

**Shock térmico presurizado.  
Comportamiento de la CNA-I frente a una  
rotura en la rama caliente de 50 cm<sup>2</sup>**

Rosso, R.D. y Ventura, M.A.

**AUTORIDAD REGULATORIA NUCLEAR**  
Av. del Libertador 8250  
(1429) Ciudad de Buenos Aires, ARGENTINA  
Telefax (011) 4704-1171/1188  
<http://www.arn.gov.ar>

# SHOCK TÉRMICO PRESURIZADO

## COMPORTAMIENTO DE LA CNA-I FRENTE A UNA ROTURA EN LA RAMA CALIENTE DE 50 CM<sup>2</sup>

Rosso, R.D. y Ventura, M.A.

Autoridad Regulatoria Nuclear  
Argentina

### RESUMEN

En el presente trabajo se efectúa un análisis del fenómeno PTS (Pressurized Thermal Shock) en el marco del escenario planteado por un accidente del tipo LOCA definido por una rotura de 50 cm<sup>2</sup> en la rama caliente ubicada en la zona de conexión de la línea del presurizador con el sistema primario de la CNA-I.

Inicialmente se describe la metodología de cálculo adoptada para la evaluación de los parámetros termohidráulicos locales en el downcomer del recipiente de presión (RPV).

En función de los resultados obtenidos se pueden inferir un conjunto de conclusiones en aspectos diversos.

El primer conjunto de conclusiones al que se arriba, asegura que se dispone de una herramienta simple y de fácil aplicación para analizar fenómenos del tipo PTS en escenarios planteados por roturas de cañerías del sistema primario, ya sean éstas en las ramas calientes o en las ramas frías. Esta metodología de cálculo es completamente independiente de las utilizadas por la Nucleo Eléctrica Argentina S.A. (N.A.S.A), para analizar los fenómenos del tipo PTS en la CNA-I.

El segundo conjunto de conclusiones se refiere a los resultados obtenidos con la metodología de cálculo adoptada, la cual brinda resultados similares a los obtenidos con metodologías que son validadas contra experiencias de facilidades experimentales tal como la facilidad experimental UPTF (upper plenum test facility).

Otra conclusión de importancia surge del análisis del comportamiento de la temperatura en el fluido contenido en el downcomer del RPV por debajo del nivel de la rama fría, en función de la temperatura  $T_{HPI}$  del agua inyectada por el sistema de emergencia de baja presión de la CNA I (sistema TJ).

Se puede observar que a medida que aumenta la temperatura  $T_{HPI}$ , se aleja la posibilidad de que se den las condiciones propicias para un PTS dentro de un escenario definido por un accidente del tipo LOCA.

El límite máximo para la temperatura  $T_{HPI}$  quedará fijado por la temperatura que se alcance en los elementos combustibles, es decir, que no se ponga en riesgo la integridad estructural de las vainas de las barras combustibles.

### ABSTRACT

Pressurized thermal shock (PTS) phenomena in the CNA-I pressurize heavy water reactor is analyzed in this paper. The initiating event is a hypothetical 50 cm<sup>2</sup> break of the line connecting the pressurizer and the primary system.

The calculation procedure for obtaining the local thermal-hydraulic parameters in the reactor pressure vessel downcomer is described firstly.

Results obtained lead to conclusions in different subjects.

The first conclusion is that a simple tool of easy application is available to analyze PTS phenomena in cases of breaks in the primary system in cold and hot legs. This methodology is fully independent of the methodology utilized by the Utility.

Another important conclusion comes from the analysis of the temperature evolution of the fluid below the cold leg level in the RPV downcomer, as a function of the  $T_{HPI}$  temperature of the TJ system injected water from.

It is also concluded that the results obtained with the methodology adopted agree with the ones obtained with the methodologies validated against experiments in the UPTF facility.

It is possible to observe that when  $T_{HPI}$  increase, the conditions suitable for PTS occurrence in a LOCA accident tend to diminish.

The maximum value to the  $T_{HPI}$  may be fixed from the maximum temperature allowed to preserve the structural integrity of the fuel cladding.

## 1. INTRODUCCIÓN

Desde el año 1982 Ref. [1-3], se ha reconocido la necesidad de tratar la integridad del recipiente a presión de un reactor de agua presurizada (PWR) bajo los efectos de transitorios de sobre enfriamiento. Los estudios iniciales se basaban en condiciones establecidas por accidentes con pérdida de refrigerante los cuales estaban caracterizados por la ausencia de presiones internas significativas, mientras que estudios más recientes Ref. [4], tratan con shock térmicos en condiciones presurizadas (PTS).

Como resultado de transitorios del tipo PTS, el recipiente de presión del reactor deberá soportar la acción de cargas tanto de origen térmico como de presión.

La carga térmica puede provocar que fisuras superficiales se propaguen y si son profundas, las cargas de presión las conducirán a través de las paredes del recipiente.

Varios transitorios PTS, Ref. [2 y 3] ya han ocurrido y el estudio de los mismos indica que estos transitorios tienen lugar al final del período de vida útil del recipiente. Si existe en estas condiciones una fisura con ciertas características, se puede producir su propagación.

La NRC ha emitido informes sobre transitorios PTS con recomendaciones, Ref. [1 y 2]. Una de estas recomendaciones ha sido publicada sobre la base de un criterio de barrido paramétrico, la cual define los valores límites de la transición dúctil frágil del material basándose en las temperaturas de referencia  $RT_{NDT}$  especificando los métodos por los cuales estos valores límites deben ser computados.

El fenómeno de shock térmico requiere el concurso de conocimientos diferentes constituyendo un problema multidisciplinario. Es decir, que abarca un ancho rango de áreas técnicas incluyendo entre ellas a la termohidráulica.

La importancia de la termohidráulica en los procesos de shock térmico, radica en que la temperatura del fluido y el coeficiente de transferencia de calor a lo largo de las paredes del RPV son condiciones de borde muy importantes para el cálculo de las tensiones térmicas y de la fractomecánica las que, eventualmente, determinarán la integridad del recipiente de presión del reactor.

Por lo tanto, valores no realistas o demasiados conservativos para la distribución de temperaturas en el fluido y del coeficiente de transferencia de calor, pueden conducir a cálculos de límites excesivos en fractomecánica.

De acuerdo a la Ref. [4], el comportamiento del RPV bajo condiciones normales y accidentales, es evaluado por medio de la teoría fractomecánica. La aplicación de estos métodos está basada sobre el hecho de que existen fisuras que permanecen estables siempre que las cargas inducidas por el factor de intensificación de tensiones  $K_I$  sea menor que el factor crítico de intensificación de tensiones  $K_{Ic}$ . Para predecir la vida útil del RPV, es necesario conocer los valores reales que influyen sobre la resistencia del material y el valor de las cargas operacionales. Las cargas operacionales están dominadas por las presiones y temperaturas de los transitorios relevantes que conducen a PTS.

Los parámetros termohidráulicos necesarios para realizar un análisis fractomecánico son los que se listan a continuación:

- a) Presión absoluta en el downcomer.
- b) Distribución de temperaturas en el fluido contenido en el downcomer sobre la pared del RPV.
- c) Distribución del coeficiente de transferencia de calor desde la pared del RPV al fluido contenido en el downcomer.

Toda esta información debe ser suministrada en función del tiempo a través del cual transcurre todo el transitorio.

En todos los casos relevantes, la distribución de temperaturas en el downcomer refleja una superposición del enfriamiento global del fluido contenido en el downcomer por el ingreso de agua fría desde el ECCS, junto con chorros o caídas de agua fría por debajo de la rama fría.

Los chorros de agua fría se forman dentro del agua contenida en el downcomer cuando se inyecta agua fría del ECC o fluye agua fría desde el generador de vapor por efecto de la condensación del

vapor en la parte superior de sus tubos en U cuando se produce una pérdida de inventario en el lado secundario.

Estos chorros de agua fría tienen características que son determinadas por las condiciones de flotabilidad que se dan en un volumen de fluido estancado con una temperatura media global mayor a la temperatura media local del chorro.

Cuando la parte superior del downcomer está llena de vapor y el sistema ECC inyecta agua fría a bajos caudales en la rama fría, ésta se precipita sobre el agua contenida en el downcomer pegada a la pared del RPV. Si el caudal de inyección del agua del ECC es mayor que un cierto valor que depende de la geometría interna del RPV, esta caída de agua se despega de la pared del RPV y fluye contra la pared del tanque del moderador.

El estudio termohidráulico se efectúa en dos pasos. Primero, son calculados los parámetros globales (presión absoluta del sistema primario, caudales de inyección de agua fría del ECC, nivel de agua colapsado en el downcomer y temperatura global del agua en el downcomer) por medio de un código de sistemas como el Relap5. En segundo término, se determina la distribución de temperaturas y del coeficiente de transferencia de calor desde la pared del RPV al fluido en el downcomer, por medio de alguna metodología de cálculo o de un código de cómputo para propiedades locales.

Se deben tomar en cuenta las variaciones de los parámetros globales con el tiempo y especialmente el incremento de los caudales de inyección del agua del ECC con la disminución de la presión en el sistema primario.

La determinación de la temperatura global del fluido contenido en el downcomer con el Relap5, incluye el aumento de la temperatura del agua a causa del calor liberado desde la pared del recipiente a presión del reactor y de los internos del mismo. También se toma en cuenta el calor liberado a causa de la refrigeración de los combustibles y a la transferencia de calor por circulación natural.

Cuando se consideran roturas en la rama fría, pérdidas de inventario en el lado secundario, pérdidas de refrigerante desde el sistema primario al lado secundario o transitorios operacionales, la temperatura global del agua en el downcomer se toma directamente de los cálculos con Relap5 a diferencia de lo que sucede cuando se consideran pérdidas de refrigerante por rotura en las ramas calientes.

## 2. DISCUSIÓN

El fenómeno de shock térmico es más intenso en las cañerías de las ramas frías donde tienen lugar procesos de estratificación. Cercano al lugar de inyección del ECC en las ramas frías, el mezclado que se origina es extremadamente complicado, Figura 5.1.

La penetración del chorro en el flujo de una corriente caliente en la rama fría como así también la penetración de este flujo en el chorro, son mecanismos muy importantes de mezclado. A fin de captar estos complejos procesos en forma numérica, se debe apelar a nodalizaciones sumamente finas.

Existe una fuerte estratificación térmica, aun corriente arriba, de la inyección. Esta estratificación se atenúa corriente abajo. Se ha observado que esta estratificación depende de la relación fijada entre el caudal de incorporación de masa al chorro  $Q_e$ , y el caudal del sistema de emergencia  $Q_{HPI}$ ,  $Q_e/Q_{HPI}$ . Esta estratificación térmica conduce a que la temperatura media sobre todo el sistema primario sea mayor que la temperatura media de la mezcla.

Durante los transitorios es inducida una corriente de fluido caliente desde el downcomer hacia la rama fría, dando lugar a fenómenos de contracorriente sobre la parte superior de la corriente de mezcla. Eventualmente penetra en esta corriente de mezcla indicando que el downcomer, en estas circunstancias, aun tiene la capacidad de suministrar fluido caliente. El estado de equilibrio estacionario será afectado solamente cuando esta alimentación de fluido caliente desde el downcomer se vea agotada.

