

“CIRCULACIÓN NATURAL EN LA CNA II”

***CARRERA: ESPECIALIZACIÓN EN REACTORES NUCLEARES
Y SU CICLO DE COMBUSTIBLE***

Alumno: María Virginia Guala
Director: Juan Carlos Ferreri

Mes y año: Noviembre, 2011



UNSAM
UNIVERSIDAD
NACIONAL DE
SAN MARTÍN

Contenido

1. Resumen	4
2. Introducción	5
3. Antecedentes.....	7
3.1 Circulación natural en simple fase	7
3.2 Circulación natural en doble fase.....	7
3.3 Condensación por sifón	8
3.4 Condensación de reflujo	8
3.5 Ocurrencia de Dry-out	8
3.6 El mapa de régimen de flujo	9
3.7 Mapa de flujo en CN (NCFM)	10
3.8 Circulación Natural en la CNA I	11
4. Objetivo	14
5. Desarrollo	15
5.1 Descripción de la CNA II.....	15
5.2 Cálculos realizados para la CNA II empleando modelos simples.....	16
5.2.1 Modelo de Duffey-Sursock.....	17
5.2.2 Cálculos con el modelo de D-S para la CNA II.....	18
5.2.3 Síntesis de resultados	23
5.2.4 Cálculos realizados utilizando el modelo de Chexal-Lellouche	24
5.2.5 Comparación de resultados	27
5.3 Comparación de los NCFM.....	29
6. Análisis de sensibilidad.....	31
6.1 Análisis de sensibilidad a la pérdida de carga K	31
6.1.1 Modelo de Duffey-Sursock.....	31
6.1.2 Modelo de Chexal-Lellouche	32
6.2 Mapas de flujo para distintas potencias	34
6.2.1 Modelo de Duffey-Sursock.....	34
6.2.2 Modelo de Chexal-Lellouche	35
7. Modelado utilizando ATHLET	37
7.1 Condiciones iniciales y de borde.....	37
7.2 Comparación de los NCFM.....	38
8. Conclusiones	39
Agradecimientos:.....	40
9. Referencias	41

10. Nomenclatura y Abreviaturas	42
Anexo 1	44

1. Resumen

En varios de los accidentes y transitorios de un reactor nuclear, por ejemplo una pequeña pérdida de refrigerante con pérdidas de las bombas principales y del moderador (en el caso de que este sea un sistema aparte), la refrigeración del calor residual se produce esencialmente por circulación natural. En efecto, el movimiento del fluido se produce por una diferencia de densidades entre el fluido caliente y frío, cuando la fuente de calor y el sumidero se encuentran a diferentes alturas geométricas y persiste la capacidad de mantenimiento del sumidero. La configuración geométrica del sistema y los parámetros termodinámicos que gobiernan el flujo determinan la eficiencia de remoción del calor y la estabilidad de dicho flujo.

En general, el comportamiento de los reactores nucleares durante la refrigeración por circulación natural en escenarios accidentales con pequeñas tasas de pérdida de inventario de masa son similares entre sí y una forma de caracterizar las distintas fases de la evolución es mediante un mapa de circulación natural. En las referencias [1]-[2] se realiza una interesante discusión sobre conceptos teóricos y la aplicación de éstos a distintos reactores, conjuntamente con una descripción de los regímenes de circulación en función de las condiciones del fluido. Existen estudios previos tanto para los PWR, los BWR [1] y, particularmente, para la CNA I [3]. Por ello es que es de interés estudiar lo que sucedería en régimen de circulación natural (CN) en la CNA II, analizando su performance en comparación con los PWR y con los resultados de CNA I.

En resumen, desde el punto de vista de la seguridad de caracterizar el funcionamiento la CNA II, es necesario conocer la fenomenología durante la etapa de circulación natural frente a una pequeña pérdida de refrigerante. Debe tenerse en cuenta que los resultados que se presentarán se han obtenido bajo ciertas hipótesis restrictivas que no son válidas en la operación real de la planta. Por ello este estudio no debería ser considerado un análisis de seguridad para el diseño de la CNA II, sino una confirmación de que el diseño de su circuito termohidráulico es consistente con el de otras instalaciones de su generación.

2. Introducción

La circulación natural (CN) es un mecanismo de interés en el diseño, operación y seguridad de un reactor nuclear. Esto es especialmente importante debido a que un reactor, como el PWR, está diseñado para que el núcleo (fuente calórica) esté ubicado a una altura menor que los generadores de vapor (sumideros de calor) produciendo una fuerza neta que genera un caudal suficiente para remover la potencia de fisión o decaimiento nuclear. La capacidad de remover calor por CN en reactores es estudiada mayoritariamente para situaciones de accidente donde se pierde la circulación forzada.

La CN es un método pasivo para refrigerar tanto reactores de agua liviana como de agua pesada durante transitorios y accidentes, aunque actualmente se están diseñando reactores que operan normalmente en este modo (por ejemplo el CAREM). El único requisito que existe es que haya suficiente altura hidrostática diferencial entre la fuente calórica y el sumidero de calor para que el fluido enfriado y el vapor condensado puedan circular. Asumiendo la disponibilidad de la refrigeración por los generadores de vapor (SG), en un PWR se identifican 3 modos de circulación natural a medida que aumenta la fracción de vacío:

- Simple fase donde el agua circula sub-enfriada y sin vapor
- Doble fase donde se produce vapor en cantidades significativas
- Condensación de reflujo, en la que la circulación es mayormente de vapor y es condensada en el generador de vapor.

Se debe tener en cuenta que el cambio de fase implica una absorción mayor de calor ya que se necesita de energía para evaporar (calor latente de vaporización). Para los dos primeros modos el parámetro más importante que gobierna la remoción de calor es el caudal en el circuito. En el tercer modo de CN el caudal medio en el lazo puede ser virtualmente nulo o muy pequeño. Al aumentar el título no solo hay interacciones entre estos tipos de CN, sino que existen modos más complejos dentro de esta amplia clasificación. Básicamente, disminuir el inventario de líquido como ocurriría en una pequeña rotura implica aumentar la fracción de vacío en circuito. La posición de la rotura puede ser tal que aumente o disminuya el caudal del circuito debido únicamente a CN.

En la Fig. 1 se muestran esquemáticamente los modos de circulación presentados con anterioridad, para una comprensión simple de lo que pasa en un circuito en CN con distintos niveles de inventario de masa.

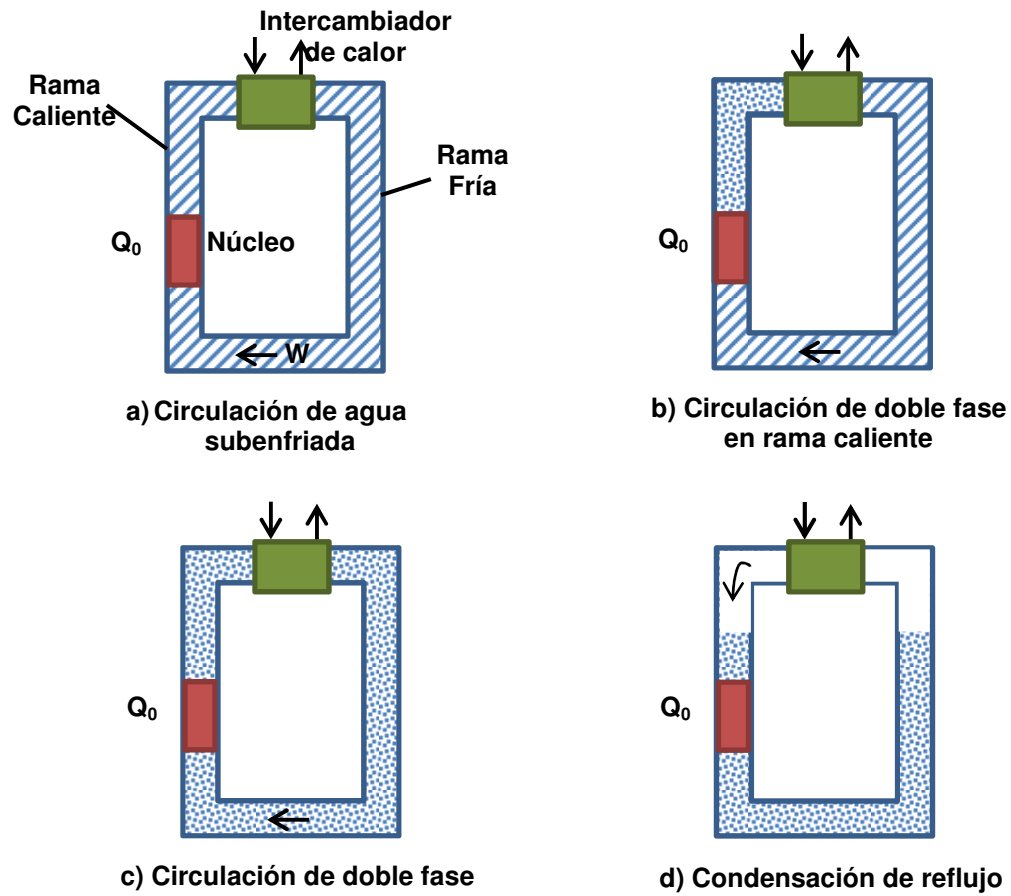


Fig. 1 – Los distintos regímenes de circulación natural en un circuito (adaptada a partir de la Ref. [2])

3. Antecedentes

En la Ref. [1] se analiza información experimental disponible de las denominadas instalaciones experimentales integrales (ITF) y se establece un mapa de CN para evaluar la performance en CN para sistemas nucleares complejos, principalmente PWR. La información que se muestra a continuación fue tomada íntegramente del análisis de la citada referencia.

Se considera un PWR trabajando en operación nominal durante un determinado tiempo. Luego de este período, se realiza una parada de las bombas principales con SCRAM (corte rápido del reactor) simultáneo, siempre considerando la disponibilidad del sistema de alimentación en el lado secundario refrigerando a través de los SG. En esta situación, la potencia del núcleo del reactor se estabiliza a valores de decaimiento y la presión del sistema primario se acerca a la presión de saturación correspondiente operación nominal del fluido primario, esta potencia es un porcentaje pequeño y fijo de la potencia total (5%, 3%, 2%, etc). En este escenario se extrae a pasos una fracción del inventario del refrigerante, llegando a condiciones estacionarias luego de cada extracción. Se ha mostrado que esto se corresponde con un escenario de LOCA pequeño, del orden de un 1% [2], sobre las bases de experimentos previos.

3.1 Circulación natural en simple fase

En el régimen de circulación natural no hay vapor saturado en el plenum superior del sistema, por lo que el refrigerante del núcleo debe ser sub-enfriado acercándose a la temperatura de saturación. El flujo a través del núcleo es el resultado de un balance entre las fuerzas impulsoras y las resistivas. Las fuerzas impulsoras vienen dadas por la diferencia de densidad del fluido que ocurre entre el lado descendente de los tubos en U más downcomer de la vasija y el núcleo más el lado ascendente de los tubos en U. Las fuerzas resistivas son generadas por caída de presión por fricción irreversible en todo el circuito. Las velocidades del fluido resultantes son suficientes para remover la potencia del reactor en ebullición nucleada sub-enfriada o en los regímenes de transferencia de calor en convección forzada, no habiendo ebullición film en el núcleo. Es de esperar del diseño de un reactor nuclear que la CN, teniendo disponibilidad de los SG, remueva la potencia de decaimiento residual del núcleo. Los datos experimentales de las pruebas en ITF confirman esta capacidad.

3.2 Circulación natural en doble fase

El régimen de CN en doble fase ocurre como consecuencia de la pérdida de inventario másico del sistema primario. Ambas fuerzas, la impulsora y la resistiva aumentan cuando decrece la masa total de refrigerante. Este régimen implica que hay aparición de vapor saturado en el plenum superior y en las ramas calientes. Aumentos considerablemente grandes de las fuerzas impulsoras ocurren cuando hay una pequeña disminución de los inventarios de masa del refrigerante. Otro efecto es que las fuerzas resistivas aumentan cuando hay una gran disminución de inventario másico. El resultado neto que se observa en esta etapa es un pico en la gráfica de caudal másico en función del inventario por prevalencia de las fuerzas impulsoras.

En el núcleo se experimentan convección forzada, regímenes de transferencia de calor sub-enfriada y saturada. La condensación se desarrolla en los tubos en U de los SG. La fracción de vacío promedio típica es menor al 30%, aunque valores extremos de alrededor del 50% pueden ser alcanzados sin crisis térmica en el rango de presión considerado.

3.3 Condensación por sifón

Cuando el inventario másico decrece bajo un cierto valor ocurren simultáneamente la disminución de las fuerzas impulsoras, poca diferencia de temperatura a través de los tubos en U de los SG y condensación en la parte ascendente de los tubos en U. Esto da origen a oscilaciones en el flujo de entrada al núcleo.

A inventarios másicos del 70% del nominal, la eficiencia de la transferencia de calor por condensación en los tubos en U es la causa de que toda la potencia térmica del núcleo sea removida en la parte ascendente de los tubos. El nivel de líquido aumenta debido a que la velocidad de la mezcla líquido-vapor en la entrada del tubo evita que se drene hacia abajo. Por ello el nivel de líquido aumenta hasta alcanzar la máxima altura. Durante este período el caudal en la entrada del núcleo es cercano a cero. Una vez que el nivel de líquido alcanza la parte más alta de los tubos en U, el efecto sifón ocurre y causa el vaciamiento de la parte ascendente de los tubos y el restablecimiento del caudal de entrada al núcleo. Así un nuevo ciclo comienza.

