

Shock Térmico Presurizado (PTS)

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

AUTORIDAD REGULATORIA NUCLEAR

Av. del Libertador 8250
(C1429BNP) Ciudad de Buenos Aires, ARGENTINA
Tel.: (011) 6323-1770
0800-555-1489
Fax: (011) 6323-1771/1798
<http://www.arn.gov.ar>

SHOCK TÉRMICO PRESURIZADO (PTS)

ÍNDICE	Página
RESUMEN	5
ABSTRACT	6
1. INTRODUCCIÓN	7
1.1. Antecedentes	7
1.2. Descripción del fenómeno	8
2. OBSERVACIONES PRELIMINARES	10
3. METODOLOGÍA DE CÁLCULO	11
3.1. Generalidades	11
3.2. Análisis de los escenarios considerados	11
3.3. Análisis termohidráulico local	12
3.4. Análisis fractomecánico	19
3.4.1. Reducción de las cargas por acciones del operador	21
4. ESTUDIO DEL PTS PARA LA CNA I	21
4.1. Escenarios Considerados	21
4.2. Comportamiento de la Planta frente a una rotura en la rama caliente de 50 cm ²	22
4.2.1. Análisis	22
4.2.1.1. Simulación del comportamiento termohidráulico global de la Planta	24
4.2.1.1.1. Evento analizado	24
4.2.1.2. Resultados globales	25
4.2.1.3. Resultados locales	28
4.3. Obtención de los 51°C	32
5. OBSERVACIONES REALIZADAS POR LA ARN A PARTIR DE LOS ESTUDIOS EFECTUADOS	33
5.1. Supuestos Conservativos	33
5.1.1. RT _{PTS} = 51°C, valor conservativo	34
5.1.2. Consideraciones termohidráulicas referidas al flujo estacionario	34
5.2. Contraste de los valores K _{1C} con los K ₁	35
5.3. Soluciones de ingeniería	38
6. CONCLUSIONES	39
REFERENCIAS	41
APÉNDICE A	43
CÁLCULOS TERMOHIDRÁULICOS EN ACCIDENTES DE SOBRE ENFRIAMIENTO PARA UNA ROTURA EN LA RAMA FRÍA DE LA CENTRAL NUCLEAR ATUCHA I	
RESUMEN	43
1. Introducción	43
2. Especificación de los disparos de los Sistemas de litigación	43
3. Descripción de la nodalización	44
4. Resultados	44
5. Conclusiones	50
REFERENCIAS	50

SHOCK TÉRMICO PRESURIZADO

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

Autoridad Regulatoria Nuclear
Argentina

RESUMEN

En el presente trabajo se hace una descripción del fenómeno de Shock Térmico en condiciones Presurizadas (PTS) y su influencia en el tratamiento de la integridad del recipiente de presión (RPV) de un Reactor de Agua Presurizada (PWR) y/o de un Reactor de agua pesada Presurizada (PHWR).

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

- a. Modelización con un código de sistemas de los transitorios termohidráulicos relevantes con respecto al shock térmico.
- b. Se determina la distribución local de temperaturas en el downcomer y de los coeficientes de transferencia de calor desde la pared del RPV al fluido.
- c. Análisis fractomecánico.

Se abarcan en este trabajo estas tres etapas: Se obtienen resultados con el código de computo termohidráulico Relap5/mod.3 para un escenario por roturas (LOCA) en una rama caliente del sistema primario de refrigeración del reactor de la CNA I. Se describe el método utilizado en la obtención de los resultados.

Se realiza un estudio en base a parámetros concentrados de las evoluciones locales de la temperatura del flujo en el downcomer del recipiente de presión del reactor. La finalidad de este estudio es determinar como varía el coeficiente de intensificación de tensiones en función de la temperatura del agua de emergencia inyectada durante los transitorios termohidráulicos que tienen lugar bajo las condiciones impuestas por el escenario postulado. Se considera en particular, una rotura de 50 cm² ubicada en las cercanías de la conexión del presurizador a la rama caliente correspondiente. Este tamaño de rotura es considerado como el más crítico. Se describe el método utilizado para obtener los resultados.

Se realiza el análisis fractomecánico.

A partir de los resultados obtenidos confirmamos 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 empresa Nucleoeléctrica Argentina S.A. (NA-SA), para analizar los fenómenos del tipo PTS en la CNA I. Los resultados obtenidos con la metodología de cálculo adoptada, nos 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).

Una observación 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 advertir 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.

Se hace hincapié en las soluciones de ingeniería que permitirían modificar el funcionamiento del Emergency Cooling System (ECCS), ampliando el margen de seguridad, es decir la distancia entre el K_{Ic} del material y el K_I del proceso.

Se resaltan las hipótesis excesivamente conservativas que han sido usadas en todos los estudios previos y la necesidad de superarlos con otras más realistas que permitirían ampliar el margen de seguridad. Actualmente este margen de seguridad definido en función de estos coeficientes es del orden de los 22°C.

ABSTRACT

In the present work, a description of Thermal Shock in Pressurized conditions (PTS), and its influence in the treatment of the integrity of the pressure vessel (RPV) of a Pressurized Water Reactor (PWR) and/or of a Heavy water Pressurized water Reactor (PHWR) is made.