En consecuencia, la temperatura en cualquier lugar de la rama fría y del downcomer, es considerablemente mayor que la temperatura media de la mezcla.

Ya que el flujo de circulación en el circuito (loop) afectado es relativamente menor comparado con el flujo del ECC, el proceso de mezclado es similar al purgado de un fluido caliente existente en un reservorio (downcomer) el cual se espera que alcance el estado estacionario en forma asintótica.

En el caso límite de caudal nulo en el circuito, se espera que suceda un transitorio prolongado antes de alcanzar el estado estacionario.

Se ha observado dentro de una tubería horizontal, que paquetes de fluido caliente persisten por períodos de tiempo prolongados sobre la parte superior del fluido frío cuando el fluido frío es forzado hacia el interior de la cañería llena con un fluido caliente. Lo cual conduce a que el shock térmico tienda a ser suave en el downcomer.

Los transitorios de temperatura sobre la pared exterior del tanque moderador (en el caso del RPV de la CNA-I), muestran una súbita caída luego de iniciada la inyección de fluido frío. Esta caída de la temperatura ocurre cuando el frente de fluido frío se mueve hacia el downcomer y primero impacta sobre la pared exterior del tanque del moderador. Es decir, que el fluido entrante al downcomer pasa por encima del espesor (gap) del downcomer e impacta sobre la superficie del tanque del moderador.

Esta es la razón por la cual el transitorio en temperatura sobre el tanque, muestra una abrupta caída, mientras que la respuesta sobre las paredes internas del recipiente de presión, aparentemente, es gradual.

Desde el punto de vista del shock térmico la suave respuesta al transitorio térmico sobre la pared del recipiente de presión puede ser considerada como un importante factor de mitigación.

El fenómeno presenta una zona de recirculación en la parte baja de la rama fría por detrás de la inyección del fluido frío. La corriente fría por debajo de esta zona, aparece prácticamente como una zona de fluido estancado.

A su vez, hay un paquete de fluido caliente estancado en la parte superior del downcomer. En la expansión de la rama fría inmediatamente antes de su conexión al downcomer se evidencia un leve flujo de contracorriente inducido por fuerzas de flotación. A medida que decrece la relación  $Q_e/Q_{HPI}$  esta región de contracorriente se expande.

Finalmente surge una corriente ascendente en el downcomer debida principalmente a la severa distorsión del campo de flujo en la rama fría a causa de la inyección del ECC.

El efecto de posibles flotaciones en el downcomer es pequeño pues la distribución de temperaturas en el mismo es aproximadamente uniforme.

Hay una zona de recirculación muy compleja entre la entrada de la rama fría y la corriente debajo de la inyección. Esta es la región donde se produce un alto grado de mezclado.

La estratificación hidrodinámica está claramente indicada por el hecho de que la región de flujos a contracorriente tienen una expansión significativa.

### 3. CONSIDERACIONES PRELIMINARES

De este primer análisis surgen algunas conclusiones preliminares que posteriormente se verificarán y se adoptarán en los cálculos a realizarse, o directamente se desecharán.

- a) El mayor mezclado se produce en la vecindad de la inyección donde las corrientes de fluidos frío y caliente interactúan, creando zonas de recirculación, zonas de estancamiento y de penetración de contracorrientes en el flujo de mezclado.
- b) Los tiempos de transitorios hasta alcanzar el estado estacionario se incrementan al crecer la relación  $Q_e/Q_{HPI}$ .
- c) La estratificación térmica en la rama fría se incrementa con el aumento de la relación de  $Q_e/Q_{HPI}$ .

- d) La distribución de las temperaturas en el downcomer es más o menos uniforme como resultado del mezclado térmico y de fluidos corriente arriba de la rama fría.
- e) Una contracorriente caliente es inducida hacia la rama fría desde la región superior del downcomer y la extensión de este flujo a contracorriente se incrementa con la disminución de la relación de  $Q_e/Q_{HPI}$ .
- f) Los transitorios térmicos sobre la pared del recipiente de presión son muy suaves, mientras que sobre el tanque del moderador, se produce una caída súbita de la temperatura cuando el fluido frío impacta primero sobre él pasando por encima del gap del downcomer.
- g) El mezclado en el downcomer no es sensible a la relación  $Q_e/Q_{HPI}$ .

## 4. METODOLOGÍA DE CÁLCULO

### 4.1. Generalidades

En general, el análisis de PTS involucra un proceso de tres etapas:

- a) Modelización con un código de sistemas físico (en este caso el Relap5) de los transitorios termohidráulicos relevantes con respecto al shock térmico.
- b) Basándose en datos experimentales, determinación de la distribución de temperaturas en el downcomer y de los coeficientes de transferencia de calor desde la pared del RPV al fluido.
- c) Análisis fractomecánico.

La relevancia de los transitorios vinculados a un fenómeno de PTS, resulta cuantificada en el análisis fractomecánico. Como las condiciones de borde termo- hidráulicas para el análisis fractomecánico deben ser fijadas con anterioridad a este análisis, se deben elegir un primer conjunto de transitorios sobre la base de los resultados de estudios precedentes de PTS.

#### 4.1.1. Eventos iniciantes

Los eventos iniciantes pueden ser categorizados en dos grandes grupos:

- a) Transitorios anticipados: Los transitorios anticipados son definidos como desviaciones relativamente frecuentes de las condiciones normales de operación causados por el mal funcionamiento de algún componente o por errores de operación. Estos transitorios no deberían tener consecuencias relacionadas con la seguridad de la planta en lo que respecta a la integridad del RPV. Estas circunstancias no impedirían la operación normal de la planta a plena potencia.
- b) Accidentes postulados: Los accidentes postulados están definidos como desviaciones excepcionales de las condiciones de operación normal de la planta, ya que se espera que no ocurran en su vida útil. Sin embargo, son considerados en el diseño de la planta. Cuando ocurren, no es posible la puesta en marcha inmediata de la misma.

Los transitorios anticipados y los accidentes postulados son tratados con diferentes niveles de seguridad en el análisis fractomecánico. Por lo tanto los transitorios relevantes de PTS son determinados para cada grupo por separado.

#### 4.1.2. Cargas térmicas

La determinación de las cargas térmicas sobre la pared del RPV se determina por medio de los siguientes factores:

- a) La temperatura final del agua en el downcomer.
- b) La velocidad de la despresurización global en el downcomer.
- c) El nivel de presión absoluta en el sistema primario.

- d) La existencia de chorros o caídas de agua fría en el downcomer.
- e) La ausencia de uniformidad de los coeficientes de transferencia de calor desde la pared del RPV al refrigerante contenido en el downcomer.

La distribución de la temperatura del fluido en el downcomer refleja la superposición de dos procesos de enfriamiento, uno por los efectos globales del transitorio en el mismo y el otro por efecto del chorro o por la caída de agua fría en la zona por debajo del nivel de la rama fría. Como consecuencia se producirá un alto grado de inhomogeneidad en los campos de temperaturas.

En el caso de un flujo estancado en el circuito primario, es decir sin circulación natural, y con la inyección del agua del ECC en la rama fría, puede originarse un chorro de agua fría en el fluido contenido en el downcomer cuando la temperatura global del agua es más alta que la temperatura de inyección del agua del ECC.

Cuando la parte superior del downcomer está lleno de vapor y la inyección de agua del ECC se realiza a bajos caudales en la rama fría, el agua fría cae en la parte superior del downcomer pegada a la pared interna del RPV. Esta caída de agua se despegas de la pared del RPV y fluye contra la pared del tanque del moderador si la inyección del agua del ECC se efectúa con un caudal superior al que corresponde por la geometría interna del RPV.

Estas caídas de agua fría crean una extrema falta de uniformidad del coeficiente de transferencia de calor desde la pared del RPV al fluido. La transferencia de calor en la región mojada de la pared del RPV por encima del nivel de agua en el downcomer es alta, mientras que la transferencia de calor en la región de vapor por afuera de la caída de agua es despreciable.

La temperatura del chorro de agua en el downcomer está determinada por los procesos de mezclado en la rama fría y en el downcomer, los cuales son casi independientes de la presión absoluta del sistema primario.

La existencia tanto de agua  $D_2O$  como de agua  $H_2O$  en el RPV de la CNA I durante el transcurso de la primera parte del transitorio puede conducir a una estratificación térmica que actué sobre la pared interna del RPV cercana al borde inferior del downcomer, es decir  $H_2O$  fría sobre  $D_2O$  caliente.

#### **4.1.3. Selección de los grupos de transitorios para el análisis termohidráulico**

La familia de transitorios tomada en cuenta para el estudio de PTS es:

- a) Pérdidas en el lado primario (accidentes con pérdida de refrigerante LOCA).
- b) Pérdidas en el lado secundario.
- c) Transitorios operacionales.

Las pérdidas en la rama caliente del lado primario conducen a las temperaturas más bajas posible en el agua contenida en el downcomer, que puede llegar a ser igual a la temperatura de inyección del agua del ECC. En el caso que se postule una pérdida de agua en la rama fría, el agua más caliente de la región del núcleo fluye hacia el downcomer.

El tamaño de la rotura en el lado primario varía desde un orificio pequeño hasta una rotura doble guillotina en la rama caliente. La rotura más pequeña que se debe analizar es la que corresponde a un transitorio sin circulación natural permanente, porque la circulación natural conduce a un completo mezclado del fluido en el lado primario, que provoca un incremento de la temperatura del fluido contenido en el downcomer.

Con una sistemática variación del tamaño de la rotura en la rama caliente, se produce la variación del nivel de presión, del caudal de inyección del ECC, de la despresurización global del sistema y de las características del chorro de enfriamiento. En esta secuencia, se considera el máximo caudal posible de la inyección de agua por parte del ECC.

Se espera que la mayoría de transitorios LOCA relevantes para el PTS se encuentren dentro del grupo de roturas medias de la rama caliente. Se debe investigar el transitorio que genera una rotura de tamaño medio en la rama caliente, con la finalidad de establecer la máxima duración de la fase de enfriamiento ya sea por chorro o caída de agua.



Dentro de los escenarios de roturas en cañerías, también se debe analizar una rotura en la línea principal de vapor. Este transitorio cubre todas las pérdidas en el lado secundario.

Son significativos también los transitorios operacionales producidos por la apertura inadvertida de la válvula de seguridad del presurizador, que es cerrada posteriormente en el transitorio y por el encendido accidental de sus calefactores que provocan el calentamiento inadvertido del fluido del presurizador.

#### 4.1.4. Reducción de las cargas por acciones del operador

En algunos casos, los resultados del análisis fractomecánico revelan que las cargas sobre el RPV generadas por transitorios especiales, si bien son altas, pueden ser morigeradas por las acciones del operador. Estas acciones, que reducen la carga sobre RPV, pueden ser tomadas en cuenta, luego que hayan transcurrido 1800 segundos de la evolución del transitorio.