3.4 Condensación de reflujo

A bajos inventarios másicos de refrigerante y a baja potencia del núcleo, las velocidades de vapor son bajas en la parte superior del sistema incluyendo las ramas calientes y la entrada a los SG. Hay una interacción leve en la interfase líquido vapor que no es suficiente para producir el fenómeno de limitación por el contra-corriente mencionado en el párrafo anterior. En estas condiciones el líquido que es condensado en la parte ascendente de los tubos en U puede descender por la misma rama hacia la rama caliente y hacia el núcleo.

En las ramas calientes puede suceder que haya vapor y líquido estratificado en contra-corriente. El caudal másico dentro del núcleo es prácticamente nulo. La potencia térmica del núcleo puede ser removida por ebullición en régimen de transferencia de calor en ebullición nucleada saturada.

3.5 Ocurrencia de Dry-out

El dry-out es un punto específico de la curva de transferencia de calor en doble fase, está relacionado con el núcleo e implica que existe vapor en contacto con la fuente caliente. El dry-out no se debe considerar como un régimen de CN, aunque ocurra cuando el inventario másico es menor al 40% del valor nominal.

El bajo caudal y una alta fracción de vacío generan dry-out. Como consecuencia se establece un régimen de transferencia de calor por ebullición film en la vaina de los elementos combustibles con un bajo coeficiente de convección para la transferencia de calor. La temperatura superficial de la barra del elemento combustible aumenta en varias

zonas del núcleo y comienza una inestabilidad de la transferencia de calor desde los elementos combustibles al fluido.

La presión del primario y los niveles de potencia térmica afectan de manera importante a la excursión de temperatura. A una presión del primario de 15 MPa (operación normal para un PWR) el salto de temperatura superficial post dry-out puede ser de unas decenas de Kelvin, tolerable desde el punto de vista de resistencia mecánica del material de la vaina. A bajas presiones este salto puede ser de centenas de Kelvin.

3.6 El mapa de régimen de flujo

En la Ref. [1] se construyó un mapa de régimen de flujo en CN. En el eje de las ordenadas se representa el caudal en unidades que corresponden al porcentaje del caudal nominal inicial a plena potencia. En el eje de abscisas se representa el inventario másico porcentual respecto al inventario nominal. El diagrama se obtiene asumiendo una potencia de decaimiento y una presión del sistema primario cercana a la presión de saturación correspondiente a la temperatura nominal del refrigerante.

Al 100% de inventario másico, el caudal de CN corresponde a un PWR donde las bombas están paradas, se ha realizado detenido la generación de potencia del reactor y la parte del secundario del SG ha sido mantenida a presión nominal y con agua de alimentación disponible.

La curva en el diagrama permite la identificación y caracterización de cinco regímenes de CN que han sido discutidos anteriormente, siguiendo una secuencia de inventario decreciente, se tiene: CN en simple fase, CN en doble fase estable, doble fase inestable, condensación de reflujo y ocurrencia de dry-out.

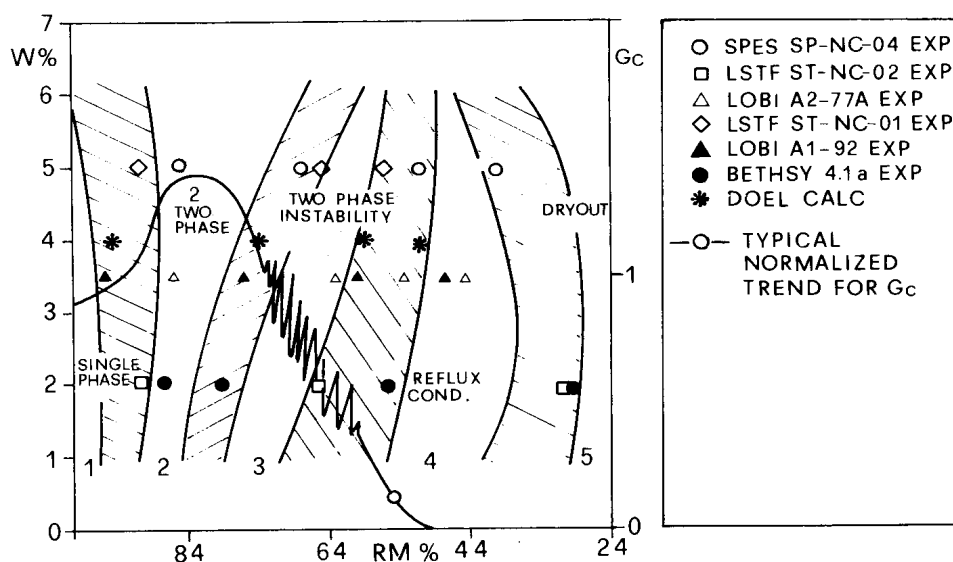


Fig. 2 – Distintas fases de funcionamiento en CN, principalmente para ITF, Obtenida de [1]

La simple fase termina con el vaciamiento del presurizador. Siguiendo la Fig. 2 el caudal aumenta hasta alcanzar un máximo en un inventario del 85% del nominal. En la región decreciente del mapa de flujo se generan inestabilidades por condensación en termosifón que producen picos más pequeños inclusive con reversiones del caudal. La condensación de reflujo es caracterizada por un flujo casi nulo a la entrada del núcleo aunque hay flujos ascendentes y descendentes de una mezcla bifásica y líquido saturado a la salida del núcleo. Finalmente ocurre dry-out en rangos de inventario másico entre 25% y 40%.

3.7 Mapa de flujo en CN (NCFM)

En las ITF se han realizado experimentos con modalidades parecidas y han sido verificados los regímenes discutidos anteriormente. La potencia lineal del elemento combustible, la fracción nominal de la potencia y la presión del sistema primario constituyen las principales diferencias para las condiciones de borde de los experimentos.

Los valores medidos de caudal de entrada, potencia del núcleo, inventario másico del refrigerante y el volumen neto del sistema primario han sido utilizados para construir el NCFM. El diagrama G/P versus RM/V ha sido elegido para el NCFM sobre otras posibilidades que incluyen cantidades adimensionales.

La información experimental de las ITF y su curva envolvente se muestran en las Fig. 3 y Fig. 4 respectivamente. Las curvas envolventes de la Fig. 3 constituyen el NCFM de las ITF a potencia de decaimiento y presión correspondiente a los valores de saturación cuando la temperatura es aproximadamente la de condiciones de operación nominales tanto en la rama fría como en la caliente.

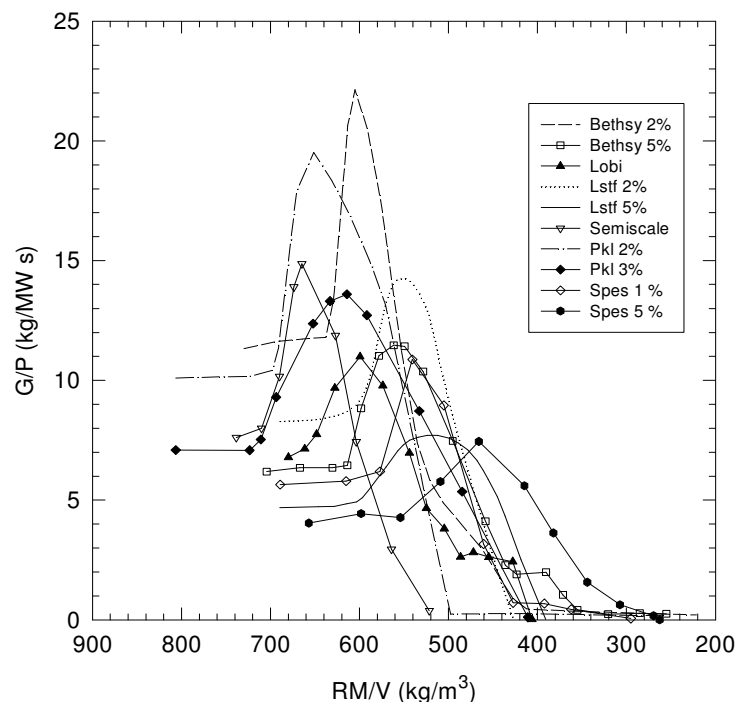


Fig. 3 – Evolución del flujo para distintas ITF, obtenida de la Ref. [1]

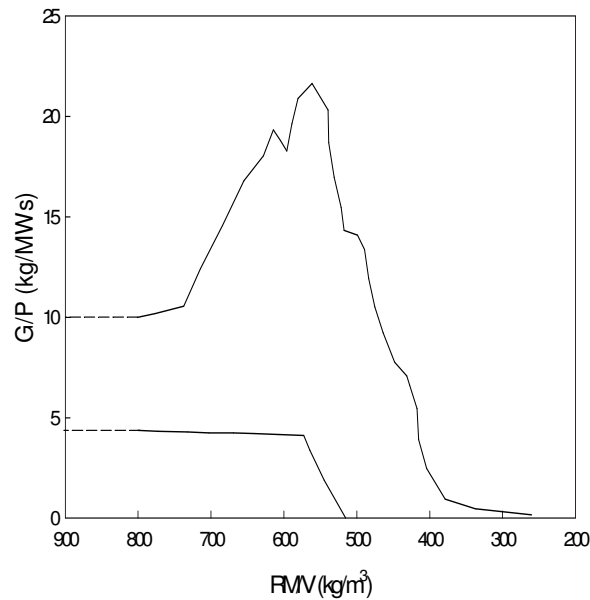


Fig. 4 – Envolvente de la evolución del flujo para distintas ITF o NCFM, obtenido de la Ref. [1]

Se espera que el NCFM constituya un límite de los parámetros relevantes en CN de los PWR. Cuando el sistema muestra una curva en el plano G/P vs. RM/V por encima del pico máximo se puede concluir que está bien diseñado para CN. Lo opuesto se presenta cuando la curva está por debajo del límite inferior. Por lo tanto el NCFM puede ser usado para evaluar la performance en CN de los PWR. Esto es especialmente útil para el diseño de reactores innovadores. Se espera que este nuevo tipo de reactores tenga una performance en CN superior a la de los PWR existentes.

3.8 Circulación Natural en la CNA I

El NCFM fue utilizado para caracterizar el comportamiento del flujo de la CNA I en condiciones de CN, en un escenario de un inventario másico reducido del refrigerante primario. Una razón para el análisis fue demostrar la similitud entre el tipo de reactor de la CNA I (presurizado de agua pesada) y un típico PWR. La longitud de los elementos combustibles de la CNA I hace más interesante el estudio, ya que alcanza 5.3 m de longitud activa. Se debe tener en cuenta que el set básico de resultados incluye algunas hipótesis que, por restrictivas, no son válidas para el funcionamiento de la planta.

Las simulaciones se han realizado usando tres nodalizaciones diferentes con aumento en el detalle.

- La nodalización identificada como SET-I representa a la planta con un layout similar al de un PWR. El moderador está desconectado hidráulicamente del circuito primario de la CNA I. Esto permite verificar que las tendencias generadas por trabajar con las ITF en situaciones similares otorgan un marco de comparación con la respuesta de la planta.
- La nodalización SET-II fue realizada con conexión hidráulica del sistema moderador y sistema primario.

- El cálculo SET-III fue realizado con una nodalización más detallada que se ha desarrollado dentro de la CNA I por la NA-SA. Además, para que sea más consistente con los datos experimentales de los PWR, el intercambio de potencia entre el primario y el moderador fue impuesto para que sea proporcional a la potencia generada en el núcleo.

Las condiciones de borde comunes son: una potencia constante de 2% a 5% al refrigerante primario luego del SCRAM, agua de alimentación al SG asegurada y mantenida en valores nominales (fracción de potencia), bombas del moderador paradas, bombas del primario paradas luego de la señal de SCRAM y la masa total del primario controlada. Este conjunto de condiciones de borde son un escenario hipotético para obtener el comportamiento de la planta en CN.