Generally, the analysis of PTS involves a process of three stages:

- a. Modeling with a System Code of relevant thermohydraulics transients in reference with the thermal shock.
- b. The local distribution of temperatures in the downcomer and the heat transference coefficients from the RPV wall to the fluid, are determined.
- c. The fracto mechanic Analysis.

These three stages are included in this work: Results with the thermohydraulics code Relap5/mod3, are obtained, for a LOCA scenario in the hot leg of the cooling System of the Primary System of the CAN-I reactor. The method used in obtaining results is described.

A study on the basis of lumped parameters of the local evolutions of the temperature of the flow is made, in the downcomer of the reactor pressure vessel.

The purpose of this study is to determine how the intensification of the stress coefficient, varies in function of the emergency injected water during the thermohydraulic transients that take place under the imposed conditions in the postulated scene. Specially, it is considered a 50 cm² break, located in the neighborhoods of the pressurized with the corresponding hot leg connection. This size is considered like the most critical. The method used to obtain the results is described.

The fracto mechanic analysis is made.

From the obtained results we confirmed that we have a simple tool of easy application in order to analyze phenomena of the type PTS in the postulated scenes by break in the cold and hot legs of the primary system. This methodology of calculus is completely independent of the used ones by the NASA in the analysis of the PTS phenomena in the CAN-I. The results obtained with the adopted methodology, offer results, very similar to the obtained ones that are validated against experiences of experimental facilities such like the experimental facility UPTF (Upper Plenum Test Facility).

An important observation arises from the analysis of the behavior of the temperature in the fluid contained in the RPV downcomer, below the cold leg level, versus the water injected temperature (T_{HPI}) by the CAN-I low pressure emergency system (Tj system).

It is possible to be noticing that when the temperature T_{HPI} increases, the possibility that the conditions occur so that a phenomenon of PTS happens is decreasing.

The temperature that is reached in the fuel elements, that is to say, that does not put in risk the structural integrity of the cladding of the fuel element, will fix the maximum limit for the temperature T_{HPI} .

We insist on the solution of engineering that would allow modifying the Emergency Core Cooler System (ECCS) behavior, extending the safety margin, what it means, the distance between the K_{ic} of the material and the K_i of the process.

It is emphasized the excessive conservative hypotheses that have been used in all the previous studies and the necessity to replace them with other more realists that would allow to extend the safety margin. At the moment this safety margin based in these coefficients is about 22°C.

1. INTRODUCCIÓN

1.1. Antecedentes

Desde el año 1982 Ref. [1-3], se ha reconocido la necesidad de tratar la integridad del recipiente de presión de un reactor de agua presurizada (PWR) bajo los efectos de transitorios de sobre enfriamiento. Los estudios iniciales se basaban en condiciones establecidas para 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 térmico 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 en PWR, Ref. [2 y 3] ya han ocurrido al final del periodo de vida útil del recipiente. Si existe en estas condiciones una fisura con ciertas características, se puede producir su propagación.

La Nuclear Regulatory Commission (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_0 , especificando los métodos por los cuales estos valores límites deben ser computados.

El fenómeno de shock térmico constituye un problema multidisciplinario. Abarca un amplio rango de áreas técnicas incluyendo ente 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, determinan 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 sean menores que el factor crítico de intensificación de tensiones K_{Ic} . Para predecir la vida útil del RPV, es necesario conocer los valores reales de K_I que influyen sobre la resistencia del material y el valor de las cargas operacionales. Las cargas operacionales están dominadas por las presiones y temperaturas que se originan durante 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 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.

1.2. Descripción del fenómeno

El fenómeno de shock térmico es más intenso en las cañerías de las ramas frías del sistema primario donde tienen lugar procesos de estratificación. Cercano al lugar de inyección del ECCS en las ramas frías, el mezclado que se origina es extremadamente complicado, Figura 1.2.1.

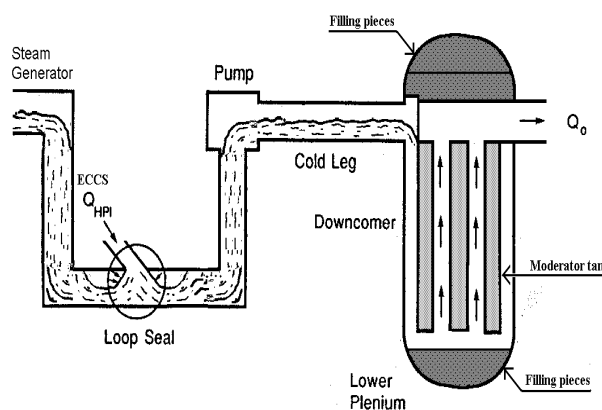


Figura 1.2.1.

La penetración del chorro proveniente del ECCS, en el flujo de una corriente caliente en la rama fría como así también la penetración de este flujo en el chorro, son mecanismos de mezclado muy

importantes. A fin de visualizar estos complejos procesos en forma numérica, se debe apelar a nodalizaciones suficientemente finas.

Los chorros de agua fría se forman dentro del agua contenida en el downcomer cuando se inyecta agua fría del ECCS 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 ECCS 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 ECCS 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.

En la rama fría 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 ECCS 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.

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 e impacta primero 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 ECCS.

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.

En el caso de un flujo estancado en el circuito primario, es decir sin circulación natural, y con la inyección del agua del ECCS 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 ECCS.

