición de sistemas de seguridad alternativos para la refrigeración: Mediante la modificación de la nodalización construida se modelaron los sistemas de seguridad alternativos para la refrigeración del núcleo. Posteriormente se analizaron transitorios LOFA.(Capítulo 5) (30 hs)



# Bibliografía

- [1] Kwong-Yeong Lee, Hyun-Gi Yoon. An Innovative Passive Residual Heat Removal System of an Open-Pool Type Research Reactor with Pump Flywheel and Gravity Core Cooling Tank. *Science and Technology of Nuclear Installations*. Volume 2015. 2015 July. [14](#)
- [2] Doval A, Mazufri C. IT-INV/RA-10/0130-2-006, Criterios de diseño termohidráulico. [30](#)
- [3] García J C. IT-44/RA-10/0450-2-001, Criterios termohidráulicos para el diseño de los dispositivos experimentales externos al núcleo. [31](#)
- [4] Mishima K, Nishihara H. Effect of channel geometry on critical heat flux for low pressure water. *International Journal of Heat and Mass Transfer*. Volume 30. 1987. [31](#)
- [5] Hilal R. Análisis determinista de seguridad de reactores de investigación. Tesis carrera de maestría en ingeniería. Junio de 2012. [21](#)



# Agradecimientos

Quisiera agradecer al Instituto Balseiro en su totalidad, tanto por la preparación académica como así también por la contención a lo largo de estos 3 años. Gracias a todos los profesores, a secretaría de alumnos, y a todos aquellos con su pequeña contribución diaria de buena onda.

Agradezco enormemente a mis dos directores, el Pampa y Alicia, quienes se mostraron siempre dispuestos a ayudarme con cualquier problema y siempre de excelente manera y con muy buenos consejos y soluciones.

Por otro lado agradecer a mis dos viejos que me bancaron y alentaron a que siempre crea en mí desde que tengo uso de la memoria.

Agradezco a mi hermano Mateo por su incondicional apoyo siempre.

Agradezco a mi madrina Graciela, mi segunda mamá, que siempre pero siempre me mostró cariño y apoyo.

Agradecer a mis amigos del colegio por todos los buenos momentos compartidos y siempre estar en estos cinco años. También a mi amiga Caro que siempre estuvo presente.

Agradecer a mis amigos del IB por haber compartido estos 3 años juntos. Con su presencia hicieron que el día a día fuera más fácil y me sintiera siempre acompañado.

A todos ustedes muchas gracias por todo y hasta siempre.