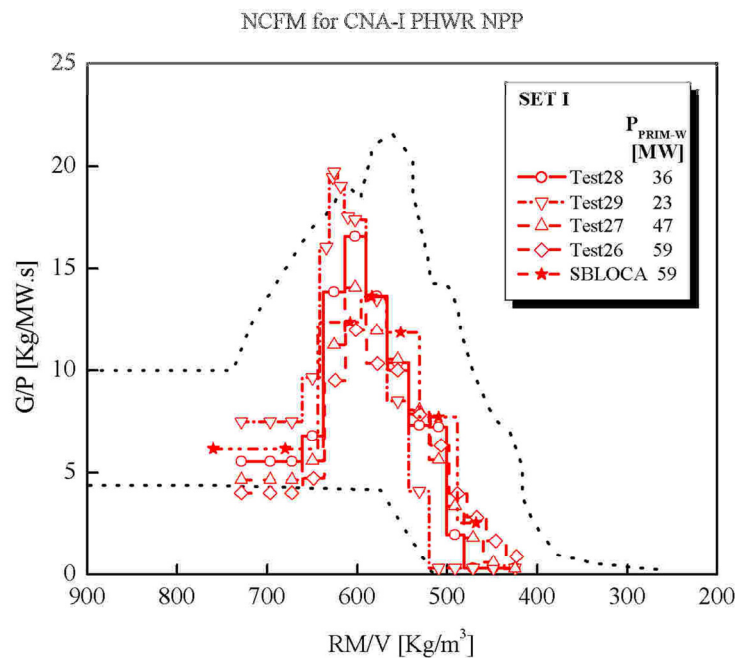


Fig. 5 – NCFM para la CNA I, SET-I obtenida de la Ref. [3]

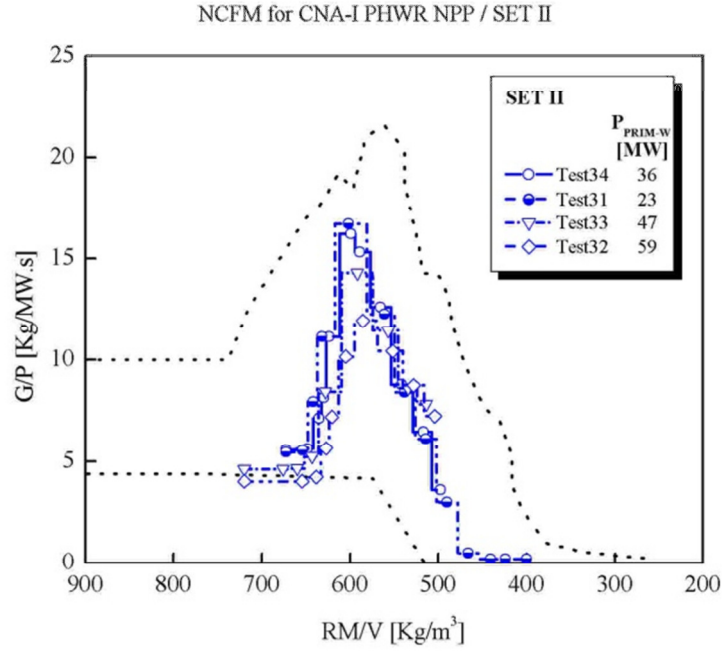


Fig. 6 – NCFM para la CNA I, SET-II, obtenida de la Ref. [3]

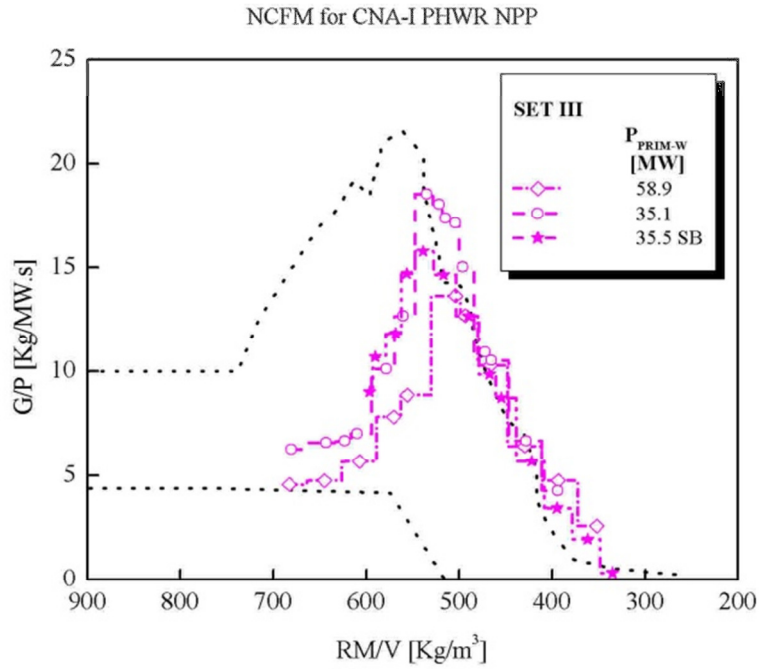


Fig. 7 – NCFM para la CNA I, SET-III, obtenida de la Ref. [3]

Los resultados del estudio se muestran en las figuras 5 a 7, correspondientes a las nodalizaciones del SET-I, SET-II y SET-III respectivamente. Para cada nodalización se han realizado diferentes cálculos aunque, como se puede observar, todas las curvas caen dentro de la envolvente de la Ref. [1].

4. Objetivo

El principal propósito de este estudio es analizar el comportamiento de CNAII en CN, para ello se ha realizado un estudio del desarrollo de Duffey y Sursock (D-S) [2] que es apropiado debido a su enfoque físico simple basado en un desarrollo teórico. Se debe tener en cuenta que se tomaron ciertas hipótesis que no son del todo ciertas para el comportamiento real de la planta. El resultado usando Ref. [2] se comparó con el cálculo de fracción de vacío realizado utilizando el modelo de Chexal-Lellouche (C-L) [6] para ver la diferencia en los métodos de cálculos. También se lo compara con el NCFM realizado en la Ref. [1] para corroborar que la performance de la CNA II para CN es similar a la de un PWR. Se realizó además un cálculo preliminar de un SBLOCA utilizando el código termohidráulico ATHLET y se compararon los resultados de manera razonablemente satisfactoria.

5. Desarrollo

5.1 Descripción de la CNA II

La CNA II es una central de potencia aún en su etapa de construcción, cuenta con dos loops de refrigerante primario y posee una potencia de 745 MWe. Es un reactor presurizado de agua pesada de un diseño similar al de la CNA I. El núcleo está compuesto por 451 elementos combustibles verticales con una longitud activa de 5.3 metros. A diferencia de la CNA I que tiene dos circuitos de sistema moderador, la CNA II posee cuatro. Dentro del reactor los canales refrigerantes están rodeados de agua pesada de moderación que está dentro del tanque moderador. En el reactor existen ecualizadores de presión que hacen que los dos fluidos estén a la misma presión (115 bar). La temperatura del moderador se encuentra por debajo de la temperatura del primario por una cuestión de reactividad, el promedio es de 170°C.

Se considera que en operación normal a plena carga se alcanzará una potencia térmica de 2160 MW, de la cual el 95,3% se genera en los elementos combustibles y el resto en el sistema moderador por termalización de neutrones y absorción de radiación gamma. Además, el sistema primario transfiere 5% de su potencia al sistema moderador a través de las paredes de los canales combustibles. La potencia transferida y depositada en el moderador que es de aproximadamente 220 MW se utiliza para precalentar el agua de alimentación del sistema secundario llevándola desde una temperatura aproximada de 120°C hasta los 170 °C a los que entra en los SGs.

El refrigerante ingresa a los SGs y entrega calor al agua de alimentación que se evapora a razón de 956 kg/s de vapor saturado a 55,9 bares de presión y 271 °C. El refrigerante que ingresó a una temperatura cercana a los 312°C abandona el SG a 277°C. Como se observa en la Fig. 8, los circuitos del sistema secundario son solo dos que se bifurcan para pasar por los intercambiadores del moderador. Se representa solo la operación normal ya que no se tendrá en cuenta el cambio del moderador por refrigeración posterior.

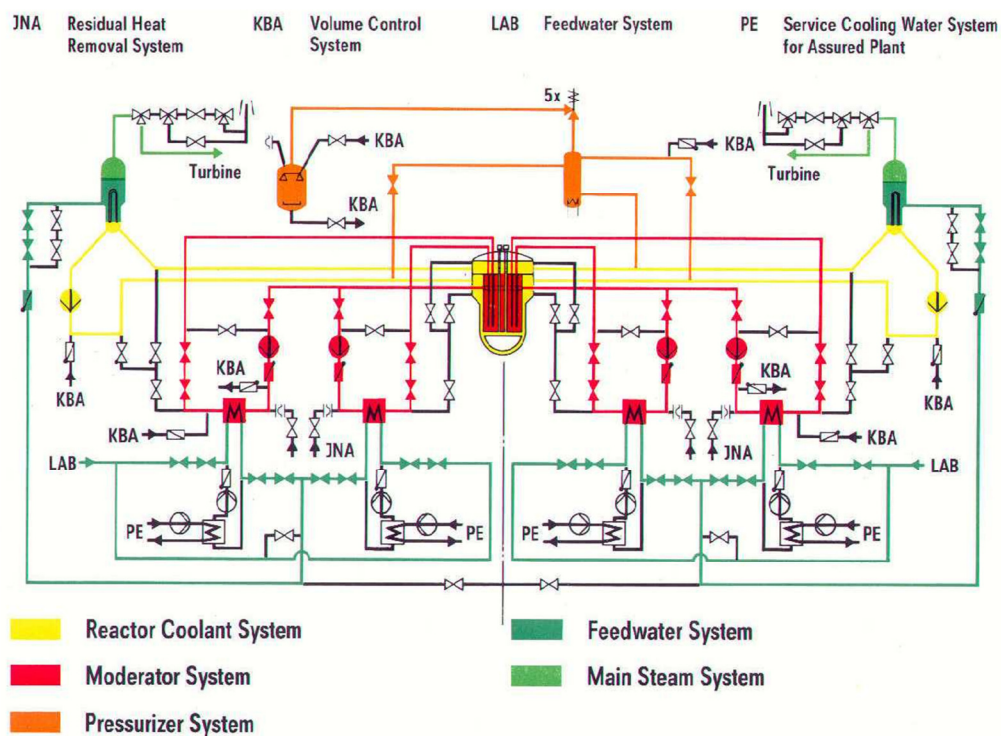


Fig. 8 – Diagrama esquemático del circuito primario y moderador para la CNA II

Como se ha mencionado antes, la CN del sistema primario es muy importante en la evaluación de la seguridad nuclear de la mayoría de los LOCAs pequeños, por lo que el conocimiento del comportamiento de la planta en esta situación es de vital importancia. Para ello, y teniendo como precedente los cálculos realizados para la CNA I, se realizó un análisis, que permitiese corroborar también los resultados para la CNA II con los datos obtenidos para las ITF representativas de los PWRs.

5.2 Cálculos realizados para la CNA II empleando modelos simples

Es importante mencionar desde un comienzo que el realizado es un estudio de caracterización, por lo que se diferencia del comportamiento que tendría la planta ante un accidente similar. Ello es debido a que no se activan los sistemas de seguridad

Se utilizó la formulación de D-S [2] y los pasos de cálculo para obtener el NCFM se muestran en el Anexo 1. El método propuesto por D-S requiere una altura hidrostática entre la fuente caliente (núcleo) y el sumidero frío (SG). El problema de usar este cálculo es que requiere conocer la pérdida de carga total, la cual solo se puede estimar. A través de este análisis se ha llegado a una evolución que permiten su comparación con el NCFM ya considerado.

Se utilizaron las bases teóricas de la Ref. [2] que se han modificado para llegar a ecuaciones de cálculo de caudal continuas para los distintos inventarios. Se supone una potencia del 3% de la potencia térmica total. Este análisis se realizó para tener una estimación de caudal sencilla que podrá ser comparada con otros cálculos de drift-flux como el modelo de fracción de vacío por C-L.

5.2.1 Modelo de Duffey-Sursock

Para la utilización de este modelo se utilizó [2] como referencia. El método se explica con detalle en el Anexo 1 pero, para un mejor entendimiento de los pasos tomados en 5.2.2, solo se mencionará que se expresa un método de cálculo para el caudal en simple fase, la fracción de vacío para caudal máximo (usando la relación de Zuber-Findlay [2]), la fracción de vacío cuando el caudal es nulo, el inventario para caudal nulo y máximo, además del caudal máximo.

La altura ΔL entre centros térmicos es tomada desde la mitad de la zona activa hasta la mitad de la altura de los tubos en U de los SG. En la Fig. 9 se muestra un gráfico esquemático de un PWR donde está representada esa altura.

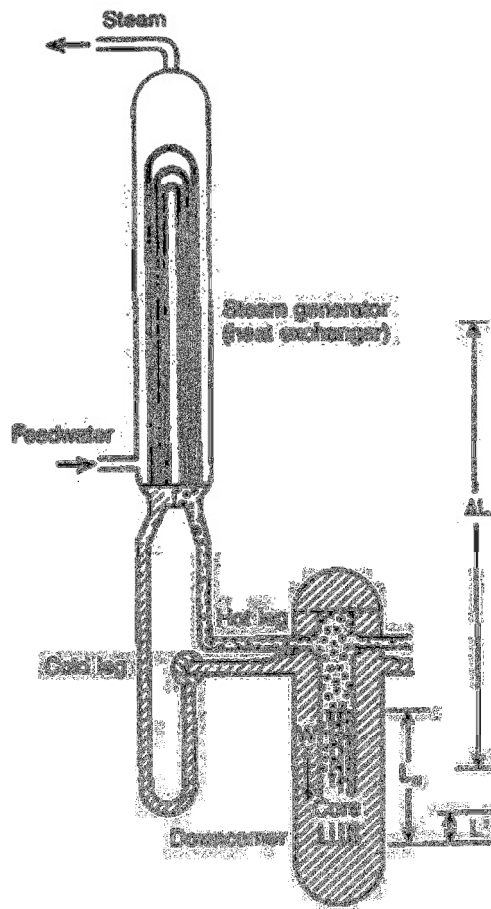


Fig. 9 – Esquema de circuito tipo PWR, obtenido de la Ref. [2]

5.2.2 Cálculos con el modelo de D-S para la CNA II

Los datos obtenidos de planta son los siguientes:

Nomenclatura	Valor	Unidades (descripción)
V1 rama caliente	0.4090	(cociente entre el volumen de rama caliente y el volumen total)
V2 rama fría	0.5910	(cociente entre el volumen de rama fría y el volumen total)
A_c	1.9664	m^2
ΔL	13.2	m
K	283.8	(pérdida de carga)
ρ_f	841.3	kg/m^3
ρ_g	74.0	kg/m^3
β_f	0.0024	1/K
C_p	4882.1	KJ/(Kg*K)
h_{fg}	1337396	KJ/Kg
Q_0	64800000	W
σ	0.0190	N/m
L	20.3028	m
A_{dc}	2.5980	m^2
γ	0.0880	(relación entre las densidades de vapor y de líquido)
V_{pres}	87.0000	m^3
V_{prim}	196.0000	m^3
A_{rpv}	4.56	m^2
Masa primario	161422	kg
Masa pri+pZR	180922	kg
Vol agua PZR	45.7	m^3
D_h	0.0213	m
μ_f	8.45818E-05	kg/(m.s)
μ_g	2.05115E-05	kg/(m.s)
$p_{critica}$	21.67	MPa (presión crítica)
Presión	11.5	MPa

Tabla 1 – Valores de la CNA II

5.2.2.1 Caudal en simple fase

Para el cálculo de simple fase de la CNA II se utilizó el mismo cálculo que el desarrollado en el Anexo 1, tomado de la Ref. [2], los valores esperados son los datos esperados de planta.

$$W_{1\emptyset} = \left[\frac{2A^2 \beta_f g \rho_l^2 Q_0 \Delta L}{C_p K_1} \right]^{1/3}$$

$$W_{1\emptyset} = \left[\frac{2 * 1.9664^2 * 0.0024 * 9.8 * 841.3^2 * 6.48E^{+7} * 13.2}{4882.1 * 283.8} \right]^{1/3}$$

$$W_{1\emptyset} = 432.32 \frac{kg}{s}$$

En doble fase se debe tener primero el cálculo de $\widehat{W}$. Para $\widehat{W}$ se utiliza la misma ecuación que la propuesta en la Ref. [2],

$$\widehat{W} = (2gL)^{1/2} \frac{\rho_l A}{K_1^{1/2}}$$

$$\widehat{W} = (2 * 9.8 * 20.3028)^{1/2} \frac{841.3 * 1.9664}{283.8^{1/2}}$$

$$\widehat{W} = 1958.4 \frac{kg}{s}$$

5.2.2.2 Fracción de vacío para caudal máximo

Para calcular el caudal máximo se considera que la fracción de vacío en la rama fría es cero $\alpha_2 = 0$. Por lo que este caudal dependerá únicamente de α_1 .