### 5. ANÁLISIS TERMOHIDRÁULICO LOCAL

El cálculo de las temperaturas locales correspondientes a un chorro en condiciones de flotabilidad como así también a una caída de agua en el medio definido por el fluido contenido en el downcomer, se efectúa en función de la metodología de cálculo delineada en la Ref. [5].

Cualitativamente, la situación física puede ser descrita con la ayuda de la Figura 5.1. En ausencia de flujo en el circuito, las partes relevantes del sistema incluyen, como se ilustra, loop seal (aspiración de la bomba), bomba, rama fría (y línea de inyección de alta presión ECC), downcomer y plenum inferior.

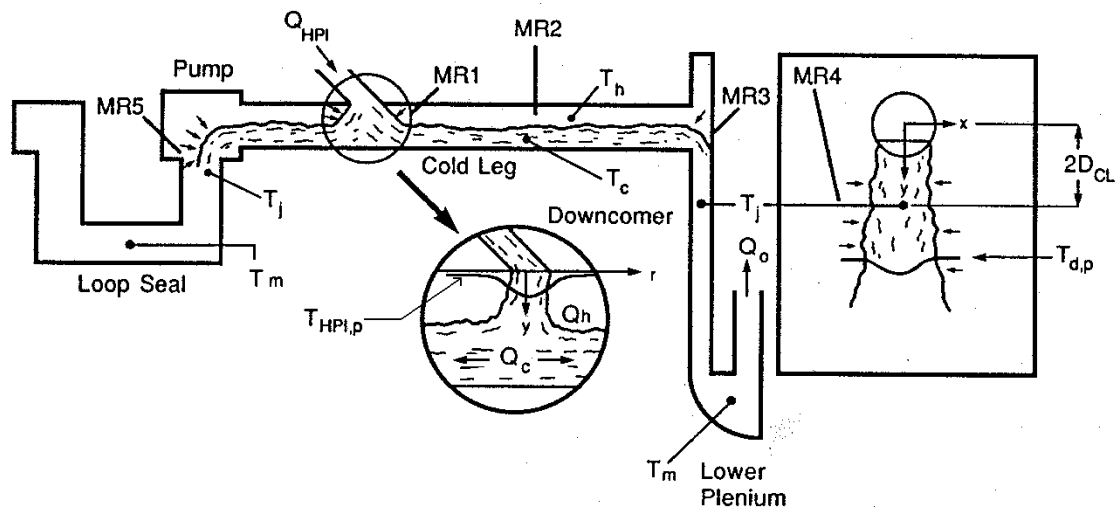


Figura 5.1

Inicialmente, toda esta porción del sistema primario está llena con refrigerante (agua) a una temperatura cercana a la de operación normal ( $\approx 277^{\circ}\text{C}$ ). El transitorio por despresurización se inicia por actuación del ECC. Los caudales típicos de inyección son de  $\approx 10$  a  $\approx 15 \text{ kg/s}$  aunque, dependiendo de la presión del sistema, son posibles caudales menores y caudales dependientes del tiempo. El refrigerante sale con un caudal equivalente a través del recipiente del reactor, como se indica en la Figura 5.1 y eventualmente por la rotura.

Una corriente fría se origina con el chorro del ECC en el punto de inyección, continúa hacia ambos extremos de la rama fría y luego cae en forma de chorro en el interior del downcomer, de la bomba y del loop seal. Una corriente caliente fluye en la misma dirección de la corriente fría supliendo el flujo necesario para el mezclado en cada localización. Este mezclado es más intenso en ciertas localizaciones identificadas como regiones de mezcla (MRs). MR1 indica el mezclado asociado con la alta flotabilidad que da lugar a un chorro del ECC casi axial simétrico. MR3 y MR5 son regiones donde el mezclado ocurre a causa de la transición desde una capa horizontal a un chorro descendente. MR4 es la región de la caída final (chorro plano o caída de agua en forma plana) en el downcomer. Las corrientes frías tienen una característica especial ya que inducen un patrón global de flujo recirculante con caudales significativamente más altos que el nuevo flujo inducido por  $Q_{HPI}$ . Esto involucra una porción mayor del volumen del sistema en una condición de mejor mezclado (a la temperatura  $T_m$  en la Figura 5.1). Por lo tanto, todo el proceso podría ser visto como un decaimiento casi estático de una corriente fría dentro de un ambiente cuya temperatura varía muy lentamente.

El aspecto cuantitativo de este comportamiento físico implica un proceso en dos niveles. Uno que es global como ya se describió en el punto 2, donde se busca establecer la respuesta del sistema medio referenciado como ambiente en las discusiones siguientes. El otro proceso es local y busca la distribución de la masa y la energía dentro las corrientes frías y calientes consistente con los requerimientos de mezclado y flujo a contracorriente. El proceso de cálculo global procede desde las condiciones iniciales y sigue la evolución temporal del transitorio en consideración. El cómputo local provee en tiempos arbitrariamente seleccionados, una visión de los detalles construidos sobre los resultados globales. En la práctica, es conveniente que los dos niveles de cómputo procedan en paralelo. Las derivaciones pueden ser seguidas con la ayuda de la Figura 5.1. El término sistema se referirá al ensamble de los componentes mostrados en la misma, con las siguientes aclaraciones: (a) la rama vertical exterior del loop seal y la parte superior del downcomer no están incluidos, (b) el volumen del plenum inferior está tomando hasta el borde inferior del tanque del moderador del núcleo, y (c) los volúmenes del downcomer y del plenum inferior son distribuidos en porciones iguales entre los circuitos disponibles.

En el nivel global del cálculo, se postula que la totalidad del sistema está en un estado de completo mezclado. Este sistema recibe la masa y la energía del flujo del ECC junto con el calor liberado desde las paredes. En consecuencia, se origina una corriente instantánea con niveles de densidad y energía en un estado de completo mezclado. Las ecuaciones que describen dicho comportamiento son:

$$V \frac{d\rho_m}{dt} = Q_{HPI} \rho_{HPI} - Q_0 \rho_m \quad (1)$$

$$V \rho_m \frac{dh_m}{dt} = Q_{HPI} \rho_{HPI} (h_{HPI} - h_m) + \dot{Q}_w \quad (2)$$

En donde:

- $V$  es el volumen de control.
- $\rho_m$  densidad del fluido ambiente.
- $h_m$  entalpía del fluido ambiente.
- $Q_{HPI}$  caudal de inyección de agua del sistema de emergencia de baja presión.
- $\rho_{HPI}$  densidad del agua inyectada por el sistema de emergencia de baja presión.
- $h_{HPI}$  entalpía del agua inyectada por el sistema de emergencia de baja presión.
- $Q_0$  caudal de refrigerante a través del núcleo.
- $\dot{Q}_w$  calor transferido desde las paredes del RPV al fluido ambiente.

Estas ecuaciones se resuelven junto con la ecuación de estado del agua  $\rho_m = f(h_m)$  para obtener  $Q_0(t)$ ,  $h_m(t)$  y  $\rho_m(t)$ . El calor de la pared  $\dot{Q}_w$  se obtiene del transitorio térmico.

En los cálculos locales lo que se busca es establecer el flujo, la energía y los volúmenes de las corrientes frías y calientes. Una de las características más importantes del presente modelo es que esta distribución de volúmenes no es una elección arbitraria, sino que es obtenida como una parte de la solución. Los balances de masa y de energía para el volumen de control alrededor de MR1 resultan ser

$$Q_{HPI} \rho_{HPI} + Q_h \rho_h = Q_c \rho_c \quad (3)$$

$$Q_{HPI} \rho_{HPI} h_{HPI} + Q_h \rho_h h_{HPI} = Q_c \rho_c h_c \quad (4)$$

$Q_h$  y  $Q_c$  son los caudales totales de las corrientes fría y caliente. El caudal de la corriente caliente es igual a la incorporación de fluido en la inyección de agua ya sea en forma de chorro o de caída. Esta incorporación de masa de agua caliente depende del número de Froude de la inyección del ECC  $Fr_{HPI}$ , y de la altura de la caída de agua o del desarrollo del chorro,  $d_h = D_{CL} - d_c$

$$Q_H = Q_e(d_h, Fr_{HPI}) = 0.52 Q_{HPI} \left[ \frac{d_h}{D_H} \right]^{1.236} Fr_{HPI}^{-0.414} \quad (5)$$

Donde el número de Froude se define como  $Fr_i = U_i \left[ D_i g \frac{\Delta\rho}{\rho} \right]^{-\frac{1}{2}}$ .

La función de incorporación es válida para  $0.1 < Fr_{HPI} < 3$ . Esta función ha sido obtenida mediante el ajuste de los resultados experimentales con un modelo de turbulencia del tipo  $\kappa - \varepsilon - \theta'$ , el cual concuerda adecuadamente con los datos existentes sobre chorros axial simétricos. La energía es distribuida en los volúmenes de las corrientes calientes y fría de manera tal que la energía total permanezca igual al valor medio de la misma, obtenido en los cálculos globales

$$V_c \rho_c h_c + V_h \rho_h h_h = (V_c + V_h) \rho_m h_m \quad (6)$$

El volumen frío se toma igual al volumen de la corriente fría, es decir, que es expresado en términos de la longitud de la rama fría y del espesor (altura)  $d_c$ , de la corriente fría. El volumen caliente se toma como la suma del volumen de la corriente caliente (en la rama fría), más un 25% del volumen de la bomba, más el volumen horizontal del downcomer con una altura igual a dos veces el diámetro de la rama fría.

Las ecuaciones (3), (4), (5) y (6) se resuelven junto con la ecuación de estado  $\rho = f(h)$  y el requerimiento de flujo a contracorriente establecido por

$$Fr_c^2 + Fr_h^2 = 1 \quad (7)$$

para obtener  $Q_e$ ,  $Q_c$ ,  $\rho_h$ ,  $\rho_c$ ,  $h_h$ ,  $h_c$  y  $d_h$ .

Los números de Froude en la ecuación (7) deben estar basados en los diámetros hidráulicos reales de las corrientes fría y caliente y en los respectivos caudales de ingreso y salida de la rama fría, más que en los caudales escritos en las ecuaciones (3) y (4). Para que esto se cumpla se hace uso de un

parámetro  $\beta$ , que expresa la fracción de  $Q_e$  que se mezcla con el chorro proveniente de la dirección del RPV. Es decir, que el flujo de la corriente caliente utilizado en  $Fr_h$  es  $\beta Q_e$ . Por lo tanto, la porción incorporada desde el lado del loop seal será  $(1 - \beta)Q_e$ . Como el sistema es cerrado sobre este borde, un caudal volumétrico igual al flujo de la corriente fría deberá fluir en esa dirección. Como consecuencia, el flujo neto a ser utilizado en el  $Fr_c$  de la ecuación (7) debería ser  $Q_c - (1 - \beta)Q_e$  o  $Q_{HPI} + \beta Q_e$ . Aún para una inyección inclinada del ECC y números de Froude muy bajos, los efectos de la cantidad de movimiento son despreciable y es aceptable un comportamiento simétrico,  $\beta = 0.5$ .

Para  $Fr_{HPI} < 1$  es esperable que se produzca un reflujos de la corriente caliente junto a un mezclado hacia adentro de la línea de inyección del ECC.