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 (Apéndice A), a diferencia de lo que sucede cuando se consideran pérdidas de refrigerante por rotura en las ramas calientes.

2. OBSERVACIONES PRELIMINARES

De este primer análisis surgen algunas observaciones preliminares.

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.

Los tiempos de transitorios hasta alcanzar el estado estacionario se incrementan al crecer la relación Q_e/Q_{HPI} .

La estratificación térmica en la rama fría se incrementa con el aumento de la relación de Q_e/Q_{HPI} .

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.

Una contracorriente caliente es inducida hacia la rama fría desde la región superior del downcomer y la extensión de este flujo a contracorriente aumenta con la disminución de la relación de Q_e/Q_{HPI} .

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.

El mezclado en el downcomer no es sensible a la relación Q_e/Q_{HPI} .

3. METODOLOGÍA DE CÁLCULO

3.1. Generalidades

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

- a. Modelización con un código de sistemas (en este caso el Relap5) de los transitorios termohidráulicos relevantes con respecto al shock térmico.
- b. Se determina en forma local 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 termohidráulicas 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.

3.2. Análisis de los escenarios considerados

Las familias de transitorios tomadas en cuenta para el estudio de PTS son:

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

La selección de estas familias se efectúa de acuerdo a la experiencia acumulada por Siemens/KWU en la mayoría de los transitorios que tienen la principal contribución a la rotura resultante por las cargas térmicas. Por lo tanto, los transitorios con bajas presiones, que corresponden a altos regímenes de enfriamiento y bajas temperaturas en el fluido contenido en el downcomer del RPV pueden ser los más peligrosos para la integridad del RPV.

Las pérdidas en la rama caliente del lado primario conducen a las temperaturas más bajas posibles en el agua contenida en el downcomer, que puede llegar a ser igual a la temperatura de inyección del agua del ECCS. 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 respecto a las roturas sobre el sistema secundario se asevera que durante el transitorio que se origina por esta causa la remoción de calor desde el sistema primario se incrementa en forma considerable y conduce a situaciones relevantes de PTS.

Una característica específica de los fenómenos correspondientes a una rotura en el sistema secundario es el alto grado de dispersión en el enfriamiento de las paredes del RPV cuando se produce el estancamiento en el circuito intacto y los caudales relativamente altos que aparecen en el circuito afectado debido a la circulación natural. La condición de contorno más demandante la constituye una rotura doble guillotina ubicada en la línea principal de vapor asociada con la pérdida de potencia exterior.

En cuanto a los transitorios operacionales los más demandantes resultan ser los transitorios anticipados (anticipated transients) y dentro de estos, el más perjudicial resulta ser el encendido inadvertido de los calefactores del presurizador en condiciones frías

La entrega de energía en forma inadvertida al presurizador a través de sus calefactores luego de un enfriamiento del sistema primario a 35°C , conduce a un incremento suave de la presión del sistema primario mientras que la temperatura del fluido en el RPV se mantiene baja. Un incremento de la presión en el primario bajo condiciones de agua fría junto a las paredes del RPV constituye un PTS relevante.

3.3. 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 3.3.1. 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 ECCS), downcomer y plenum inferior.

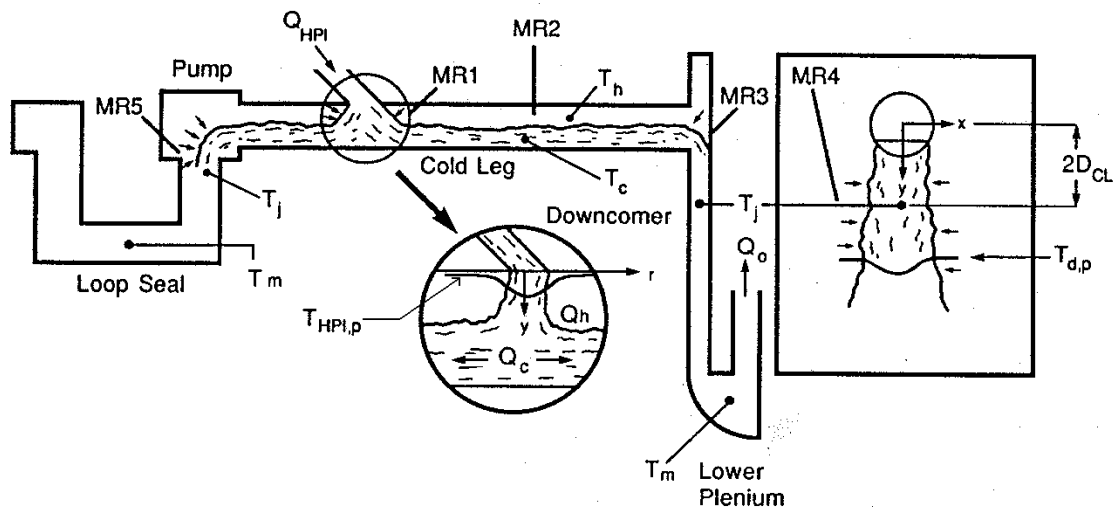


Figura 3.3.1.

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 ECCS. Los caudales típicos de inyección son de ≈ 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 3.3.1 y eventualmente por la rotura.