Para calcular $\bar{\alpha}_c$ se usará la relación de drift-flux de Zuber-Findlay, lo que se realiza por pasos:

$$j_g = \frac{Q_0}{\rho_g h_{lg} A_c}$$

$$j_g = \frac{6.48E^{+7}}{74.03 * 1.34E^{+6} * 1.966}$$

$$j_g = 0.333 \frac{m}{s}$$

Para el cálculo de j_l el proceso será iterativo ya que este depende de α_1 que es el que se está intentando calcular con la ecuación de Zuber-Findlay; para ello se expresará en función del α_1 .

$$j_l = \frac{W}{\rho_l A_c} - \gamma j_g = \frac{W}{\rho_l A_c} + (1 - \gamma) \frac{Q_0}{\rho_g h_{lg} A_c}$$

A continuación se desarrollará como fue tomado el caudal para el cálculo del $j_l(z)$

$$W = \frac{\widehat{W}}{\phi} \left[\frac{I - I_{Rc}}{V_2} (1 - \gamma) \right]^{1/2}$$

Al estar calculando el α para el caudal máximo se considera que la fracción de vacío para la rama fría será cero ya que todo el inventario de la rama está en estado líquido ($\alpha_2 = 0$), por lo que la ecuación (10) del Anexo 1 se simplifica a:

$$\alpha_1 = (I - I_{Rc})/V_2$$

Reemplazando en la ecuación del caudal,

$$W = \widehat{W} \left[\frac{\alpha_1}{\phi^2} (1 - \gamma) \right]^{1/2}$$

Sabiendo que $\alpha_2 = 0$ y considerando un modelo homogéneo, el multiplicador de doble fase se puede aproximar como,

$$\phi^2 = I^{-1} = \frac{1}{1 - \alpha_1 V_1 - \alpha_2 V_2} = \frac{1}{1 - \alpha_1 V_1}$$

El caudal en la ecuación de Zuber-Findlay para $j_l(z)$,

$$W = \widehat{W} [\alpha_1 (1 - \alpha_1 V_1) (1 - \gamma)]^{1/2}$$

$$j_l = \frac{\widehat{W}}{\rho_l A_c} [\alpha_1 (1 - \alpha_1 V_1) (1 - \gamma)]^{1/2} + (1 - \gamma) \frac{Q_0}{\rho_g h_{lg} A_c}$$

$$j_l = \frac{1975.4}{841.3 * 1.966} [\alpha_1 (1 - \alpha_1 * 0.409) (1 - 0.088)]^{1/2} + (1 - 0.088) 0.33285$$

$$j_l = 1.14 [\alpha_1 (1 - 0.409 \alpha_1)]^{1/2} + 0.3035$$

Lo único que falta calcular para completar con las partes componentes del cálculo de Zuber-Findlay es la velocidad de separación de fase, a saber:

$$V_{gj} = 1.53 \left[\frac{\sigma g}{\rho_l} (1 - \gamma) \right]^{0.25}$$

$$V_{gj} = 1.53 \left[\frac{0.019 * 9.8}{841.3} (1 - 0.088) \right]^{0.25}$$

$$V_{gj} = 0.182 \frac{m}{s}$$

La expresión para determinar la fracción de vacío resulta finalmente,

$$\alpha = \frac{0.33285}{1.13[1.14[\alpha(1 - 0.409\alpha)]^{1/2} + 0.63635] + 0.18237}$$

Resolviendo por bisección se obtiene,

$$\alpha = 0.2853$$

También se puede obtener el inventario para el caudal máximo como:

$$I_M = 1 - \alpha_1 V_1 = 1 - 0.2853 * 0.409$$

$$I_M = 0.8833$$

5.2.2.3 Fracción de vacío e inventario cuando el caudal se hace nulo

En este caso se llegó a un reflujo de condensación donde la velocidad de la fase líquida es cero $j_l = 0$. Para estimar la fracción de vacío y el inventario se utiliza nuevamente la ecuación de Zuber-Findlay aunque ahora se resolverá de una manera mucho más sencilla ya que no se debe considerar la parte iterativa del cálculo. Además se debe aclarar que el área utilizada para calcular la velocidad de la fase gaseosa será la del recipiente de presión (downcomer y núcleo)

$$j_g = \frac{Q_0}{\rho_g h_{lg} A_{RPV}} = \frac{6.48E+7}{74.03 * 1.34E+6 * 4.5644}$$

$$j_g = 0.147 \frac{m}{s}$$

$$\alpha = \frac{0.14752}{1.13 * 0.14752 + 0.18237}$$

$$\alpha = 0.4163$$

El inventario cuando el caudal es cero será,

$$I_{Rc} = 1 - \alpha_0 = 1 - 0.4163$$

$$I_{Rc} = 0.5836$$

5.2.2.4 Caudal máximo en dos fases

Se dará cuando $\alpha_2 = 0$ y se calcula en esta instancia porque se debe conocer el inventario en condensación de reflujo,

$$W_M = \widehat{W} \left[\frac{I_M(I_M - I_{Rc})}{V_2} (1 - \gamma) \right]^{1/2}$$

$$W_M = 1975.4 \left[\frac{0.8833(0.8833 - 0.5836)}{0.591} (1 - 0.088) \right]^{1/2}$$

$$W_M = 1252 \frac{kg}{s}$$

5.2.2.5 Caudales para distintos inventarios

Se incluye un factor para que el caudal sea continuo en el inventario de caudal máximo. El cálculo del inventario será por pasos y para el inventario menor al I_M , se utiliza la siguiente ecuación,

$$W = \widehat{W} \left[\frac{I(I - I_{Rc})}{V_2} (1 - \gamma) \right]^{1/2}$$

Para el caudal con inventario mayor al máximo se incluye el siguiente factor:

$$\varepsilon(I) = \left[1 - \frac{(1 - I_M) V_2}{(I_M - I_{RC}) V_1} \right] \frac{(I - I_M)}{(1 - I_M)} + \frac{(I - I_M) V_2}{(I_M - I_{RC}) V_1}$$

Finalmente el caudal se calcula como,

$$W = \widehat{W} \left[\frac{I(1 - I)}{V_1} \frac{(1 - \gamma)}{\varepsilon(I)} + \frac{(I - I_M) W_{1\emptyset}^2}{(1 - I_M) \widehat{W}^2} \right]^{1/2}$$

5.2.3 Síntesis de resultados

Se muestran los resultados obtenidos, los cálculos se han realizado en VBA (Visual Basic Application) para poder tener, cuando se requiere, un cálculo iterativo más preciso.

Caudal simple fase, $W_{1\emptyset} = 432.316 \frac{kg}{s}$

Inventario para caudal máximo, $I_M = 0.8833$

Inventario para caudal nulo, $I_{RC} = 0.5836$

Caudal máximo, $W_M = 1252 \frac{kg}{s}$

En la Fig. 10 se muestra la variación del caudal en función del inventario (RM), para hacerla comparable con la curva envolvente de la Ref. [1] se debe mostrar G/P en función de la densidad aparente RM/V.

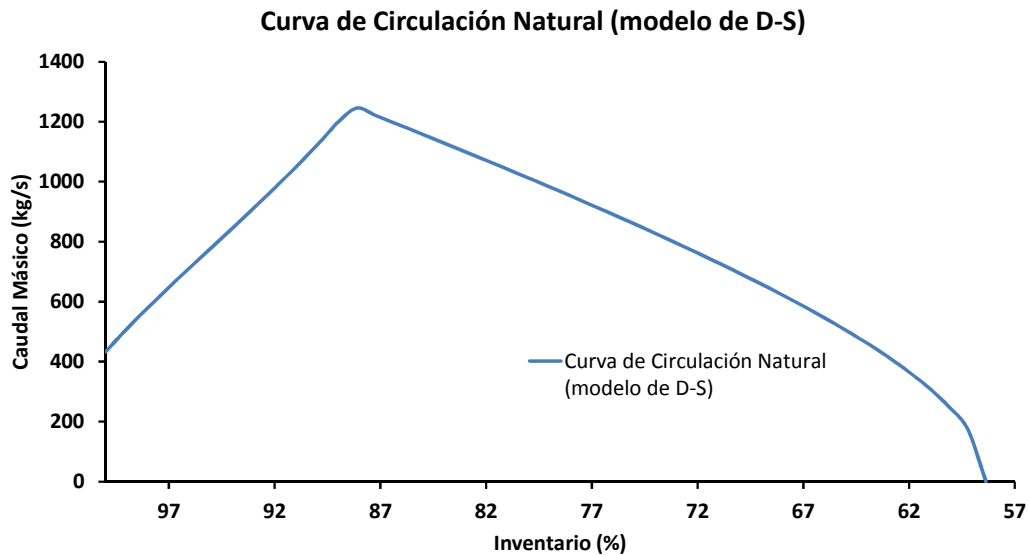


Fig. 10 – Caudal en función del Inventario másico calculado por el método de D-S

El denominado NCFM se representa en la Fig. 11 que luego será comparado con otro mapa de flujo realizado por un cálculo alternativo y con el NCFM envolvente.

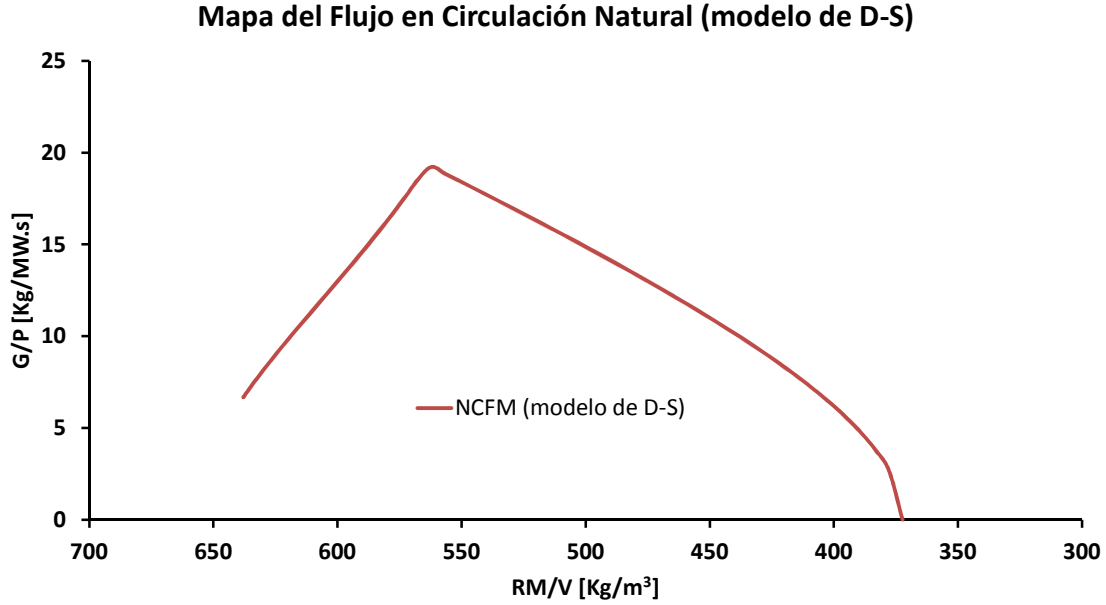


Fig. 11 – El NCFM calculado por el método de D-S

5.2.4 Cálculos realizados utilizando el modelo de Chexal-Lellouche

Primero se analizará cómo se realiza el cálculo de la fracción de vacío con la ecuación de C-L obtenida de la Ref. [6] y se harán los mismos cálculos que los propuestos por la Ref. [2].

La expresión de drift-flux para la fracción de vacío, α está dada por:

$$\alpha = \frac{j_g(z)}{c_0[j_g(z) + j_l(z)] + V_{gj}}$$

Esta ecuación es igual a la utilizada para los cálculos de drift-flux de Zuber-Findlay, pero la manera de resolver el parámetro de distribución y la velocidad de separación de fases hace que sea interesante analizarlo.