En la zona MR3 se produce un mezclado del tipo tridimensional, altamente complejo. En consecuencia se postula que la corriente fría que emerge desde la rama fría pasa a través de una transición suave a la forma de un chorro plano dentro del downcomer y su evolución se puede predecir por medio del decaimiento del modelo de turbulencia  $\kappa - \varepsilon - \theta'$ . El chorro plano alcanza su desarrollo pleno dentro de una distancia de  $2D_{CL}$  por debajo del eje de la rama fría y está alimentado por caudales volumétricos equivalentes, tanto de la corriente fría como del volumen circundante de agua caliente. La temperatura resultante del chorro es utilizada como la temperatura inicial del chorro plano ( $T_j$ ). Por debajo de este punto, el decaimiento es aproximado por un chorro plano con un ancho inicial igual a  $D_{CL}$  y con un  $Fr = 1.0$ . El decaimiento o evolución del chorro, está referido al calentamiento real. Las temperaturas son calculadas a lo largo de la línea central del chorro, es decir, para las posiciones por debajo del origen del mismo. La corriente fría que emerge de la rama fría siempre posee un número de Froude del orden de  $\approx 0.5$ . La temperatura por fuera del chorro plano será  $T_m$ . Cuando  $L/D_{CL} < 2$ , la temperatura del chorro se obtiene como una interpolación entre  $T_c$  y  $T_j$ .

La ecuación (7) es muy importante ya que provee un control natural sobre las dos corrientes. Esta ecuación expresa una condición de estacionalidad (sobre la propagación más que sobre el crecimiento) a lo largo de ondas neutralmente estables en la interfase entre las corrientes que fluyen en sentidos contrarios.

De acuerdo a esto, para cualquier condición de flujo en donde estas ecuaciones sean aplicables no pueden variar gradualmente sin conducir a una ruptura violenta del flujo para cualquier salto hidráulico interno. Como los caudales y las densidades de las dos corrientes están vinculados por la conservación de masa y energía (ecuaciones (3) y (4)) la ecuación (7) expresa una familia de curvas paramétricas simple para el caudal en donde la profundidad de la corriente fría es el parámetro. Es decir que para una dada temperatura del fluido primario y una temperatura y caudal del ECC, cada valor de la profundidad de la corriente fría especifica un correspondiente valor del caudal de incorporación (en la zona de mezcla del chorro, MR1). En particular, esta relación exhibe un máximo, el cual en función del número de Froude es

$$d_{max}^* = \frac{d_{c,max}}{D_{CL}} = 0.51 + 0.75Fr_{HPI,CL} - 1.69Fr_{HPI,CL}^2 + 2.68Fr_{HPI,CL}^3 \quad (9)$$

Se postula que este máximo se obtendrá cuando las condiciones de mezclado en el chorro sean lo suficientemente intensas, por ejemplo, para números de Froude muy elevados (para chorros que impactan sobre la pared opuesta de la rama fría). En estas condiciones la ecuación (5) es irrelevante y la ecuación (7) expresa solamente un control de la estratificación.

La situación de un control combinado (es decir, mezclado del chorro y flujo a contracorriente) está caracterizada por inyecciones del ECC con bajo número de Froude desde la parte superior de la rama fría. La situación de control, solamente sobre el flujo a contracorriente corresponde a inyecciones a

muy elevados números de Froude en cualquier dirección. Se debe contemplar la existencia de casos especiales con comportamientos intermedios entre los dos descritos anteriormente. Desde el punto de vista de un pobre mezclado se presenta la inyección a muy bajos números de Froude desde la parte inferior o lateral de la rama fría.

La incorporación de masa en el chorro, ecuación (5), se puede expresar en forma adimensional como

$$Q^* = 0.52 \left[ 3\alpha(D^*)^{-0.84} (Fr_{HPI,CL})^{-0.33} - 5\alpha(D^*)^{1.66} (Fr_{HPI,CL})^{0.67} + (1-d^*)(D^*)^{0.16} (Fr_{HPI,CL})^{-0.33} \right]^{1.236} \quad (10)$$

con

$$\alpha = 1 \quad \text{para} \quad Fr_{HPI,CL} < 0.6(D^*)^{-2.5}$$

$$\alpha = 0 \quad \text{para} \quad Fr_{HPI,CL} > 0.6(D^*)^{-2.5}$$

Donde  $Q^* = Q_e/Q_{HPI}$ ,  $d^* = d_c/D_{CL}$ ,  $D^* = D_{CL}/D_{HPI}$  y

$$Fr_{HPI,CL} = \frac{Q_{HPI}}{A_{CL}} \left[ D_{CL} g \frac{\Delta\rho}{\rho} \right]^{-\frac{1}{2}} \quad (11)$$

El comportamiento se ilustra en la Figura 5.2.  $Q^*$  decrece en la medida que  $d^*$  se incrementa de manera tal que toda la familia de líneas se corren hacia abajo en la medida en que  $D^*$  se incrementa. Esto refleja un desarrollo menor del chorro frente a la corriente caliente (en la medida que  $d_c$  se incrementa). El segundo fenómeno se debe primariamente al cambio de régimen de flujo, ecuación (10), con respecto al reflujo en la línea de inyección del ECC. La transición ocurre en

$$D_{tr}^{*2.5} Fr_{HPI,CL} = 0.6 \quad (12)$$

Con  $D^* > D_{tr}^*$  para un dado valor de  $Fr_{HPI,CL}$ , un régimen con  $\alpha = 0$  implica que no habrá reflujo en la línea de inyección y la incorporación de masa es considerablemente menor que para  $D^* < D_{tr}^*$  (es decir, para un régimen de  $\alpha = 1$  con reflujo). Es claro que un régimen con  $\alpha = 0$  es mucho menos sensible para un valor de  $D^*$  que en un régimen con  $\alpha = 1$ .

En forma similar, la ecuación (7) se puede escribir en forma adimensional en función de las variables adicionales definida como  $\rho^* = \rho_h/\rho_{HPI}$ ,  $W^* = WD_{CL}/A_{CL}$  y  $A^* = A_c/A_{CL}$  para obtener

$$Q^{*3} + aQ^{*2} + bQ^* + c = 0 \quad (13)$$

donde

$$a = \frac{\left[ \frac{\rho^*}{(1-A^*)^3} + \frac{(1+2\rho^*)}{A^{*3}} \right]}{\beta \rho^* \delta} \quad (14)$$

$$b = \frac{\rho^* + 2}{\beta^2 \rho^* \delta} \quad (15)$$

$$c = \frac{\left[ \frac{1}{A^{*3}} - \frac{1}{W Fr_{HPI,CL}^2} \right]}{\beta^3 \rho^* \delta} \quad (16)$$

$$\delta = \frac{1}{(1 - A^*)^3} + \frac{1}{A^{*3}} \quad (17)$$

Ya que  $W^*$ ,  $A^*$  y  $d^*$  son todas magnitudes referidas a la geometría del sistema primario, la ecuación (13) provee una relación simple de la forma

$$Q^* = f(d^*, \rho^*, Fr_{HPI,CL}, \beta) \quad (18)$$

En aplicaciones de reactores  $\rho^*$  inicialmente es del orden de  $\approx 0.8$  y se aproxima a la unidad a medida que progresa el transitorio por despresurización. El efecto de esta variación sobre los resultados de la ecuación (18) es despreciable. El  $Fr_{HPI,CL}$  típicamente tiene un valor de  $\approx 0.02$  al inicio de este tipo de transitorio y se incrementa gradualmente a través de la evolución del transitorio. Los valores relevantes para el parámetro  $\beta$  son 0.5 y 1.0. La dependencia funcional de la ecuación (18) para un rango apropiado de estos parámetros, puede ser visualizada con la ayuda de las Figuras 5.3 y 5.4. El máximo en estas figuras corresponde al límite de la máxima incorporación de masa. Sobre los rangos que cubren las Figuras 5.3 y 5.4, la profundidad de la corriente fría donde ocurre este máximo  $d_{max}^*$ , puede ajustarse por

$$d_{max}^* = \frac{d_{c,max}}{D_{CL}} = 0.51 + 0.75 Fr_{HPI,CL} - 1.69 Fr_{HPI,CL}^2 + 2.68 Fr_{HPI,CL}^3 \quad (19)$$

Por otro lado, en la condición de números de Froude bajos, el análisis de la estratificación puede ser visto como la intersección de las líneas para igual número de  $Fr_{HPI,CL}$  de las Figuras 5.3 y 5.4 con las líneas correspondientes de la Figura 5.2, graficadas para un valor apropiado de  $D^*$ . Más aún, los diferentes estados de estratificación durante la despresurización pueden ser seguidos como una trayectoria determinada por los puntos de intersección entre ambas familias de curvas, Figura 5.5. Utilizando este simple procedimiento de superposición, se puede predecir la estratificación en el downcomer para cualquier condición de interés.

En efecto, aún para despresurizaciones que se pueden predecir por medio de cálculos manuales en una forma poco precisa, una estimación de  $h_m$  se puede obtener a partir de la ecuación (2) postulando  $\rho_m$  como constante y utilizando una estimación gruesa de  $\dot{Q}_w(t)$ . Teniendo  $h_m$  como una función del tiempo, la temperatura de la corriente fría se puede determinar en cualquier instante de tiempo mediante la utilización de este procedimiento gráfico. Con la temperatura inicial y el decaimiento del chorro en el downcomer se puede predecir la distribución de temperaturas en la pared del RPV en la zona del downcomer. Finalmente, a partir de la variación axial de la temperatura en la línea central del chorro, se puede obtener simplemente la variación azimutal de la temperatura como

$$T^* = \frac{T_m - T}{T_m - T_{cl}} = \exp\left(-4I\eta^2\right) \quad (20)$$

Donde

$$\eta = \frac{k}{n} \quad (21)$$

para cualquier posición con  $y = nD_{CL}$  y  $x = kD_{CL}$ , donde  $y$  es la distancia a lo largo del downcomer y  $x$  es la distancia en la dirección azimutal.

De acuerdo al procedimiento delineado anteriormente, la entalpía del medio ambiente  $h_m$  se puede determinar como

$$h_m = \left( h_{HPI} + \frac{\dot{Q}_w}{Q_{HPI} \rho_{HPI}} \right) - \left( h_{HPI} + \frac{\dot{Q}_w}{Q_{HPI} \rho_{HPI}} - h_{m_0} \right) \cdot \exp\left( -\frac{t Q_{HPI} \rho_{HPI}}{V \rho_{m_0}} \right) \quad (22)$$

Para la cual corresponderá una temperatura  $T_m$  y un número de Froude  $Fr_{HPI,CL}$ .

Con este número de Froude y a partir de las familias de curvas de las Figuras 5.2, 5.3 y 5.4 se puede obtener el valor adimensional  $Q^*$  para la relación entre el caudal de la corriente caliente y el caudal del sistema ECC, en función de la relación adimensional  $d^*$  entre la profundidad de la corriente fría y el diámetro de la rama fría del sistema primario.