Una corriente fría se origina con el chorro del ECCS 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 ECCS 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 3.3.1). 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 1.2, 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 3.3.1. 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 ECCS 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.
- ρ_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.
- ρ_{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 $Q_o(t)$, $h_m(t)$ 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 ECCS 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 , ρ_h , ρ_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 β , 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 βQ_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 ECCS y números de Froude muy bajos, los efectos de la cantidad de movimiento son despreciables 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 ECCS.

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 ≈ 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 ECCS, 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(Figura 3.3.1)). 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 ECCS 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 descriptos 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 3.3.2. 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 ECCS. 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 $\rho^* = \rho_h / \rho_{HPI}$, $W^* = W D_{CL} / A_{CL}$ y $A^* = A_c / A_{CL}$ para obtener

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

donde

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

$$b = \frac{\frac{\rho^* + 2}{A^{*3}}}{\beta^2 \rho^* \delta} \quad (15)$$

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

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

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 ρ^* inicialmente es del orden de ≈ 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 ≈ 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 β 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 3.3.3 y 3.3.4. El máximo en estas Figuras corresponde al límite de la máxima incorporación de masa. Sobre los rangos que cubren las Figuras 3.3.3 y 3.3.4, 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 3.3.3 y 3.3.4 con las líneas correspondientes de la Figura 3.3.2, 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 3.3.5. 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 ρ_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 3.3.2, 3.3.3 y 3.3.4 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

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

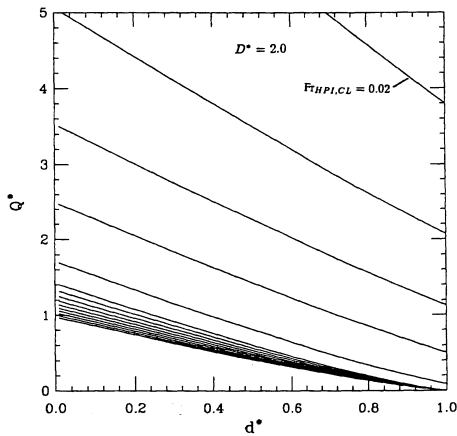


Figura 3.3.2

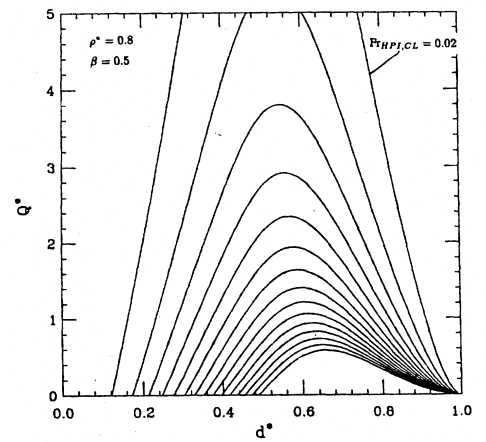


Figura 3.3.4

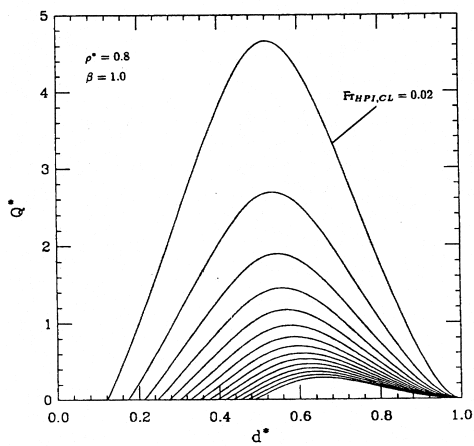


Figura 3.3.3

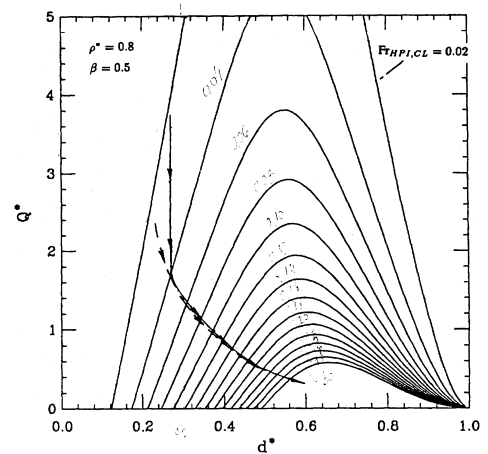


Figura 3.3.5

3.4. Análisis fractomecánico

El proceso de transferencia de calor desde la pared del RPV Ref. [8], está expresado por

$$-k \frac{\partial T}{\partial x} = H_{wf} (T_w - T_j) = \frac{Q_{pw}}{A_{RPV}} \quad (24)$$

Donde: k es la conductividad térmica del material, H_{wf} es el coeficiente de transferencia de calor, $A_{RPV} = 2\pi R_i H_{RPV}$ es el área de transferencia de calor, H_{RPV} es la altura del dowcomer, R_i es el radio interno y t es el espesor de la pared del RPV. Despreciando los efectos del cladding, la temperatura de la pared del RPV se puede escribir como

$$T_w = T_j + \frac{Q_{pw}}{H_{wf} A_{RPV}} \quad (25)$$

En función de la temperatura T_w se puede determinar el perfil de temperaturas a través del espesor de la pared del RPV como

$$T(r) = T_{RPV0} + \Delta T \frac{\ln(R_0/r)}{\ln(R_0/R_i)} \quad \Delta T = T_w - T_{RPV0} \quad (26)$$