Parámetro de distribución,

$$C_0 = \frac{L}{[K_0 + (1 - K_0)\alpha^r]}$$

Siendo L y C_p ,

$$L = \frac{1 - e^{C_p \alpha}}{1 - e^{C_p}} = \frac{1 - e^{16.0604 \alpha}}{1 - e^{16.0604}}$$

$$C_p = \frac{4p_{crit}^2}{[p(p_{crit} - p)]} = \frac{4 * 216.71^2}{115 * (216.71 - 115)} = 16.0604$$

Ahora se analizará K_0 ,

$$K_0 = B_1 + (1 - B_1)\gamma^{1/4}$$

Siendo

$$B_1 = \min(0.8, A_1)$$

Donde A_1 depende del número de Reynolds. Si el Reynolds del vapor es mayor que el del líquido se usará ese, sino se usará el del líquido. Siempre que se use el número de Reynolds se tomará esta consideración.

$$A_1 = \frac{1}{1 + \exp(-Re/60000)}$$

Otro valor importante para tener los necesarios para el cálculo de C_0 es r ,

$$r = \frac{(1 + 1.57\gamma)}{(1 - B_1)}$$

Hay que tener en cuenta que el cálculo del número de Reynolds depende de la fracción de vacío que se desea hallar, por lo que el valor de C_0 depende de la fracción de vacío.

El V_{gj} que es la velocidad de separación de las fases y se calculará de manera similar al caso anterior, a saber:

$$V_{gj} = 1.41[(\rho_l - \rho_g)\sigma g]^{0.25} C_1 C_2 C_3 C_4$$

Primer término

$$C_1 = (1 - \alpha)^{B_1}$$

Segundo término

Para $\rho_l/\rho_g \leq 18$

$$C_2 = 0.4757 \left[\ln \left(\frac{\rho_l}{\rho_g} \right) \right]^{0.7}$$

Para $\rho_l/\rho_g > 18$

$$\text{Si } C_5 \geq 1, \quad C_2 = 1$$

$$\text{Si } C_5 < 1, \quad C_2 = \left\{ 1 - \exp \left[\frac{-C_5}{(1-C_5)} \right] \right\}$$

$$\text{Con } C_5 = \sqrt{150\gamma}$$

Tercer término

$$C_3 = \max[0.5, 2\exp(-Re_f/300000)]$$

Cuarto término

$$\text{Si } C_7 \geq 1, \quad C_4 = 1$$

$$\text{Si } C_7 < 1, \quad C_4 = \frac{1}{1-\exp(-C_8)}$$

$$\text{Con } C_7 = \left[\frac{0.09144}{D_h} \right]^{0.6} \quad C_8 = \frac{C_7}{1-C_7}$$

A continuación se realizará un cuadro para mostrar los resultados obtenidos con el método de C-L [6]. realizando un cálculo en Excel a través de VBA, los datos presentados corresponden al cálculo de caudal máximo, la misma fórmula se usará para caudal nulo.

C₀	1.0910	C₁	0.7530
L	0.9975	C₂	0.8857
K₀	0.9089	C₃	1.3556
r	5.6908	C₄	1.0000
B₁	0.8000		
Re	116676	V_{gj}	0.152
			m/s

Tabla 2- Valores para el cálculo de la fracción de vacío

Los valores obtenidos aplicando este método son los siguientes:

$$\text{Caudal simple fase, } W_{1\phi} = 432.316 \frac{kg}{s}$$

$$\text{Inventario para caudal máximo, } I_M = 0.8779$$

$$\text{Inventario para caudal nulo, } I_{RC} = 0.6356$$

$$\text{Caudal máximo, } W_M = 1122 \frac{kg}{s}$$

En las Fig. 12 y Fig. 13 se muestra el caudal a través del núcleo en función del inventario y el correspondiente NCFM con el modelo D-S, respectivamente.

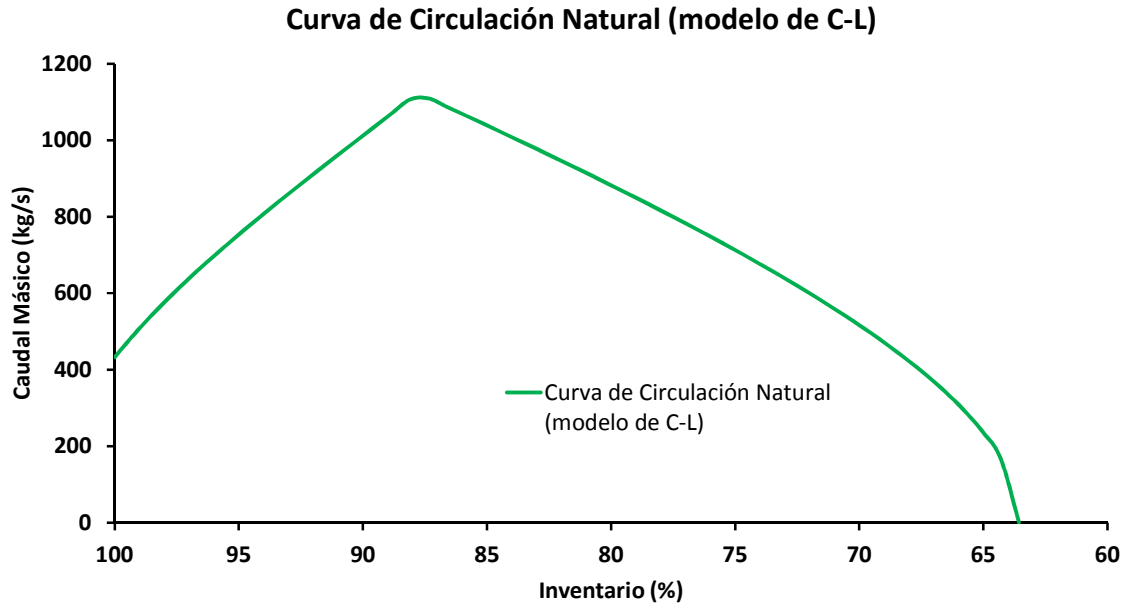


Fig. 12 - Caudal en función del Inventario másico calculado por el método de C-L

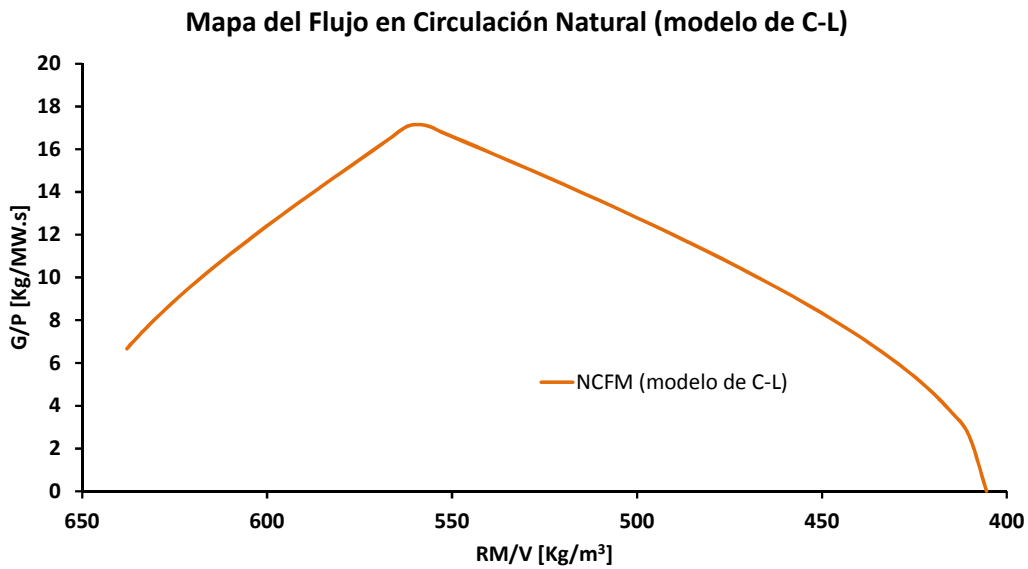


Fig. 13 – El NCFM calculado por el método de C-L

5.2.5 Comparación de resultados

Se comparan los valores obtenidos por ambos métodos

Valores calculados	Por Duffey-Sursock	Por Chexal-Lellouche
α caudal max.	0.2853	0.2986
I_M	0.8833	0.8779
I_{Rc}	0.5836	0.6356
W_M [kg/s]	1252	1122

Tabla 3- Comparación de los parámetros calculados por los modelos

Se puede verificar que las diferencias que existen en los valores calculados para ambos modelos son muy similares entre sí la diferencia máxima de alrededor del 10% se observa en el caudal máximo.

A continuación (véase Tabla 4) se consignan los valores característicos del modelo de Zuber-Findlay para la determinación de la fracción de vacío para caudal máximo. Nótese que la mayor discrepancia se obtiene en la velocidad.

Valores calculados	Por Duffey-Sursock	Por Chexal-Lellouche
C_0	1.13	1.09
V_{gi} [m/s]	0.1824	0.1519
j_l [m/s]	0.5383	0.5496

Tabla 4- Variables que forman el cálculo de fracción de vacío

Se pueden comparar los gráficos de caudal en función del inventario para ambos cálculos.

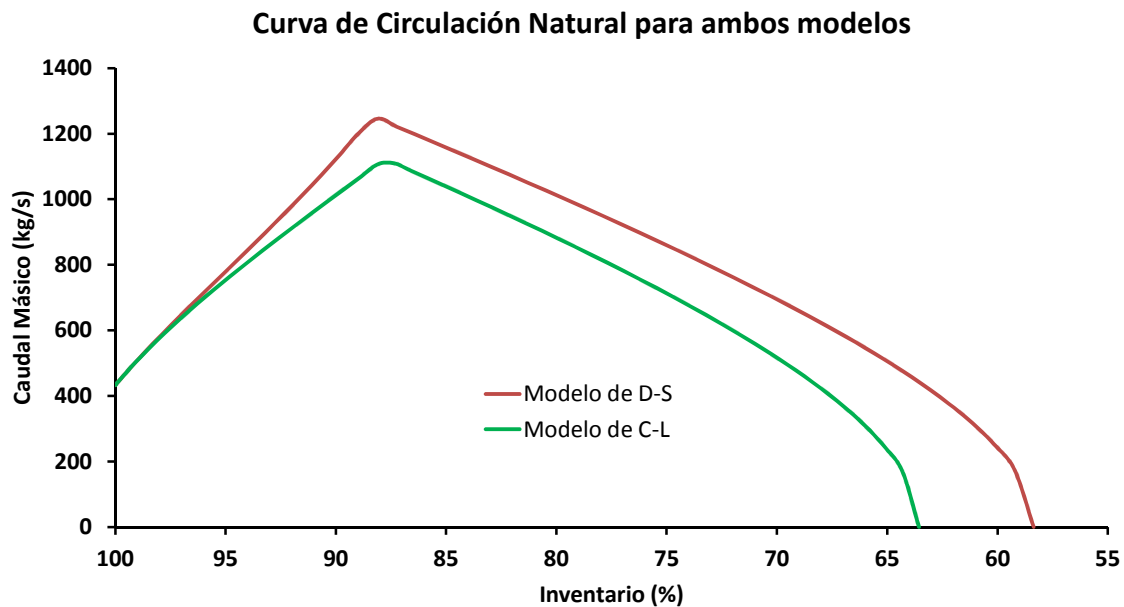


Fig. 14 – Comparación entre las curvas de Caudal en función del Inventario para ambos modelos

Como se observa a simple vista, con el modelo de C-L se obtienen resultados comparables con los resultados del modelo de D-S. El caudal máximo difiere en un 10%

aproximadamente, siendo el valor del inventario para caudal nulo el que mayores discrepancias tiene.

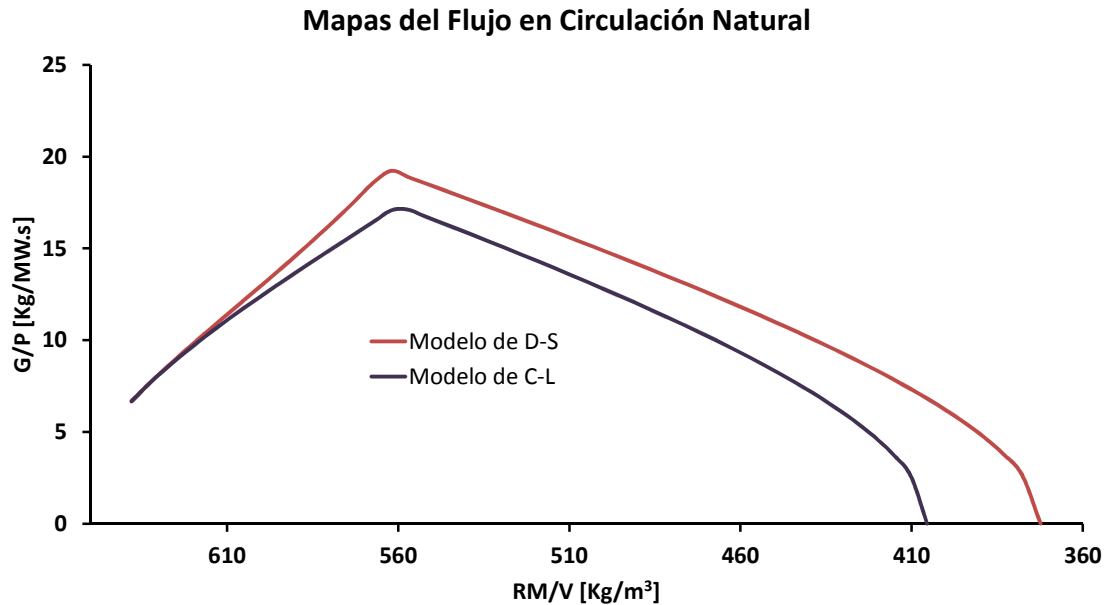


Fig. 15 - Comparación entre los NCFM para ambos modelos

Por el modelo de D-S la densidad relativa calculada es menor, debido a que el inventario para caudal nulo también lo es.