En función de los valores de estos parámetros  $d^*$  y  $Q^*$ , se puede determinar la temperatura de la corriente fría  $T_c$ , como

$$T_c = \frac{\rho_{HPI} T_{HPI} + \rho_{m_0} T_m Q^*}{\rho_{HPI} + \rho_{m_0} Q^*} \quad (23)$$

Mientras que la temperatura en el chorro  $T_j$ , se puede calcular como

$$T_j = \frac{T_c + T_m}{2}$$

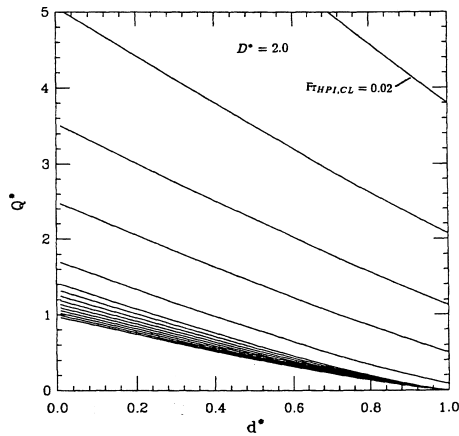


Figura 5.2

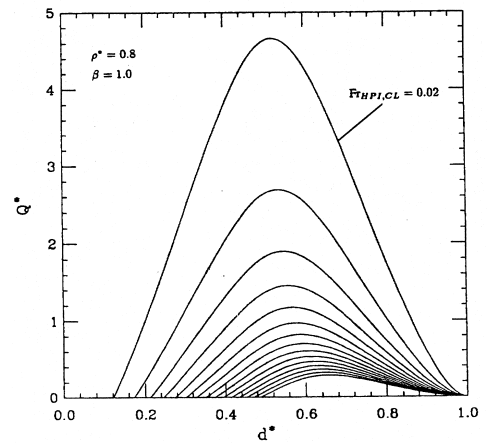


Figura 5.3

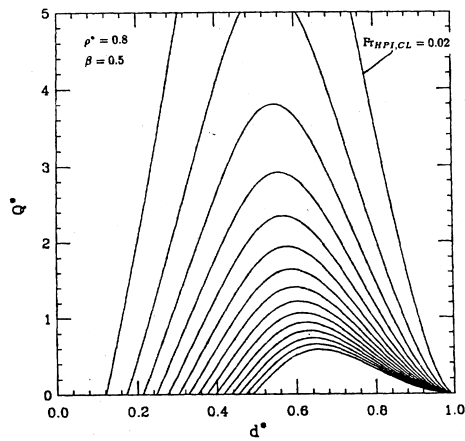


Figura 5.4

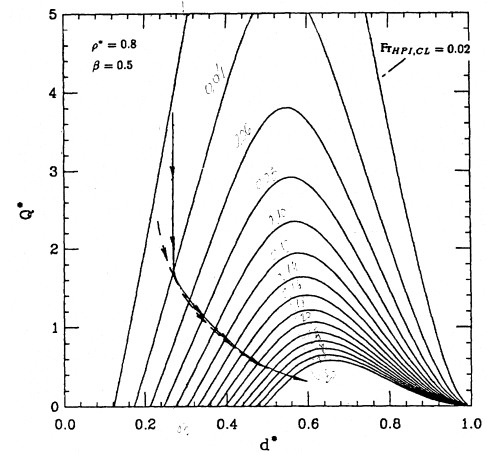


Figura 5.5

## 6. ANÁLISIS DEL FENÓMENO DE SHOCK TÉRMICO EN LA CNA-I

Comportamiento de la planta frente a una rotura en la rama caliente de  $50 \text{ cm}^2$

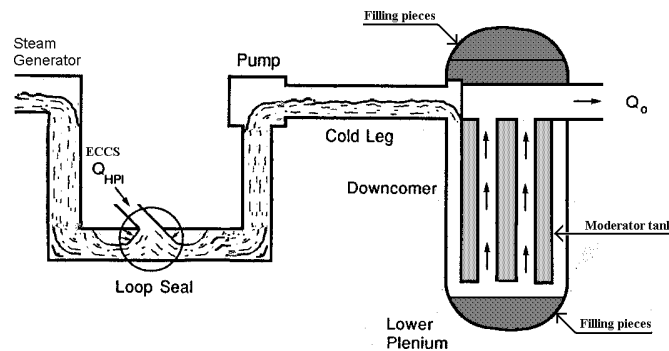
### 6.1. Análisis

En función de los análisis efectuados en las Ref. [7 y 8] se estudia el fenómeno de PTS en la CNA-I por medio de la metodología de cálculo para los parámetros locales, delineada en la sección 4 del presente trabajo.

Para efectuar este cálculo formularemos las siguientes hipótesis:



- a) La metodología de cálculo es aplicable a la geometría de la CNA-I a pesar que la inyección de agua por parte del sistema de emergencia de baja presión se efectúa a través del loop seal de la bomba, Figura 6.
- b) Se adopta como hipótesis de cálculo las conclusiones a que se arriban en el punto 3, excepto las identificadas como (d) y (g).



**Figura 6**

Se pretende de esta manera, lograr una metodología de evaluación de los fenómenos del tipo de PTS en forma independiente por parte de la ARN.

La finalidad de este estudio es determinar la temperatura en el chorro que se genera en el downcomer por actuación del ECC. Esta temperatura será función, principalmente, de la temperatura del agua inyectada por el ECC. Adicionalmente efectuaremos un análisis paramétrico de la temperatura que se alcanza en el chorro, en función de la temperatura del agua inyectada por el ECC.

En condiciones de operación normal, la temperatura y presión excluyen la propagación de micro fisuras que puedan existir en la pared del RPV de la CNA-I. En caso de LOCA la inyección de fluido frío por los ECCS, puede llevar a un contacto directo de este fluido con la pared caliente del RPV, generando así un fenómeno de shock térmico.

Los esfuerzos inducidos y los cambios de las propiedades por irradiación del material, permiten el crecimiento de las micro fisuras y llevar la pared del RPV a una posible fractura.

De acuerdo con la Ref. [7], el escenario que se plantea como de mayor riesgo es el que corresponde a una rotura de  $50\text{cm}^2$  en la rama caliente de la CNA-I.

El análisis de la fenomenología de un proceso PTS, tal como se describió en las secciones precedentes, involucra los siguientes pasos:

- 1) Simulación del comportamiento termohidráulico global de la planta.
- 2) Evaluación de fenómenos termohidráulicos multidimensional en las ramas frías y downcomer.
- 3) Cálculo de la distribución de temperatura en las paredes del RPV (temporal y espacial).
- 4) Análisis mecánico de la propagación de micro fisuras.

En la Ref. [6] se efectúa la simulación del comportamiento termo hidráulico global de la CNA-I (punto.1), bajo las condiciones que establece un escenario definido por la rotura de  $50\text{cm}^2$  en la rama caliente en la zona de conexión de la línea del presurizador

En los puntos siguientes (puntos 2 y 3) se evaluarán, con la metodología descrita en el punto 3, Ref. [5]. El análisis fractomecánico cae fuera del alcance del presente trabajo.

## 6.2. Modelización

En la simulación global de la CNA-I, se utiliza el código RELAP5/Mod.3.2, con las siguientes consideraciones generales:

- a) El núcleo está modelado por 8 canales paralelos que representan las zonas hidráulicas 1 a 8 del reactor.
- b) El perfil de potencia axial corresponde a un núcleo homogéneo con uranio levemente enriquecido (ULE).
- c) Está implementado el segundo sumidero de calor.
- d) Temperatura del agua de río la más baja registrada en los últimos 100 años, 11°C.
- e) Las bombas QP se desconectan con la señal de corriente de emergencia. Estas bombas impulsan el agua proveniente del tanque del moderador que está a 190°C aproximadamente. Al desconectarlas se evita el calentamiento parcial del agua inyectada por el sistema de refrigeración de emergencia, lo cual implica que de no desconectarlas la temperatura del sistema sería más alta.
- f) Los acumuladores del sistema de alta presión del ECC se disparan con la señal NZ53 para roturas grandes o con la señal NZ52 para roturas chicas. La temperatura del agua en los acumuladores es de 27°C.
- g) Los tanques de inundación del sistema de baja presión del ECC, se descargan con la señal NZ52 ó con la señal NZ53. Es decir que los tanques de inundación actúan a la misma señal que la inyección de los acumuladores.
- h) Condiciones nominales de los intercambiadores QK01/02 W001.
- i) La temperatura media del sistema moderador es de 177°C.

## 6.3. Evento analizado

El transitorio es iniciado a 0 segundos y se simula abriendo una válvula en la rama caliente a la cual se vincula el presurizador, entre el RPV y el generador de vapor (SG).

Por la rotura se produce una descarga de agua subenfriada. Esto inicia una rápida despresurización del sistema primario debido al sobre enfriamiento del inventario de refrigerante. Solamente el contenido del presurizador que está saturado, evita una despresurización más acelerada.

Cuando la presión del sistema alcanza 106 atm (104 bars), se dispara la señal RESA de parada rápida del reactor a los 7.6 segundos de iniciado el transitorio.

Se postula que el disparo de la turbina TUSA, asociado con el disparo RESA, es seguido por una condición de potencia de emergencia.

La indisponibilidad de la provisión de potencia lleva a la desconexión de las bombas principales de enfriamiento QF y de las bombas de alimentación de agua RL, a los generadores de vapor.

También se postula la falla de las bombas QP del moderador.

El disparo de la turbina y la indisponibilidad del condensador lleva a la apertura de las válvulas de seguridad de los generadores de vapor.

Cuando la presión alcanza 104 atm (102 bars), junto con un aumento de 200 mm.c.a. en la presión de la contención se dispara la señal por rotura pequeña NZS2. La señal NZ52 lleva a la conmutación de las válvulas del sistema del moderador, al disparo del sistema de enfriamiento secundario y al aislamiento de la contención.

Como consecuencia de la falta de operación de las bombas del moderador, el flujo a través del sistema del moderador es muy bajo. El agua que fluye a través de los intercambiadores de calor del moderador se enfría hasta temperaturas cercanas a las del sistema de remoción de calor residual RR.

La caída de flujo en las líneas de post enfriamiento, disparan el cierre de las válvulas QM01/02 S05.

A los 480 segundos, los acumuladores comienzan a inyectar y se inicia la fase de reposición de inventario. Las bombas de inyección TJ (ECC) actúan aproximadamente 300 segundos más tarde, a los 780 segundos de iniciado el transitorio.

El nivel colapsado en el núcleo alcanza valores de operación normal a los 900 segundos. La recuperación del inventario se produce a los 3000 segundos, estabilizándose los flujos de masa a través de las ramas frías y el núcleo. En ese instante el flujo inyectado por el ECC iguala al flujo que sale por la rotura.

La presión del sistema primario permanece en equilibrio a 13,5 bar luego de que comenzaron a funcionar las bombas de baja presión del sistema ECC.

El agua inyectada por el ECC en el loop seal de las bombas, alcanza el núcleo a través de las ramas frías y el downcomer y se descarga por la rotura hacia la contención, luego de pasar a través del núcleo.

El agua en las ramas calientes está prácticamente estancada. El flujo en el núcleo es casi constante desde los 3000 segundos de iniciado el transitorio después de la rotura hasta el fin de la simulación.