Con esta distribución de temperaturas se pueden estimar las tensiones tangenciales de origen térmico

$$\sigma_{\theta_r} = \frac{E\alpha\Delta T}{2(1-\mu)\ln\left(\frac{R_0}{R_i}\right)} \left[1 - \ln\left(\frac{R_0}{r}\right) - \frac{R_i^2}{(R_0^2 - R_i^2)} \left(1 + \frac{R_0^2}{r^2} \right) \ln\left(\frac{R_0}{R_i}\right) \right] \quad (27)$$

Análogamente, las tensiones tangenciales provocadas por la presión son

$$\sigma_{\theta_p} = \frac{p_i}{1 - \left(\frac{R_0}{R_i}\right)^2} \left[\left(\frac{R_0}{r}\right)^2 + \left(\frac{R_0}{R_i}\right)^2 - \frac{p_0}{p_i} \left(1 + \left(\frac{R_0}{r}\right)^2 \right) \right] \quad (28)$$

El coeficiente de intensificación de tensiones K_{Ic} de acuerdo a la Ref. [7] se puede calcular como

$$K_{Ic} = 1.153 + 97.508 \exp[0.036 (T(r) - RT_{NDj} + 55.5)] \quad (29)$$

RT_{NDj} es la temperatura de transición dúctil frágil del material de las paredes del RPV. El coeficiente de intensificación de tensiones K_I se puede estimar en función de los parámetros de procesos que describe la evolución del transitorio, Ref. [7], como

$$K_I = (\sigma_M M_m + \sigma_b M_b) \sqrt{\frac{\pi a}{Q}} \quad M_m = G_0 \quad M_b = G_0 - 2 \left(\frac{a}{t}\right) G_1 \quad (30)$$

En esta ecuación σ_m es la tensión de membrana, σ_b es la tensión de flexión, a es la profundidad de la fisura en la pared y l la separación entre bordes. Para valores de $0 \leq a/l \leq 0,5$ y de

$$a/t = 20/220 \cong 0.1 \text{ se tendrá que } Q = 1 + 4,593 \left(\frac{a}{l}\right)^{1,65} - q_y \quad q_y = \frac{1}{6} \left(\frac{\sigma_m M_m + \sigma_b M_b}{\sigma_{ys}} \right)^2 \quad (31)$$

σ_{ys} es la tensión de fluencia del material del RPV. Postulando que la tensión de corte actuante sobre el espesor de la pared del RPV es la resultante de las tensiones de corte resulta

$$K_I = (M_m + M_b) \sigma_\theta \sqrt{\frac{\pi a}{Q}} \quad \sigma_\theta = \sigma_{\theta_r} + \sigma_{\theta_p}$$

(32)

3.4. 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 una vez que haya transcurrido un cierto tiempo de la evolución del transitorio y nunca antes de los 30 minutos.

4. ESTUDIO DE PTS PARA LA CNA I

Dentro de la regulación de Estados Unidos (US), el criterio de "Screening PTS" da el valor de Temperatura de Referencia en el límite operacional del PTS (RT_{pts}) para el material de la línea de circunvalación del recipiente, valor sobre el cual la planta no puede continuar funcionando sin una justificación. Este criterio fue establecido a partir del estudio genérico del Análisis Probabilístico de Seguridad (PSA) realizado para Reactores de Agua Presurizada (PWR), convencionales y basado en la experiencia obtenida en reactores de US.

Los valores de los criterios de la investigación del PTS son especificados en 10 CFR Ch. I.

La CNA I, tiene un diseño específico distinto al de los PWR en los cuales se basan los criterios del PTS. Por otra parte, tiene diseño alemán comprendido dentro de la regulación de la Kern Technische Ausschuss (KTA) en donde los criterios del PTS nunca se utilizan.

Sin embargo Siemens/KWU realizó un análisis de PTS para la CNA I (1), que llegó a un límite operacional de 51°C. Es a partir de este estudio que se acepta el criterio de "Screening PTS", para el RPV de la CNA I.

4.1.1. Escenarios considerados

Para llegar al límite operacional del PTS, se debió determinar cual era el transitorio más comprometido desde el punto de vista del PTS en la CNA I.

En un informe de KWU, Ref. [9], se tomaron en consideración varios transitorios correspondientes a roturas en la rama caliente ya que los que incluyen roturas en la rama fría conducen a temperaturas mayores (Apéndice A): 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 ECCS. 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. En consecuencia los transientes considerados son:

- a. Rotura de 10 cm² en la rama caliente.
- b. Rotura de 20 cm² en la rama caliente.
- c. Rotura de 50 cm² en la rama caliente.
- d. Rotura de 100 cm² en la rama caliente.
- e. Rotura de 200 cm² en la rama caliente.
- f. Rotura doble guillotina en una la rama caliente.
- g. Rotura en el loop seal: 500 cm².
- h. Apertura inadvertida de la válvula de seguridad del presurizador.
- i. Rotura 2A en la línea principal de vapor vivo dentro de la contención.