5.3 Comparación de los NCFM

Se han obtenido dos NCFM para los valores de operación de la CNA II mediante el uso del modelo de D-S y el modelo de C-L, realizando los cálculos con una potencia de 3% del valor nominal. Estas curvas se comparan con la curva envolvente desarrollada en la Ref. [1].

Se puede observar en la Fig. 16 que los mapas calculados por los diferentes métodos están mayoritariamente contenidos por esta envolvente. Esto quiere decir que el diseño de la CNA II bajo las hipótesis planteadas, tiene un comportamiento similar a las experiencias realizadas en las ITF, que representan el comportamiento de reactores PWR operando en CN.

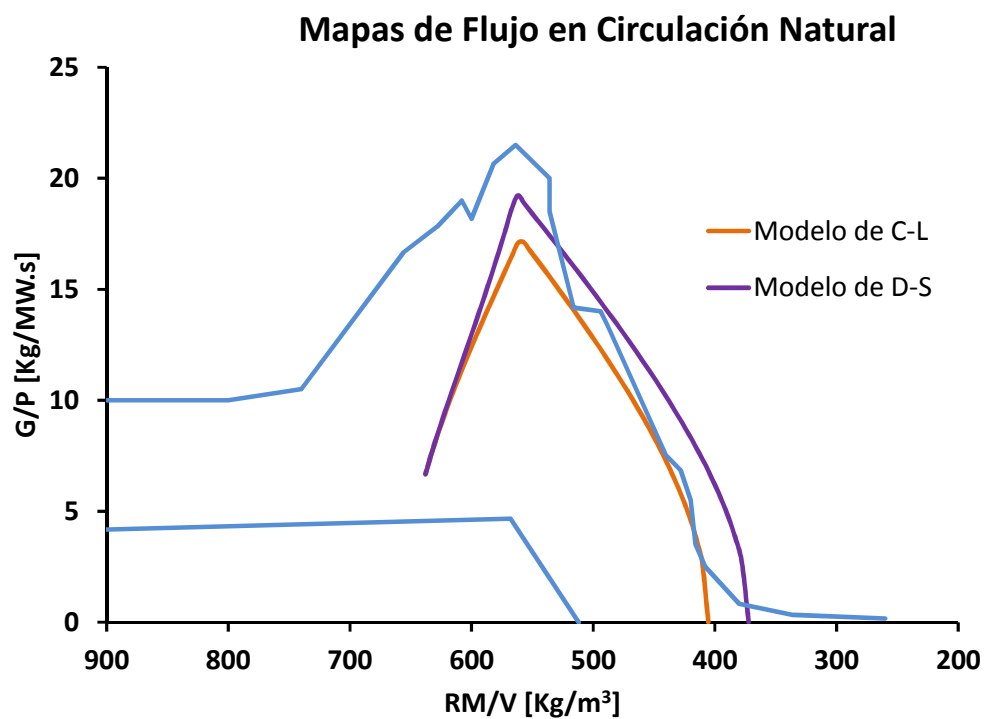


Fig. 16 – Comparación de Curva envolvente con curvas calculadas por distintos métodos.

Los resultados obtenidos son satisfactorios, sin embargo, el mayor inconveniente que presentan estos cálculos es que se postula como conocida la pérdida de carga, la estimación de este valor puede llevar a errores en los resultados. Por ello, se realizó un estudio de la sensibilidad a este parámetro, tal como se muestra en la sección 6.1.

6. Análisis de sensibilidad

Se modificaron tanto en el valor de la pérdida de carga, como en el valor de la potencia residual mostradas en la Tabla 1 para ver como varían los cálculos realizados por los modelos de D-S y C-L.

6.1 Análisis de sensibilidad a la pérdida de carga K

6.1.1 Modelo de Duffey-Sursock

Se especificó una variación del 20% en el coeficiente K de pérdida de carga concentrada para analizar la sensibilidad de los resultados en el método de D-S. El valor de la pérdida de carga concentrada es de aproximadamente 284 (Tabla 1). La Fig. 17 muestra la curva de caudal en función del Inventario para esta variación.

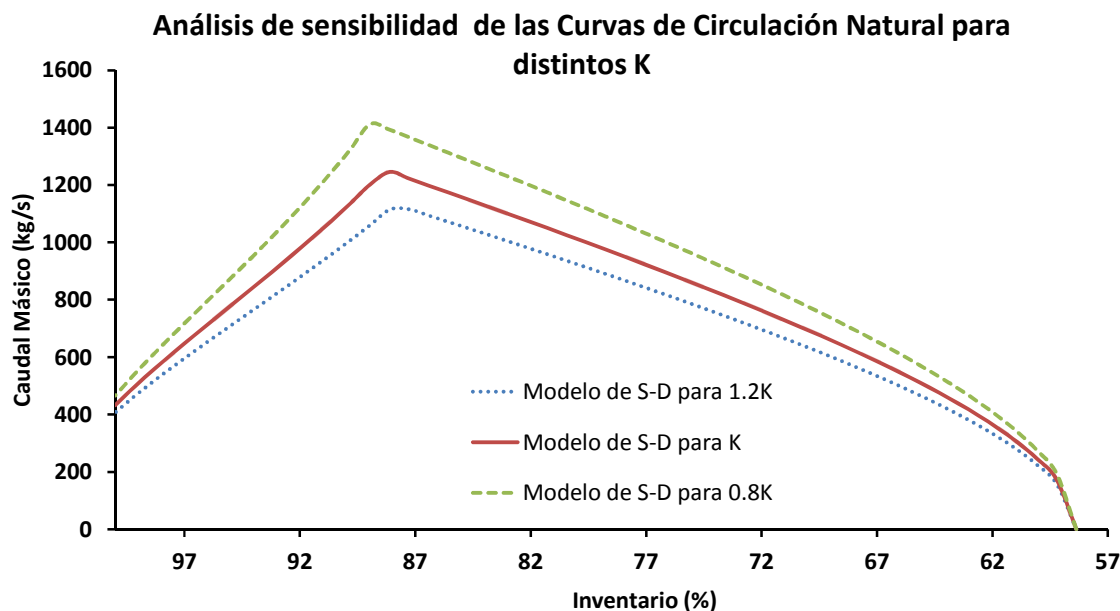


Fig. 17 – Comparación de curvas de Caudal Másico en función del Inventario para C-L modificando la pérdida de carga.

La mayor diferencia se observa en los valores del caudal máximo, que es del orden de un 13% cuando la pérdida de carga se reduce en 20%.

	1.2K	K	0.8K
$\hat{W}$ [kg/s]	1788	1959	2190
$W_{1\theta}$ [kg/s]	406.82	432.32	465.70
I_M	0.8786	0.8833	0.8890
W_{max} [kg/s]	1131	1252	1417
α caudal max	0.2969	0.2853	0.2713

Tabla 5 – Valores comparables del análisis de sensibilidad para el K

Las tres curvas para las distintas pérdidas de cargas están contenidas dentro de la envolvente. La diferencia del 20% de la pérdida de carga se refleja en una diferencia menor cuando se calcula el caudal máximo.

Mapas de Flujos para distintos valores de K

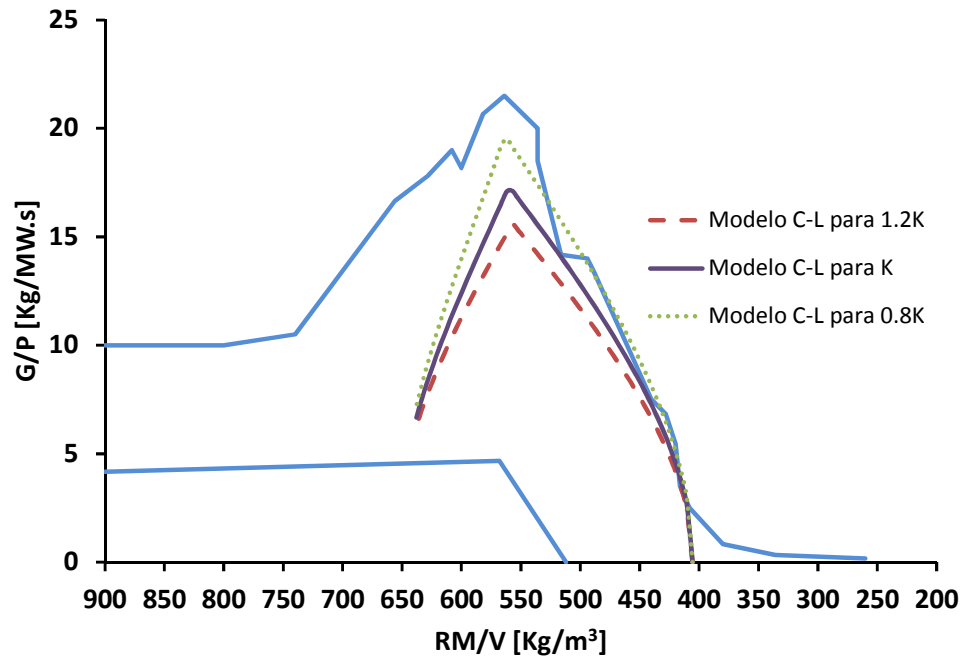


Fig. 18 – Curva envolvente con los NCFM a distintos K

6.1.2 Modelo de Chexal-Lellouche

El mismo análisis se realizará a continuación para el modelo de C-L esperando resultados similares a los obtenidos utilizando el modelo de D-S.

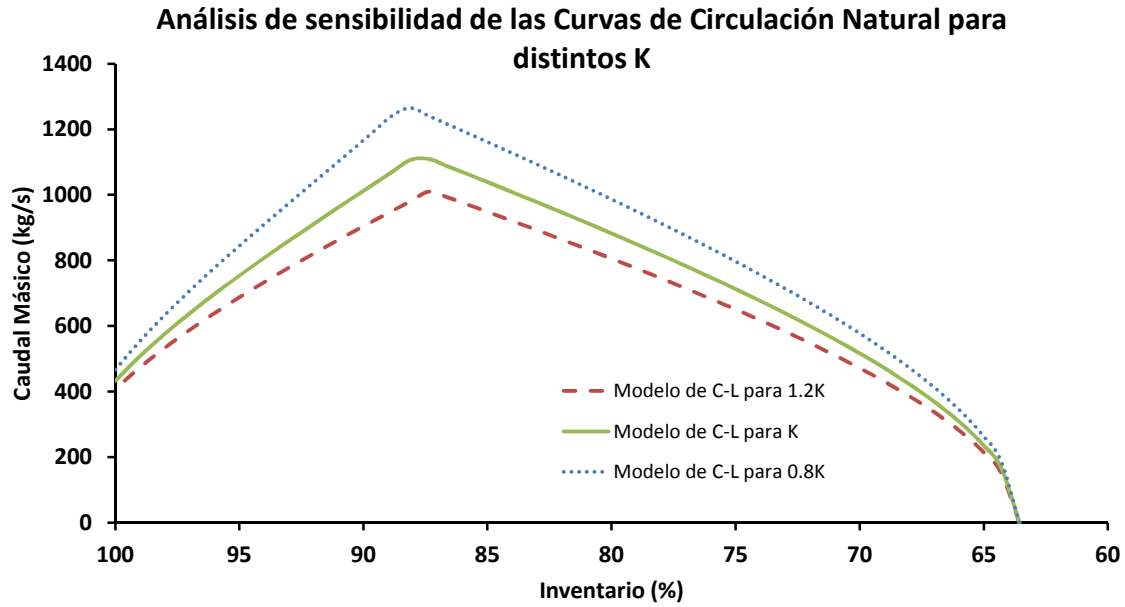


Fig. 19 – Comparación de curvas de Caudal Másico en función del Inventario para C-L modificando la pérdida de carga.

Como era de esperar la mayor diferencia ocurre en el cálculo caudal máximo, que para una variación del 20% de la pérdida de carga ronda el 13%.

	1.2K	K	0.8K
$\hat{W}$ [kg/s]	1788	1959	2190
V_{qi} [m/s]	0.1544	0.1520	0.1484
$W_{1\theta}$ [kg/s]	406.82	432.32	465.70
IM	0.8731	0.8779	0.8836
W_{max} [kg/s]	1011	1122	1273
α caudal max	0.3102	0.2986	0.2847

Tabla 6 - Valores comparables del análisis de sensibilidad para el K

A continuación se muestra la curva envolvente de la Ref. [1] con los tres mapas para las distintas pérdidas de carga. Se puede ver que los NCFM de las variaciones de la pérdida de carga entran dentro de la envolvente.