Después de la fase de recuperación, la temperatura promedio en el downcomer alcanza los 45°C y desciende suavemente en el tiempo. Al final del cálculo la temperatura en el downcomer llega a los 31°C.

#### 6.4. Resultados globales

De la Ref. [6] se obtienen los valores de los parámetros globales que son necesarios para elaborar la segunda parte del cálculo de PTS, es decir, la evaluación de los parámetros termohidráulicos locales.

En los Gráficos 1 y 2 se muestra la evolución temporal de la presión y la temperatura en el downcomer del RPV.

En los Gráficos 3 y 4 se muestra la evolución temporal de la temperatura y el caudal del agua inyectada a través del sistema de baja presión del ECC. La presión del sistema ECC es del orden de los 25,5 bars.

En el Gráfico 5 se indica la evolución temporal de la transferencia de calor desde la superficie interior de la pared del RPV hacia el líquido contenido en el downcomer.

#### 6.5. Resultados locales

Resolviendo la ecuación (22) en función de los datos consignados en la sección anterior, obtendremos para cada instante el valor para  $h_m$  en función de la presión reinante en el downcomer. Con este valor de la entalpía para el medio ambiente se puede obtener la temperatura ambiente  $T_m$  y el correspondiente número de Froude  $Fr_{HPI,CL}$ .

En los Gráficos 6 y 7, se muestran las evoluciones temporales para la entalpía y la temperatura ambiente calculadas.

En el Gráfico 8 se puede apreciar la evolución temporal durante el progreso del transitorio del número de Froude.

Teniendo en cuenta la ecuación (9), se resuelven en forma simultánea las ecuaciones (10) y (20) para obtener los valores de  $Q^*$  y  $d^*$  en función de los valores de los parámetros globales y locales que se muestran en los Gráficos 1 a 6.

En los Gráficos 9 y 10 se muestran las evoluciones temporales a lo largo del transitorio de  $Q^*$  y  $d^*$ .

Con los valores de  $Q^*$  y  $d^*$  es posible calcular los valores medios para la temperatura en la corriente fría  $T_c$  y en el chorro o caída de agua en el fluido del downcomer  $T_j$ . Para ello se emplean las ecuaciones (23) y (24), respectivamente.

En el Gráfico 11 se muestra la evolución temporal de  $T_c$ . Análogamente, en el Gráfico 12 se muestra la evolución temporal de  $T_j$ . Se han incorporado las evoluciones temporales de las temperaturas correspondientes, obtenidas a partir de la Ref. [7 y 9]. Se observa una igual tendencia a largo plazo con respecto a las evoluciones temporales de las temperaturas  $T_c$  y  $T_j$ .

En el Gráfico 11 se puede ver que las diferencias más importantes entre ambas evoluciones para la temperatura en la corriente fría  $T_c$ , se presentan en el intervalo de tiempo que va aproximadamente desde el instante inicial a los 2000 segundos de transcurrido el transitorio para luego evolucionar de manera completamente coincidente.

Análogamente, se pueden hacer las mismas observaciones sobre la evolución temporal de la temperatura  $T_j$  en el Gráfico 12, excepto que la disparidad entre ambas evoluciones se da en un intervalo de tiempo menor. Este intervalo de tiempo va desde el instante inicial hasta aproximadamente los 1600 segundos de transcurrido el transitorio, para luego evolucionar en una forma completamente coincidente.

La disparidad de las evoluciones temporales para  $T_c$  y  $T_j$  con respecto a las determinadas en la Ref. [9], se pueden atribuir a dos razones: una basada en los diferentes métodos de cálculo y la otra, fundamentalmente, a las oscilaciones que presenta el caudal de inyección de agua fría por parte del sistema de baja presión del ECC, Gráfico 4.

#### **6.6. Análisis de sensibilidad con respecto a la temperatura del agua de inyección a baja presión del ECC**

Se analizó como afectaba a los parámetros que describen la evolución del transitorio a nivel local, la variación de la temperatura del agua de inyección a baja presión del ECC,  $T_{HPI}$ .

En particular se estudió como afectaba esta variación de  $T_{HPI}$  a los valores a largo plazo de la temperatura de la corriente fría  $T_c$  y de la temperatura  $T_j$  del chorro en el downcomer del RPV.

Se consideraron los siguientes valores para la temperatura  $T_{HPI}$ : 30, 40, 50, 60 y 70°C. Estos valores para la temperatura del agua de inyección del sistema de baja presión del ECC, se mantienen constantes a lo largo de toda la duración del transitorio en consideración.

En los Gráficos 13, 14, 15, 16 y 17 se muestran como evolucionan las temperaturas  $T_c$  y  $T_j$  en función del valor fijado para la temperatura  $T_{HPI}$ .

En dichos gráficos también se indica la temperatura de transición dúctil frágil correspondiente al material de la pared del RPV,  $RT_{ND}$ . Esta temperatura, de acuerdo a las Ref. [7, 8 y 10], se sitúa en un entorno alrededor de los 51°C.

Como se puede observar en los Gráficos 13 y 14, la curva de evolución temporal de la temperatura  $T_j$  corta a la recta horizontal  $RT_{ND}$  (51°C) a los 1400 segundos y 1700 segundos respectivamente.

En estos tiempos se generan las condiciones en el downcomer del RPV necesarias para que se produzca un proceso que se caracteriza como PTS.

En el Gráfico 15, la evolución temporal de la temperatura  $T_j$  es asintótica a partir de los 5000 segundos con respecto a la recta fijada por el valor de  $RT_{ND}$ . En cuyo caso no se producirá un proceso de sobre enfriamiento de la pared del RPV.

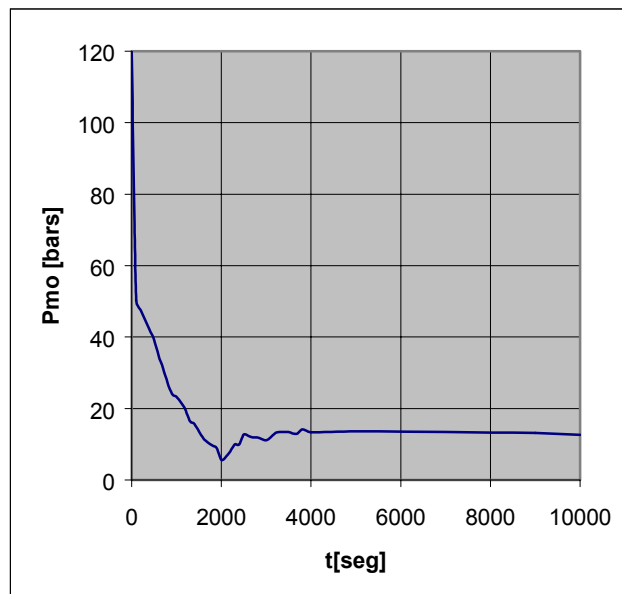
En los casos correspondientes a los Gráficos 16 y 17, la evolución temporal de la temperatura  $T_j$ , si bien tiende a ser paralela a la recta definida en 51°C para  $RT_{ND}$ , el valor asintótico al cual tienden

está muy por arriba de este valor de 51°C. Por lo tanto, no se dan las condiciones que originan un proceso caracterizado como PTS.

Este estudio paramétrico con respecto a la temperatura  $T_{HPI}$  con que se inyecta el agua de emergencia a baja presión del ECC, muestra la conveniencia de que el agua de emergencia adquiera una temperatura adecuada antes de la inyección con la finalidad de evitar la ocurrencia de los fenómenos del tipo PTS sobre la pared interna del RPV, en la zona del downcomer.

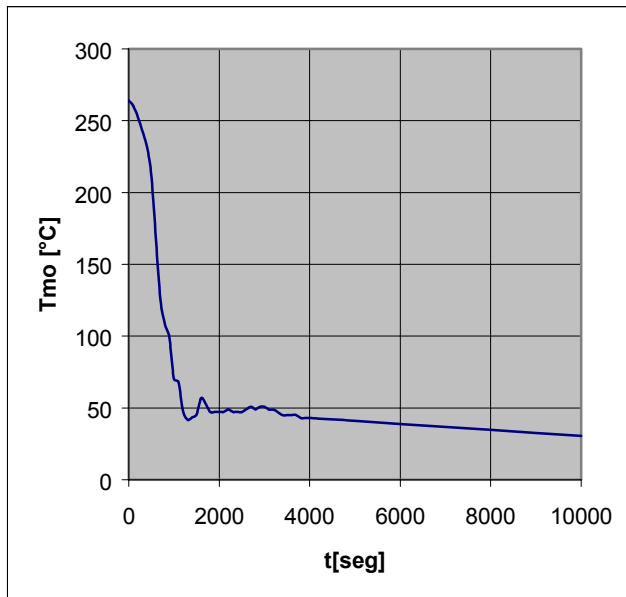
Es obvio que esta temperatura del agua de emergencia a baja presión deberá estar en concordancia con la temperatura que se alcance en los elementos combustibles. En particular no se debe poner en riesgo la integridad estructural de la vaina de zircalloy de las barras combustibles, la cual es función de la temperatura de fusión del zircalloy.

Análogamente al análisis de sensibilidad en función de la temperatura  $T_{HPI}$ , se puede considerar qué sucede variando los caudales de inyección del agua de emergencia a baja presión del ECC.