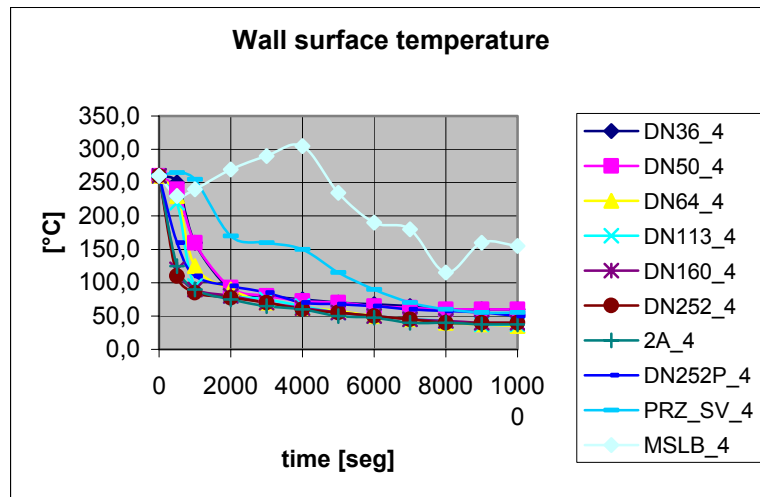


Figura 4.1.1

En la Figura 4.1.1 se muestran las evoluciones temporales de las temperaturas en la superficie interior del RPV de la CNA I, correspondientes a los casos anteriormente enumerados. En todos los casos la temperatura final cae en un entorno de alrededor de los 40°C. El caso considerado como más exigente desde el punto de vista del proceso de sobre enfriamiento es el DN64 que se corresponde a una rotura de 50 cm² en la rama caliente cercana a la conexión al presurizador. La temperatura más baja que se alcanza en la superficie interior de la pared del recipiente es del orden de los 40°C, mientras que cuando la rotura es en la rama fría la temperatura más baja que se alcanza es del orden de los 66°C (Apéndice A).

4.2. Comportamiento de la Planta frente a una rotura en la rama caliente de 50 cm²

4.2.1. 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 3 del presente trabajo.

Para efectuar este cálculo formularemos las siguientes hipótesis:

- 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 4.2.1
- 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.
- Los tiempos de transitorios hasta alcanzar el estado estacionario se incrementan al crecer la relación Q_e/Q_{HPI} .
- La estratificación térmica en la rama fría se incrementa con el aumento de la relación de Q_e/Q_{HPI} .
- 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.

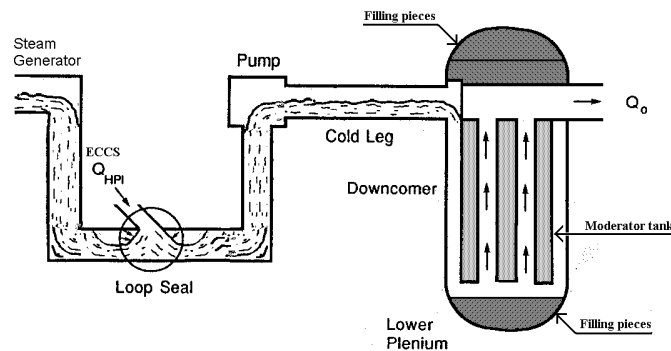


Figura 4.2.1.

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 ECCS. Esta temperatura será función, principalmente, de la temperatura del agua inyectada por el ECCS. Adicionalmente efectuaremos un análisis paramétrico de la temperatura que se alcanza en el chorro, en función de la temperatura del agua inyectada por el ECCS.

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 incluido el número de ciclos térmicos transcurridos, permiten el crecimiento de las micro fisuras y llevar la pared del RPV a una posible fractura.

De acuerdo con la Ref. [9], el escenario que se plantea como de mayor riesgo es el que corresponde a una rotura de 50 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:

- Simulación del comportamiento termohidráulico global de la planta.
- Evaluación de fenómenos termohidráulicos multidimensional en las ramas frías y downcomer.
- Cálculo de la distribución de temperatura en las paredes del RPV (temporal y espacial).
- 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 a), bajo las condiciones que establece un escenario definido por la rotura de 50 cm^2 en la rama caliente en la zona de conexión de la línea del presurizador

Los puntos siguientes (puntos b y c) se evaluarán, con la metodología descrita en el punto 3, Ref. [5].

En lo que sigue se desarrollarán los pasos a), b) c) y d) mencionados.

4.2.1.1. Simulación del comportamiento termohidráulico global de la Planta (paso a)

En la simulación global de la CNA I, se utiliza el código RELAP5/Mod.3.2, con las siguientes consideraciones generales [6]:

1. El núcleo está modelado por 8 canales paralelos que representan las zonas hidráulicas 1 a 8 del reactor.
2. El perfil de potencia axial corresponde a un núcleo homogéneo con uranio levemente enriquecido (ULE).
3. Está implementado el segundo sumidero de calor.
4. Temperatura del agua de río la más baja registrada en los últimos 100 años, 11°C.
5. 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.
6. Los acumuladores del sistema de alta presión del ECCS se disparan con la señal para roturas grandes (NZ53) o con la señal para roturas chicas (NZ52). La temperatura del agua en los acumuladores es de 27°C.
7. Los tanques de inundación del sistema de baja presión del ECCS, 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.
8. Condiciones nominales de los intercambiadores QK01/02 W001.
9. La temperatura media del sistema moderador es de 177°C.