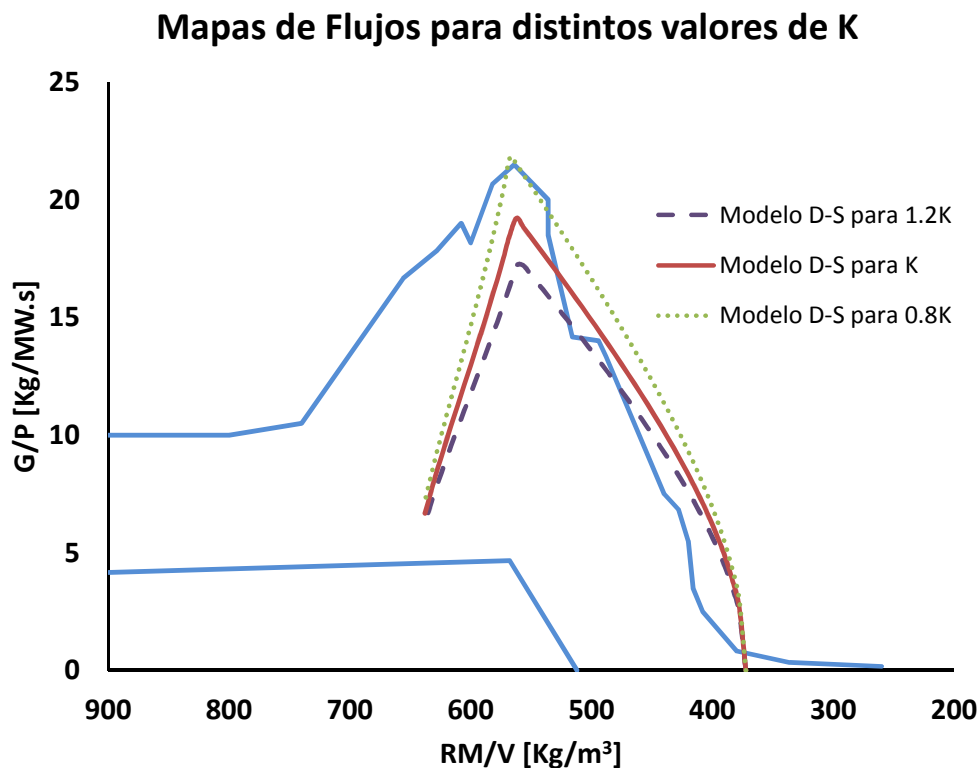


Fig. 20 - Curva envolvente con los NCFM a distintos K

Por ende se puede concluir que variaciones en las pérdidas de cargas concentradas en el rango estudiado (del 20 %) los resultados obtenidos por ambos modelos dan un comportamiento de la CNA II similar al de los experimentos de las ITF.

6.2 Mapas de flujo para distintas potencias

6.2.1 Modelo de Duffey-Sursock

El calor de decaimiento varía con respecto al tiempo, siendo de alrededor del 7% cuando recién se apaga el reactor. En casos anteriores se ha analizado únicamente lo que sucede con una potencia residual del 3% del valor nominal. Por lo tanto a continuación se mostrarán los NCFM para potencias del 2%, 4% y 5%, comparándolas con las obtenidas para el 3% de potencia nominal.

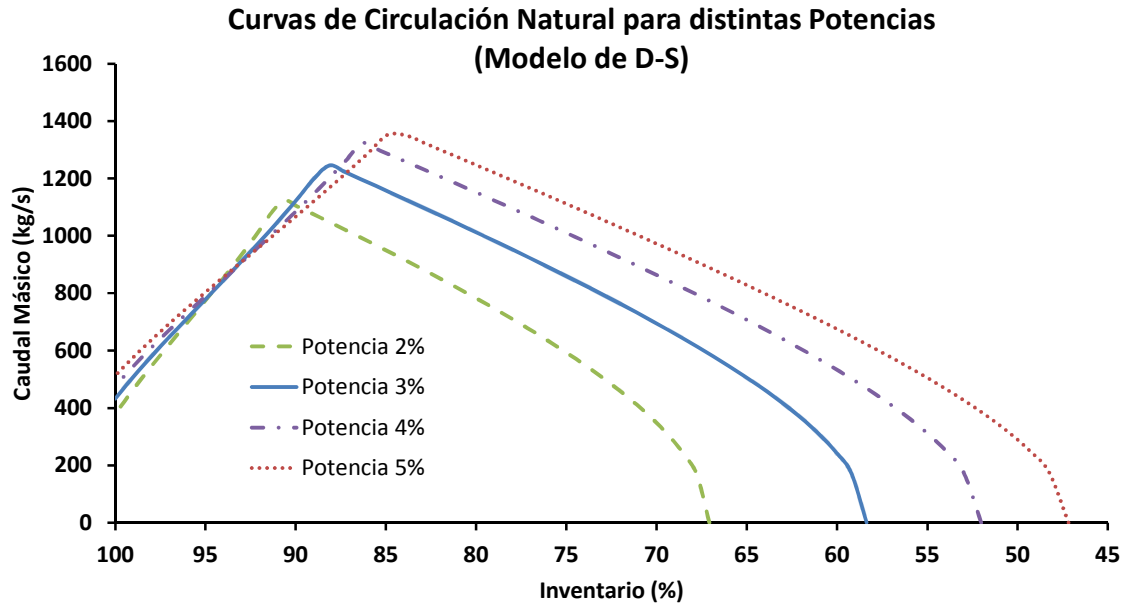


Fig. 21 – Distintas curvas de Caudal Másico en función del Inventario para diferentes potencias, con el método de D-S

La potencia afecta al caudal en simple fase como se muestra a continuación:

$$W_{1\theta} = CQ^{1/3}$$

Por ello, la variación de la simple fase es pequeña, además las variaciones de caudal máximo también son pequeñas, a continuación se presentará una tabla que compara estos valores.

	Potencia del 2%	Potencia del 3%	Potencia del 4%	Potencia del 5%
$W_{1\theta}$ [kg/s]	377.66	432.32	475.82	512.57
I_{Rc}	0.6708	0.5836	0.5201	0.4718
I_M	0.9081	0.8833	0.8632	0.8462
W_{max} [kg/s]	1130	1252	1324	1370
α caudal max	0.2246	0.2853	0.3346	0.3761

Tabla 7 – Valores calculados para distintas potencias por el método de D-S

6.2.2 Modelo de Chexal-Lellouche

Con el método de C-L se muestran los cuatro NCMF para las distintas potencias. En este caso, como se mencionó anteriormente los valores de caudal en simple fase serán iguales que los calculados por D-S para cada potencia.

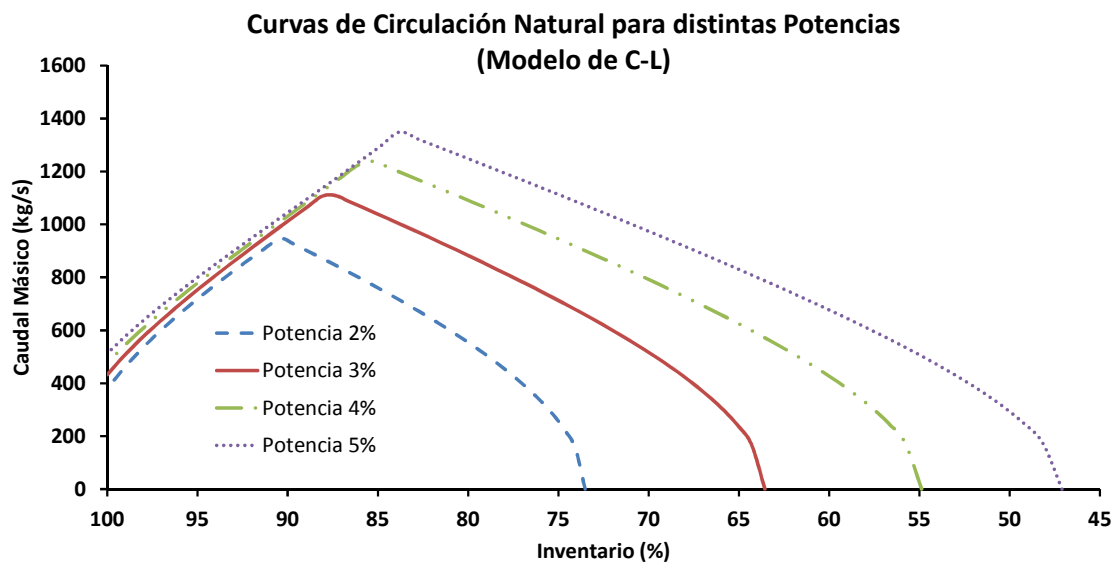


Fig. 22 - Distintas curvas de Caudal Másico en función del Inventario para diferentes potencias, con el método de C-L

Como se puede observar en la Fig. 22 las curvas hasta el caudal máximo partiendo de simple fase poseen valores muy similares, aunque el punto máximo difiere más que para el modelo de D-S.

A continuación se muestran algunos valores relevantes para las distintas potencias.

	Potencia del 2%	Potencia del 3%	Potencia del 4%	Potencia del 5%
V_{qi} [m/s]	0.1686	0.1519	0.1396	0.1298
$W_{1\theta}$ [kg/s]	377.66	432.32	475.82	512.57
I_{Rc}	0.7352	0.6356	0.5487	0.4710
I_M	0.9040	0.8779	0.8563	0.8380
W_{max} [kg/s]	951	1122	1249	1349
α caudal max	0.2346	0.2986	0.3514	0.3961

Tabla 8 - Valores calculados para distintas potencias por el método de C-L

7. Modelado utilizando ATHLET

Los 451 canales que tiene el núcleo están representados por 5 canales hidráulicos. Los sistemas modelados son el sistema primario, sistema moderador, el lado secundario se redujo a los SG con una condición de contorno que mantiene presión y nivel constantes. Los componentes hidráulicos que están incluidos son 467. La cantidad de estructuras de calor modeladas llega a 46, en las cuales todo el sistema de remoción de calor residual no se ha tenido en cuenta. La parte neutrónica fue desactivada y se estableció la caída de potencia con una tabla que poseía la curva de decaimiento.

Con respecto a los sistemas de control, el ATHLET trabaja con un código asociado denominado G2. Todo el control del sistema secundario fue desconectado, además del control para la modificación del moderador a refrigeración posterior. Se modificó el control del presurizador para simplificarlo.

El código resuelve las seis ecuaciones correspondientes a conservación de masa, momento y energía, tres correspondientes al líquido y tres correspondientes al vapor.

7.1 Condiciones iniciales y de borde

Luego del apagado del reactor, la potencia sigue una curva de decaimiento que llega a un 3% del valor nominal y es mantenida constante durante todo el transitorio. Le sigue el apagado de las dos bombas del primario y las cuatro del moderador.

Al haber modificado el moderador para que sólo funcione en su modo de operación normal el intercambio de masa se genera a través de las conexiones localizadas en el plenum superior y en el plenum inferior.

El presurizador es aislado del resto del primario luego de que se llegue a una situación de caudal estacionario en simple fase estable en el primario. Para ello se agregó una válvula en la línea que conecta la rama caliente con el presurizador.

Como se mencionó anteriormente los SGs son mantenidos a una presión y a un nivel constantes durante el transitorio, asegurando siempre agua de alimentación (a la temperatura de saturación correspondiente a la presión del SG) para la refrigeración.

El área de la rotura de la rama fría para el SBLOCA es del 0.1% del área total.

Pasos:

- Se realizó una corrida hasta los 500 s. para alcanzar un estado estacionario. En ese instante se realizó el SCRAM hasta alcanzarse una potencia de decaimiento del 3% que se mantuvo constante.
- T= 550 s: se apagan las dos bombas principales y las cuatro del moderador.
- T= 1300 s: se abre la válvula de descarga simulando un LOCA pequeño en la rama fría del sistema primario que contiene al presurizador.
- T=1300 s: se aísla el presurizador del sistema primario a través del cierre de una válvula.
- T=1300 s: se cierran las conexiones entre el moderador y el sistema primario.

7.2 Comparación de los NCFM

En la Fig. 23 se ilustran los resultados obtenidos por los diferentes modelos: D-S, C-L y utilizando el código ATHLET. Adicionalmente se muestran los límites sugeridos en la Ref. [1].

Se puede concluir que los resultados preliminares obtenidos con el código ATHLET son relativamente aceptables. El caudal máximo obtenido ronda los 1176 kg/s, valor que está entre el calculado por D-S y por C-L. Además el caudal en simple fase es de 482 kg/s, comparable con los resultados calculados. Sin embargo, la evolución para la zona de altos inventarios residuales muestran variaciones que no son esperables, Ello parece estar asociado al sistema de control implementado para el mantenimiento de la fuente fría en condiciones nominales, lo que debe ser estudiado adicionalmente.

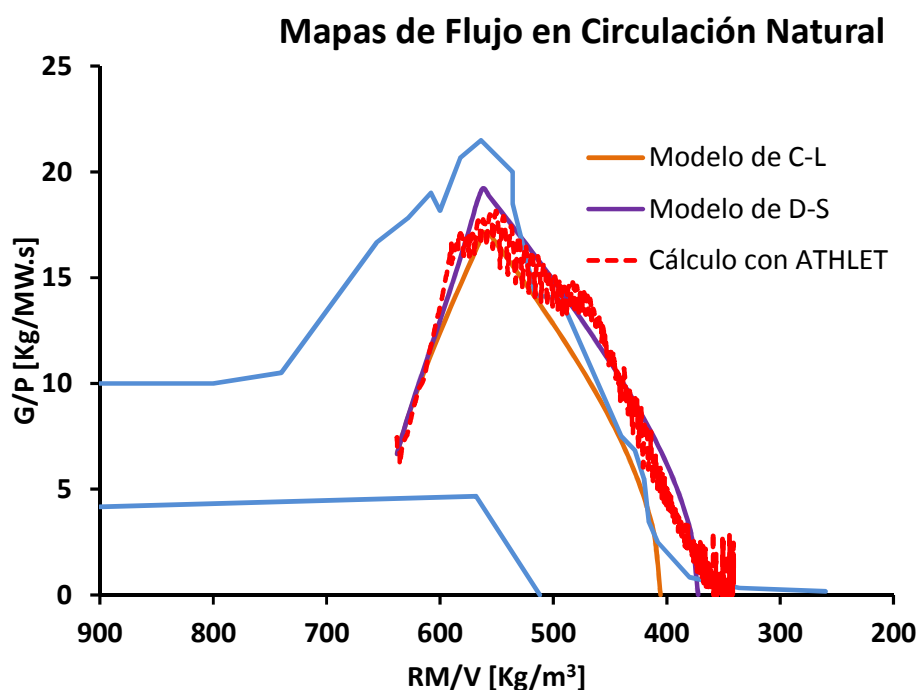


Fig. 23 – NCFM considerando cálculos con ATHLET

Para realizar la comparación de los NCFM se ha considerado el inventario másico total del sistema primario mostrado en la Tabla 1 (180922 kg) y el volumen total de líquido incluyendo el presurizador (283.6 m³).