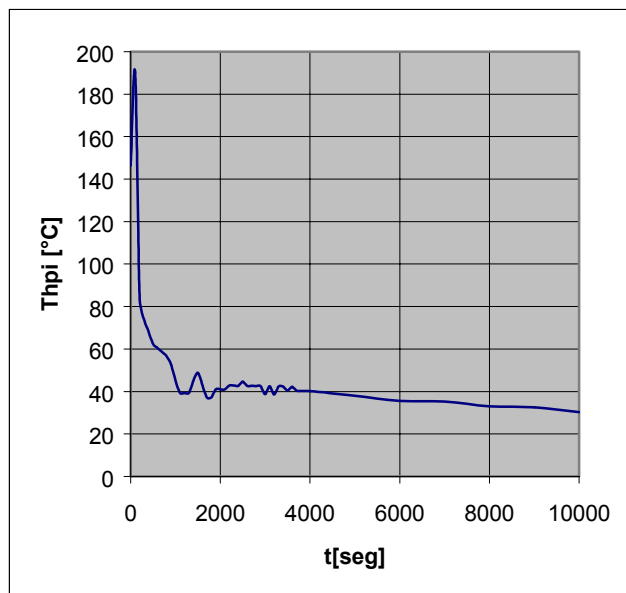


**Gráfico 1**

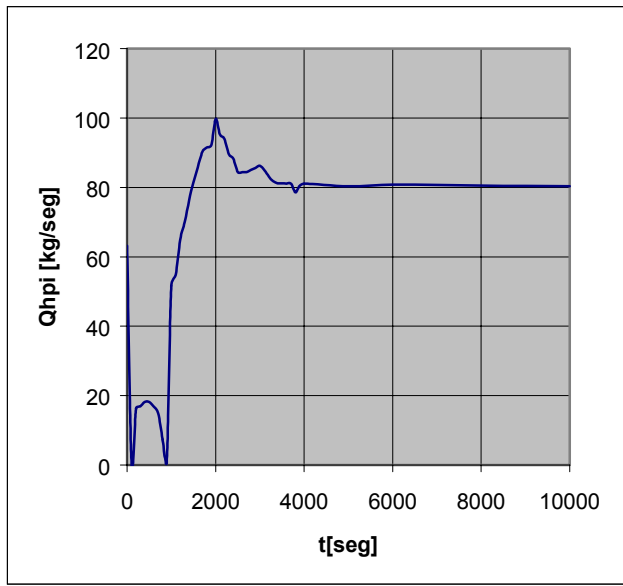
Presión en el downcomer



**Gráfico 2**  
Temperatura en el downcomer

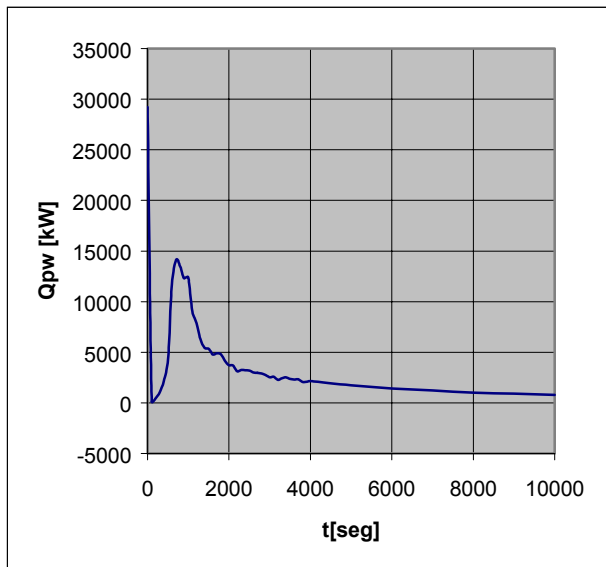


**Gráfico 3**  
Temperatura del agua inyectada por el sistema de baja presión del ECC



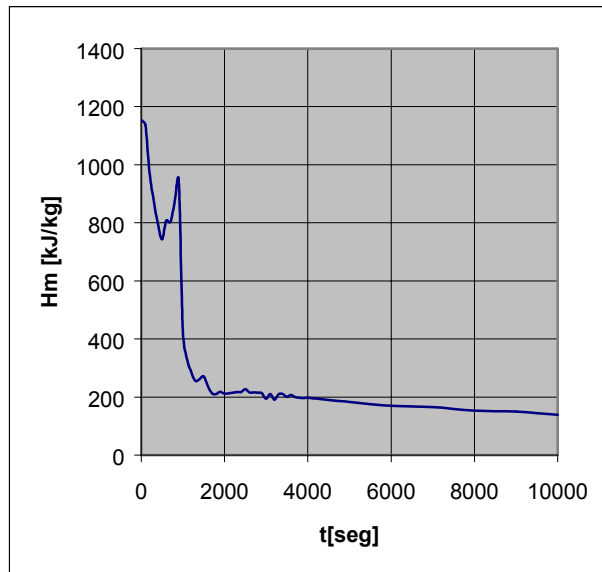
**Gráfico 4**

Caudal de agua inyectada por el sistema de baja presión del ECC



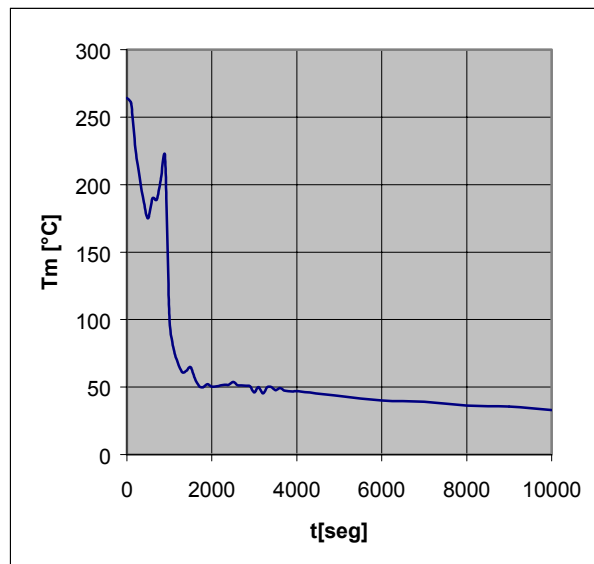
**Gráfico 5**

Calor transferido desde la pared interior del RPV al fluido contenido en el downcomer



**Gráfico 6**

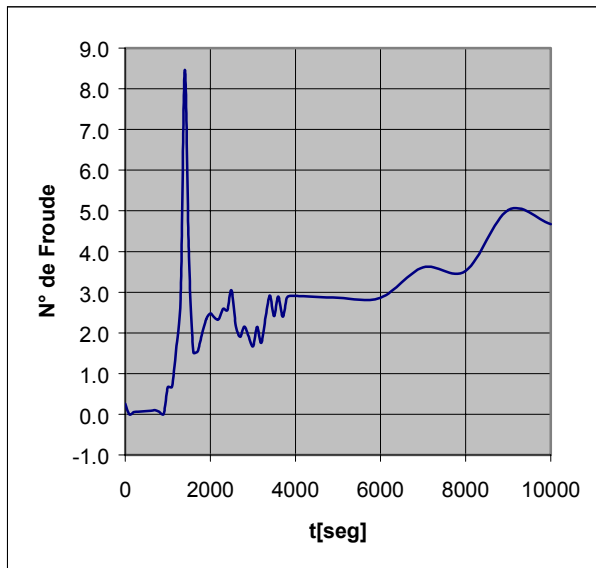
Entalpía del medio ambiente en el downcomer del RPV



**Gráfico 7**

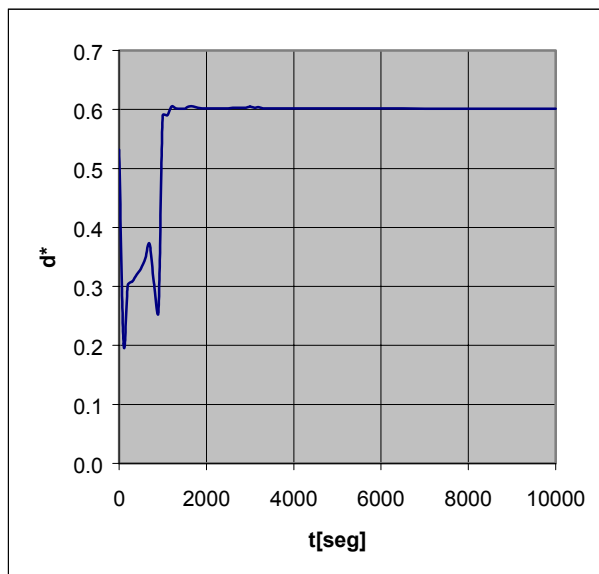
Temperatura del medio ambiente en el downcomer del RPV





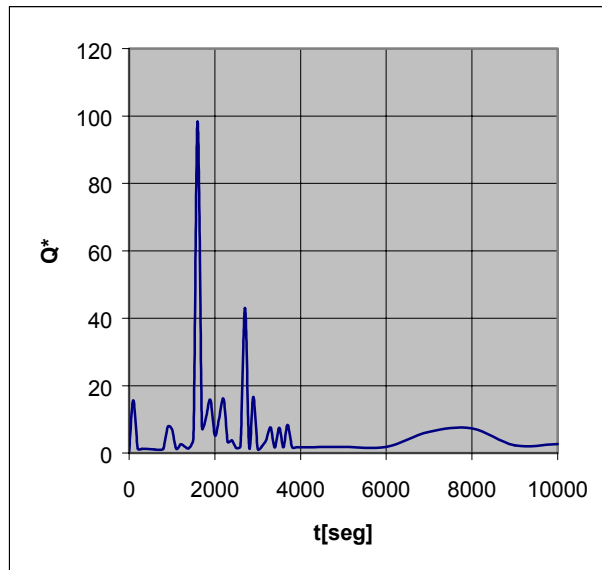
**Gráfico 8**

Número de Froude de la corriente de agua inyectada por el sistema de baja presión del ECC