4.2.1.1.1. Evento analizado

El evento analizado corresponde a un escenario por LOCA postulado por una rotura en la rama caliente de 50 cm² en la zona de conexionado de la línea de vinculación del presurizador al sistema primario de refrigeración, Ref. [10 y 14]. 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 (ECCS) 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 ECCS 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 ECCS.

El agua inyectada por el ECCS 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.

4.2.1.2. Resultados globales (pasos b y c)

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 las Figuras 4.2.1.2.1 y 4.2.1.2.2 se muestra la evolución temporal de la presión y la temperatura en el downcomer del RPV.

En las Figuras 4.2.1.2.3 y 4.2.1.2.4 se muestra la evolución temporal de la temperatura y el caudal del agua inyectada a través del sistema de baja presión del ECCS. La presión del sistema ECCS es del orden de los 25.5 bars.

En la Figura 4.2.1.2.5 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.

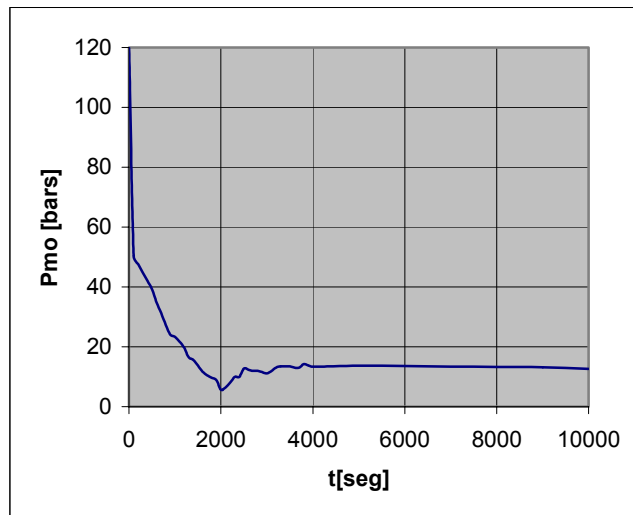


Figura 4.2.1.2.1.
Presión en el downcomer

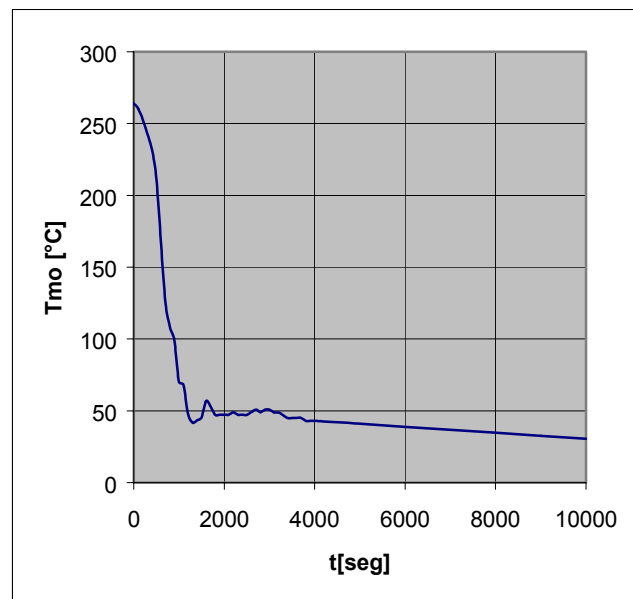


Figura 4.2.1.2.2.
Temperatura en el downcomer

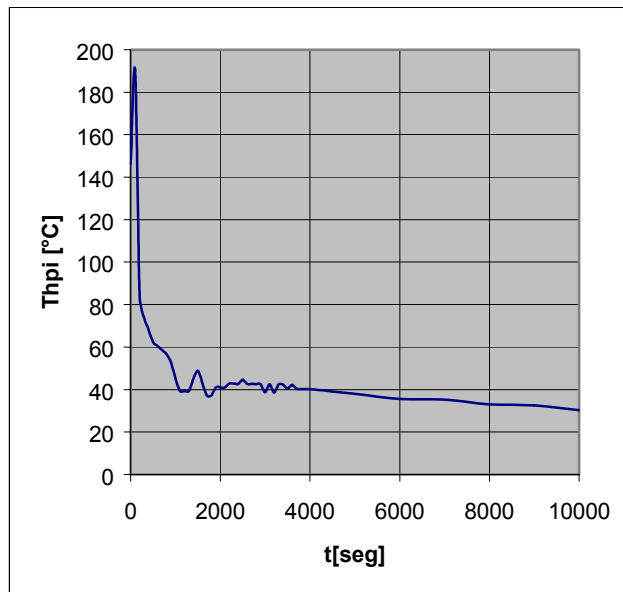


Figura 4.2.1.2.3.
Temperatura del agua inyectada
por el sistema de baja presión del ECCS