8. Conclusiones

Los resultados obtenidos son importantes para caracterizar el comportamiento de la CNA II en CN en un escenario con reducción de inventario del sistema primario. Se puede concluir que la CNA II se comportaría de forma similar a un PWR en una situación de CN y bajo las mismas restricciones asociadas a los sistemas de seguridad,

Los cálculos realizados de una manera sencilla utilizando los modelos de D-S y C-L se posicionan dentro la curva envolvente propuesta por D'Auria y Frogheri en la Ref. [1]. Los caudales máximos son relativamente altos, lo que permitiría una buena remoción de calor residual en doble fase. Debido a que la resistencia de fricción y de forma es relevante para la validez de los resultados y que la misma es estimada, se realizó un estudio de sensibilidad que muestra que introduciendo variaciones de un 20% en mas y en menos en K, se obtienen resultados que se mantienen en la banda del NCFM. Estos modelos simples permitieron, además, efectuar un estudio de variación del NCFM con la potencia residual, lo que mostró resultados consistentes.

En 7 se muestra el NCFM (Fig. 23) para una corrida preliminar con el código ATHLET Mod. 2.2 Cycle B Se puede concluir que los valores obtenidos por la simulación son relativamente aceptables con relación a los correspondientes a los cálculos teóricos. El NCFM se encuentra dentro la curva envolvente de la Ref. [1].

Agradecimientos:

Quisiera agradecer al Ing. J.C. Ferreri por su guía para realizar este trabajo y a aquellos miembros de la ARN que han colaborado para su concreción efectiva, especialmente al Lic. Alejandro I. Lazarte. Otras personas que adicionalmente aportaron en mayor o menor medida fueron Ariel Baez y Nicolás Schiliuk, en el manejo del control de planta y de la nodalización utilizando el código ATHLET.

Deseo explicitar también mi agradecimiento a la Autoridad Regulatoria Nuclear, que me permitió realizar el curso de Especialización en Reactores Nucleares como parte de mi capacitación en Seguridad Nuclear.

9. Referencias

- [1]. F. D'Auria and M. Frogheri, "Use of a natural circulation map for assessing PWR performance," Nuclear Engineering and Design, vol. 215, no. 1-2, pp. 111–126, 2002.
- [2]. R. B. Duffey and J. P. Sursock, "Natural circulation phenomena relevant to small breaks and transients," Nuclear Engineering and Design, vol. 102, no. 2, pp. 115–128, 1987.
- [3]. J. C. Ferreri, O. Mazzantini, M. A. Ventura, R. D. Rosso, and F. D'Auria, "Natural circulation in the CNA-I PHWR NPP—characterization based on flow maps," in Proceedings of the 10th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-10 '03), Seoul, Korea, October 2003.
- [4]. GRS ATHLET Mod. 2.2 Cycle B manual, Vol.1 Rev.5.
- [5]. O. Mazzantini, J. C. Ferreri, F. D'Auria y C. P. Camusso, "Natural Circulation in the ATUCHA-I PHWR Nuclear Power Plant," Science and Thecnology Installations, Volume 2007.
- [6]. United States Nuclear Regulatory Comission, 2001 and 2002, RELAP5/MOD3.3 Code manual, Volumes 1-8, by Information Service Laboratory Inc. Nuclear Safety Division, NUREG/CR-5535/Rev.1.

10. Nomenclatura y Abreviaturas

PWR: Reactores de agua a presión

BWR: Reactores de agua en ebullición

ITF: Integral Test Facilities

NPP: Central Nuclear

CN: Circulación natural

NCFM: Mapa de flujo para CN

CNA I: Central Nuclear Atucha I

CNA II: Central Nuclear Atucha II

SG: Generador de vapor

A: área de flujo [m^2]

α : fracción de vacío

γ : tasa de densidad (ρ_g/ρ_l)

$\emptyset$: multiplicador de fricción de doble fase

C_0 : coeficiente de distribución

C_p : calor específico del líquido $\left[\frac{kJ}{Kg\ K} \right]$

g : aceleración de la gravedad $\left[\frac{m}{s^2} \right]$

h_{lg} : calor latente de vaporización $\left[\frac{kJ}{Kg} \right]$

I: inventario másico porcentual

$K_{1,2}$: coeficiente de pérdida de carga para simple y doble fase

ΔL : elevación entre los centros térmicos [m]

L: altura del sistema [m]

L' : elevación de saturación $[m]$

Q : calor de entrada $[Watt]$

V : fracción de volumen

ρ : densidad $\left[\frac{kg}{m^3}\right]$

$\Delta\rho$: diferencia de densidades $\left[\frac{kg}{m^3}\right]$

V_{gj} : velocidad de separación de fases $\left[\frac{m}{s}\right]$

W : caudal másico del loop $\left[\frac{kg}{s}\right]$

B_f : coeficiente de expansión térmica volumétrica

σ : tensión superficial $\left[\frac{N}{m}\right]$

A_{RPV} : área del recipiente de presión $[m^2]$

$j_l(z)$, $j_g(z)$: velocidad superficial del líquido, vapor respectivamente $\left[\frac{m}{s}\right]$

β : tensión superficial

LOCA: Accidente con pérdida de refrigerante

SBLOCA: accidente con rotura pequeña y pérdida de refrigerante

RM: masa residual

P: Potencia

SCRAM: apagado rápido del reactor

PRZ: presurizador

Anexo 1

Cálculo aproximado del caudal en Convección Natural para CNA II

La circulación natural (CN) es un método único para la refrigeración pasiva de reactores nucleares como los PWR o los BWR, en el caso de los primeros pudiendo trabajar con agua liviana o pesada como refrigerante primario.

Se realizó un estudio sobre el método de cálculo propuesto por Duffey y Sursock [2] el cual plantea como requerimiento que el diseño posea una diferencia de altura hidrostática entre la fuente caliente, en el caso de reactores nucleares el núcleo, y el sumidero de calor. Este último será el generador de vapor para los PWRs y el condensador para los BWRs.

De acuerdo al aumento de título se definen al menos tres modos de operación natural: simple fase, doble fase y condensación de reflujo. En modelos de PWRs se ha observado una relación estrecha entre el inventario líquido y el caudal total, obteniendo el máximo caudal a valores intermedios de inventario.

Se puede considerar a la CN como un proceso cuasi estacionario, la presión es casi constante, el flujo se modifica lentamente y la pérdida de inventario en roturas pequeñas es chica por lo que se pueden ignorar la evaporación flash y los efectos de las aceleraciones.

Desarrollo teórico de la circulación en simple y doble fase

Simple fase

Se debe considerar fluido en todo el loop. La ecuación de momento será:

$$\frac{1}{A} \frac{dW}{dt} = -g \oint \rho dz - \frac{1}{2} \rho_l \oint f u^2 \frac{ds}{D}$$

Que se transformará

$$\frac{1}{A} \frac{dW}{dt} = -g \oint \rho dz - \frac{1}{2} K_1 \frac{W^2}{\rho_l A^2}$$

donde K_1 es la suma de las pérdidas de carga en simple fase. Para un caudal estacionario:

$$-g \oint \rho dz = \frac{1}{2} K_1 \frac{W^2}{\rho_l A^2}$$

Integrando alrededor del loop, expresando la variación de densidad en términos del coeficiente volumétrico de expansión térmica β y observando que el aumento de la temperatura está gobernado por la energía inicial, dado este valor de energía Q_0 se obtiene:

$$W_{1\phi} = \left[\frac{2A^2 \beta_f g \rho_l^2 Q_0 \Delta L}{C_p K_1} \right]^{1/3} \quad (1)$$

Donde ΔL es la diferencia de elevación entre los centros térmicos de la fuente caliente y el sumidero.

Doble fase y condensación de reflujo

Ahora se considerará que el circuito contiene flujo en doble fase con densidades diferentes ρ_1 y ρ_2 y títulos diferentes X_1 y X_2 en las ramas fría y caliente respectivamente.

Se asume caudal estacionario con el núcleo y el SG como los puntos de centros térmicos. Se sabe que el caudal es limitado por las consideraciones de balance de momento.

La ecuación de momento para el circuito ahora será:

$$-g \oint \rho dz = \frac{1}{2} K_2 \frac{W^2}{\rho_l A^2} \quad (2a)$$

donde K_2 es el coeficiente de pérdida de carga en doble fase.

Por conveniencia futura se define:

$$\hat{W} = (2gL)^{1/2} \frac{\rho_l A}{K_1^{1/2}} \quad (2b)$$

En donde $\hat{W}$ tiene las dimensiones de caudal másico y es el máximo caudal si todo el loop fuese líquido.

Integrando la ecuación de momento

$$\oint \rho dz = \int_0^L \rho_1 dz - \int_0^L \rho_2 dz = (\rho_1 - \rho_2)L$$

Que representa las diferencias de densidad entre las ramas caliente y fría. Ahora evaluando la integral se debe distinguir entre las regiones subenfriada y saturada:

$$L\bar{\rho} \equiv [(\bar{\rho}_2 - \bar{\rho}_1)_{2\phi} + (\bar{\rho}_2 - \bar{\rho}_1)_{1\phi}] \quad (3a)$$

Por lo que se puede obtener el caudal másico como

$$W = \hat{W} \left[\frac{(\bar{\rho}_2 - \bar{\rho}_1)_{2\phi}}{\phi^2 \rho_l} + \frac{(\bar{\rho}_2 - \bar{\rho}_1)_{1\phi}}{\rho_l} \right] \quad (3b)$$

El ϕ es el multiplicador de la fricción en doble fase.

V_c representa la fracción de volumen del núcleo, V_s el de la rama caliente del SG, V_u es la suma del volumen de upper plenum y la rama caliente y V_2 es la suma de la rama fría del SG, bomba y downcomer, ignorando el sello de la bomba. La fracción de inventario másico puede ser escrito como,

$$I \equiv \frac{M}{M_0} = 1 - [\bar{\alpha}_c(V_c + V_s) + \alpha_0 V_u + \alpha_2 V_2] = 1 - (\alpha_1 V_1 + \alpha_2 V_2) \quad (4)$$

Donde $\bar{\alpha}_c$ es el valor medio del núcleo. Que también se asume correspondiente al valor medio de la rama caliente del SG. El α_0 es el máximo valor en la parte superior del núcleo.

Para calcular el $\bar{\alpha}_c$ se usará la relación de drift-flux de Zuber-Findlay:

$$\alpha = \frac{j_g(z)}{c_0[j_g(z) + j_l(z)] + V_{gj}} \quad (5)$$

Asumiendo potencia uniforme en el núcleo

$$j_g(z) = \frac{Q_0(z - L')}{L_c \rho_g h_{lg} A_c} \quad j_l(z) = \frac{W}{\rho_l A_c} - \gamma j_g(z) \quad (6) \text{ y } (7)$$

Cuando se establece la condensación de reflujo el flujo neto en el circuito cae virtualmente a cero, siendo todo vapor en el núcleo. Por lo tanto la altura hidrostática esta balanceada en la rama fría y caliente.

$$\alpha_1 = \alpha_2 \quad (8)$$

Cuando el reflujo recién se establece, el inventario es:

$$I = I_{RC} \equiv 1 - (V_1 + V_2) \quad (9)$$

Cuando hay circulación es $\alpha_2 \neq 0$ se obtiene de sustituir en la ecuación (4)

$$\alpha_1 - \alpha_2 = (I - I_{RC})/V_2 \quad (10)$$

Por lo tanto, sustituyendo (10) en la ecuación (3b)

$$W = \frac{\widehat{W}}{\phi} \left[\frac{I - I_{RC}}{V_2} (1 - \gamma) \right]^{1/2} \quad (11)$$

Donde $I_{RC} < I < I_M$. El límite superior I_M se obtiene cuando $\alpha_2 = 0$. Se puede evaluar ϕ de diversas maneras resultando,

$$\phi^2 = I^{-1} \quad (12)$$

Sustituyéndolo en la ecuación (11),

$$W = \widehat{W} \left[\frac{I(I - I_{RC})}{V_2} (1 - \gamma) \right]^{1/2} \quad (13)$$

Caudal máximo

Matemáticamente el caudal máximo se obtiene cuando el inventario I adquiere el valor más alto. Físicamente, el máximo caudal de doble fase se logra cuando la diferencia de presión estática es máxima para las ramas fría y caliente. Esto implica que la fracción de vacío es máxima en la rama caliente y cero en la rama fría, por lo que el inventario para el máximo caudal es,

$$I = I_M = 1 - \bar{\alpha}_0 V_1 \quad (14)$$

Entonces el caudal máximo será,

$$W = \hat{W} \left[\frac{I_M(I_M - I_{Rc})}{V_2} (1 - \gamma) \right]^{1/2} \quad (15)$$

O, usando la definición de la ecuación (12)

$$W = \hat{W} [\bar{\alpha}_0 (1 - \bar{\alpha}_0 V_1) (1 - \gamma)]^{1/2} \quad (16)$$

Luego de una serie de cálculos se determina que el caudal máximo será dado por:

$$W_0 = \left[\frac{\hat{W}^2 (1 - \gamma)}{2C_0 \gamma h_{lg}} Q_0 \right]^{1/3} \quad (17)$$

Este resultado puede ser comparado con la expresión de caudal en simple fase (2b). Esta expresión es válida solo para $\alpha_2 = 0$, cuando W_0 es grande.