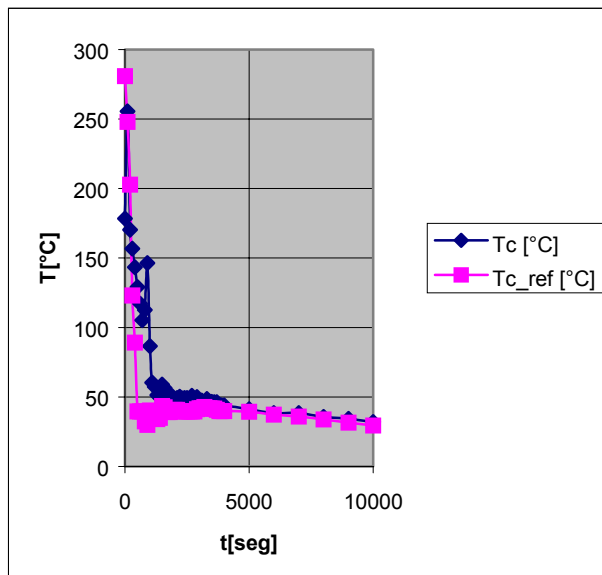
**Gráfico 9**

Espesor adimensional de la corriente fría,  $d^* = d_c / D_{CL}$



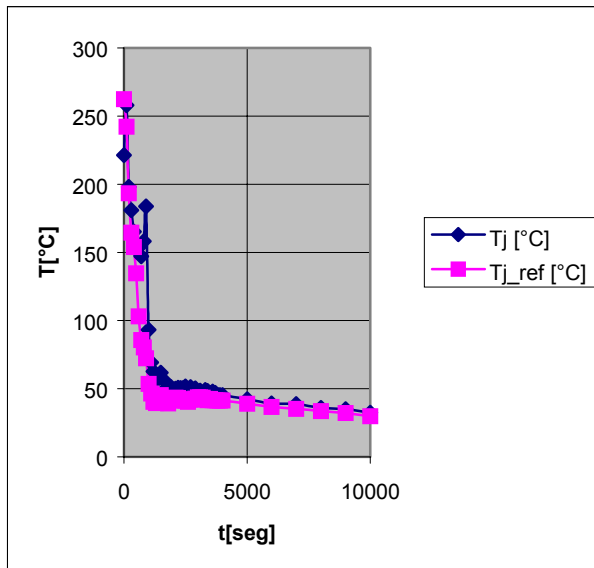
**Gráfico 10**

Caudal adimensional de la corriente caliente,  $Q^* = Q_c / Q_{HPI}$



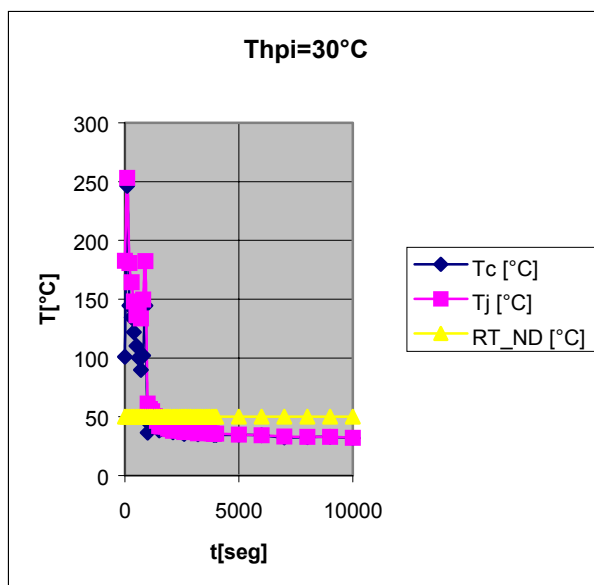
**Gráfico 11**

Temperatura de la corriente fría



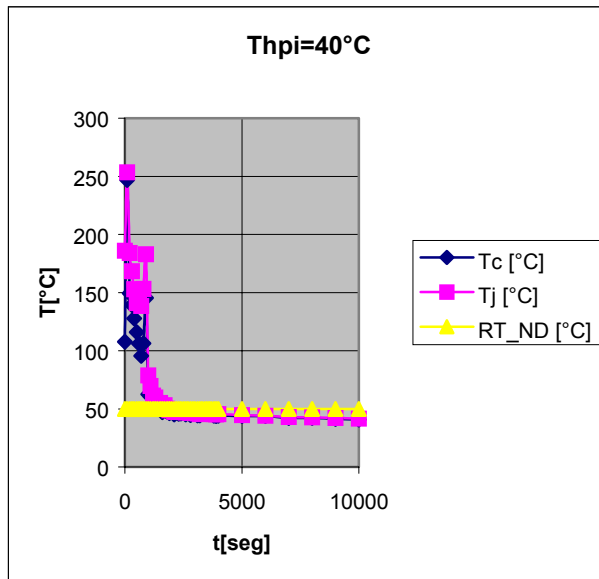
**Gráfico 12**

Temperatura en el chorro flotante



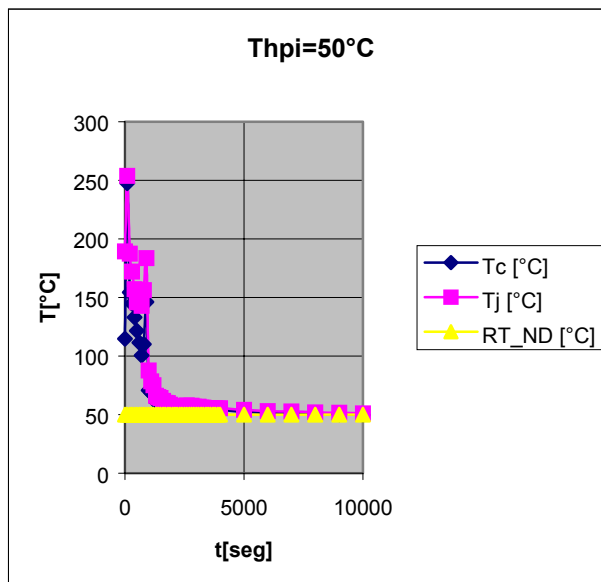
**Gráfico 13**

Temperatura de la corriente fría y del chorro flotante en función de la Temperatura del agua inyectada ( $30^{\circ}\text{C}$ ) por el sistema de baja presión del ECC



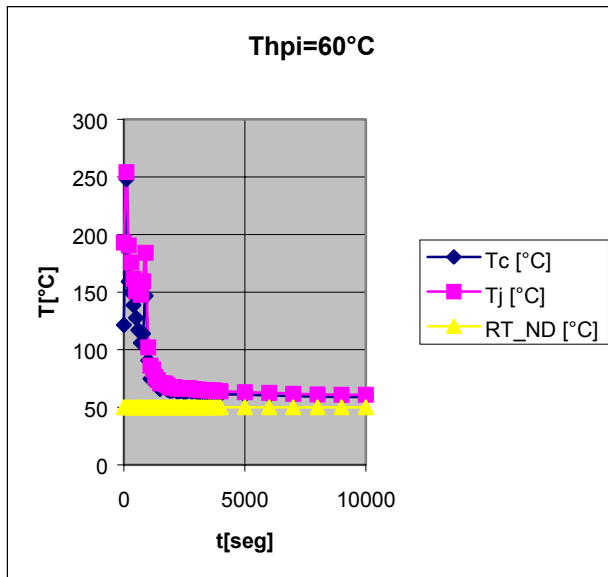
**Gráfico 14**

Temperatura de la corriente fría y del chorro flotante en función de la temperatura del agua inyectada ( $40^\circ\text{C}$ ) por el sistema de baja presión del ECC



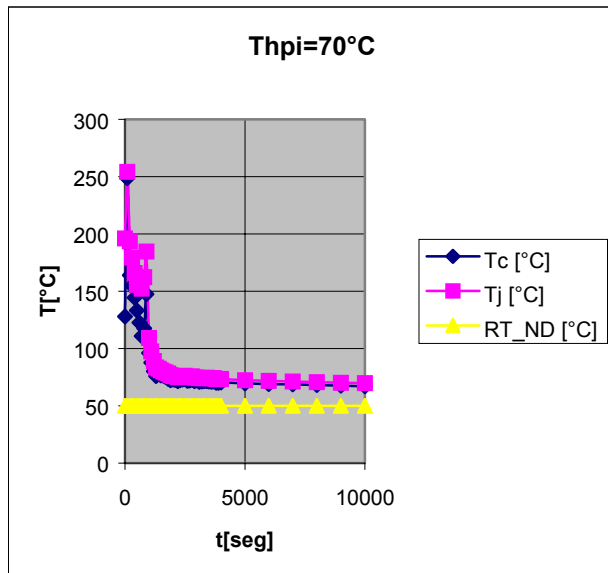
**Gráfico 15**

Temperatura de la corriente fría y del chorro flotante en función de la temperatura del agua inyectada ( $50^\circ\text{C}$ ) por el sistema de baja presión del ECC



**Gráfico 16**

Temperatura de la corriente fría y del chorro flotante en función de la temperatura del agua inyectada (60°C) por el sistema de baja presión del ECC



**Gráfico 17**

Temperatura de la corriente fría y del chorro flotante en función de la temperatura del agua inyectada (70°C) por el sistema de baja presión del ECC

## 7. CONCLUSIONES

En el punto 4 se efectúa la descripción de la metodología de cálculo adoptada para la evaluación los parámetros termohidráulicos locales en el downcomer del RPV.

En el punto 6 del presente trabajo se efectúa un análisis del fenómeno PTS en el marco del escenario planteado por un accidente del tipo LOCA definido por una rotura de 50 cm<sup>2</sup> en la rama caliente ubicada en la zona de conexión de la línea del presurizador con el sistema primario de la CNA-I.

En función de los resultados obtenidos en el punto 6 a partir de la metodología descrita en 4, se pueden inferir un conjunto de conclusiones en dos aspectos diferentes. El primero está referido a las herramientas de cálculo disponibles y el segundo aspecto se relaciona con los resultados obtenidos para el escenario del tipo LOCA planteado en la Ref. [6] para la CNA-I.

El primer conjunto de conclusiones al que se arriba, asegura que se dispone de una herramienta simple y de fácil aplicación para analizar fenómenos del tipo PTS bajo escenarios planteados por roturas de cañerías del sistema primario, ya sean éstas en las ramas calientes o en las ramas frías. Además esta metodología de cálculo es completamente independiente de las utilizadas por Núcleo Eléctrica Argentina S.A., para analizar los fenómenos del tipo PTS en la CNA-I.

El segundo conjunto de conclusiones se refiere a los resultados obtenidos con la metodología de cálculo adoptada. Como se puede ver en los Gráficos 11 y 12 las temperaturas  $T_c$  para la corriente fría y  $T_j$  para el chorro en el downcomer del RPV muestran evoluciones similares a las obtenidas en la Ref. [9].

Con lo cual se puede afirmar que la metodología adoptada, Ref. [5], brinda resultados similares a la utilizada en la Ref. [9] que es validada contra experiencias en la facilidad experimental UPTF Ref. [7 y 8].

Otra conclusión de importancia surge del análisis de las curvas mostradas en los Gráficos 13 a 17. En estos gráficos se muestra como varía la evolución temporal a largo plazo de las temperaturas  $T_c$  y  $T_j$  con respecto al valor de la temperatura  $RT_{ND}$  de transición dúctil frágil del material de las paredes del RPV. Las temperaturas  $T_c$  y  $T_j$  se determinan en función de la temperatura  $T_{HPI}$  del agua inyectada por el sistema de baja presión del ECC (sistema TJ en la CNA-I).

Se puede observar que a medida que aumenta la temperatura  $T_{HPI}$ , se aleja la posibilidad de que se den las condiciones propicias para un PTS dentro de un escenario definido por un accidente del tipo LOCA.

El límite máximo para la temperatura  $T_{HPI}$  quedará fijado por la temperatura que se alcance en los elementos combustibles, es decir, que no se ponga en riesgo la integridad estructural de las vainas de las barras combustibles.

## 8. REFERENCIAS

1. NRC Staff Evaluation of Pressurized Thermal Shock; U.S. Nuclear Regulatory Commission, Washington, DC, 17 Nov. 1982.
2. Proposed Pressurized Thermal Shock (PTS); U.S. Nuclear Regulatory Commission, Washington, DC, 17 Nov. 1982.
3. PWR Pressure Vessel Integrity During Overcooling Accidents: A Parametric Analysis; Cheverton, R.D., Iskander, S.K. and Ball, D.G., NUREG/CR-2895, (ORNL/TM-7931), Oak Ridge National Laboratory, Feb. 1983.
4. CNA 1: Thermal hydraulic part of pressurized thermal shock study: Methodology and list of events; Hertlein, R. J., KWU NDS1/99/E2029, Siemens, 26/02/99.

5. A unified interpretation of one-fifth to full scale thermal mixing experiments related to pressurized thermal shock; Theofanous, T.G. and Yan, H., NUREG/CR-5677 R4 April 1991.
6. CNA 1 Pressurized thermal shock analysis. Behavior of the plant in case of a 50 cm<sup>2</sup> break in a hot leg; Mazzantini, O. y Serrano, P.; TN581. NASA, Gerencia. Proyecto CNEA II, 1999.
7. Revisión del informe técnico: KWU NDS1/00/E2088, Pressurized thermal shock: Thermal hydraulic conditions for the CNA I RPV wall; Rosso, R.D. y Ventura, M.A., Informe Técnico, Autoridad Regulatoria Nuclear, 2001.
8. Consideraciones relacionadas a los estudios sobre PTS realizados; Ventura, M.A. y Rosso, R.D., Informe Técnico, Autoridad Regulatoria Nuclear, 2001.
9. KWU NDS1 /00/E2088, Pressurized thermal shock: Thermal hydraulic conditions for the RPV; Hertlein, R.J., NDS1 Project CNA1: PTS study, Siemens, 2000.
10. SNP NT1/2000/E367, Pressurized thermal shock analysis for reactor pressure vessel of NPP CNA1; Schöper, A. & Meier, G., NT1 Project NPP CNA1, Siemens, 2000.