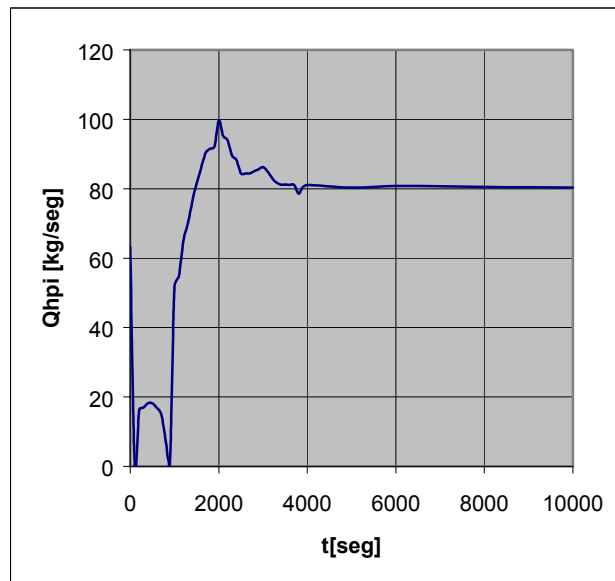


Figura 4.2.1.2.4.
Caudal de agua inyectada
por el sistema de baja presión del ECCS

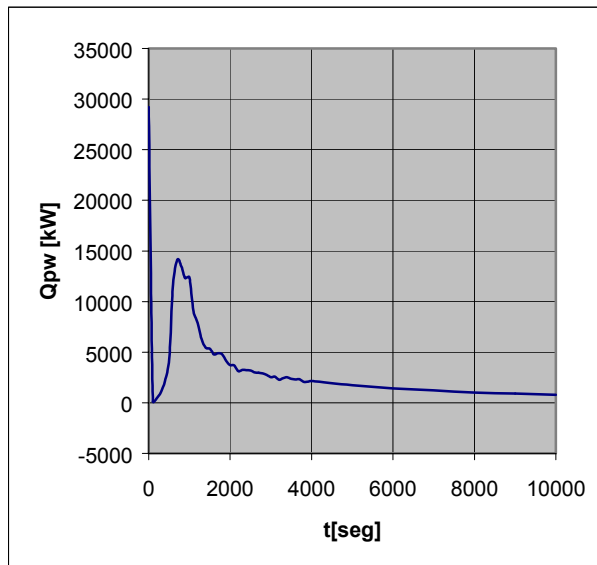


Figura 4.2.1.2.5.
**Calor transferido desde la pared interior del RPV
al fluido contenido en el downcomer**

4.2.1.3. 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 las Figuras 4.2.1.3.1 y 4.2.1.3.2, se muestran las evoluciones temporales para la entalpía y la temperatura ambiente calculadas.

En la Figura 4.2.1.3.3 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 las Figuras 4.2.1.3.4 a 4.2.1.3.5 y en la Figura 4.2.1.3.1

En las Figuras 4.2.1.3.4 y 4.2.1.3.5 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 la Figura 4.2.1.3.6 se muestra la evolución temporal de T_c . Análogamente, en la Figura 4.2.1.3.7 se muestra las 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 la Figura 4.2.1.3.6 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 la Figura 4.2.1.3.7, 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 ECCS, Figura 4.2.1.3.4.

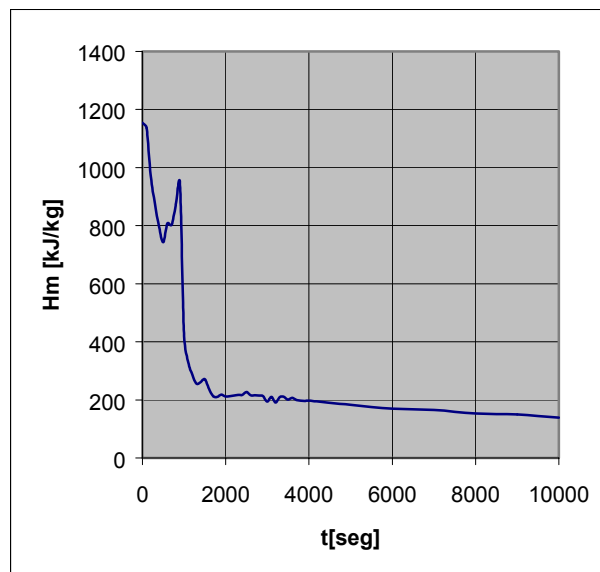


Figura 4.2.1.3.1.
Entalpía del medio ambiente
en el downcomer del RPV

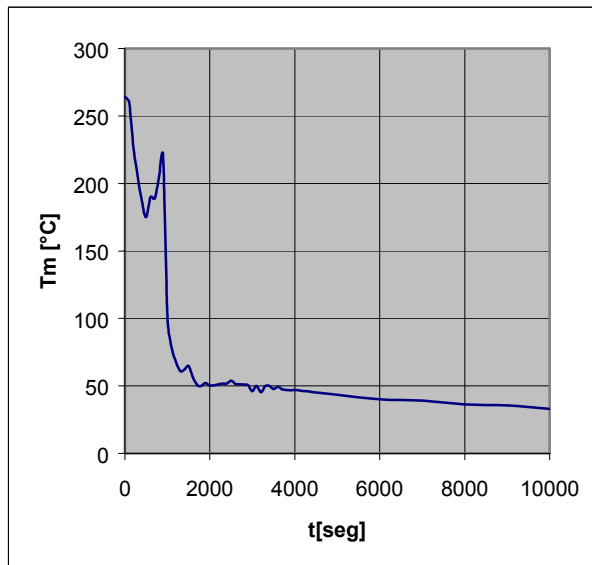


Figura 4.2.1.3.2.
Temperatura del medio ambiente
en el downcomer del RPV

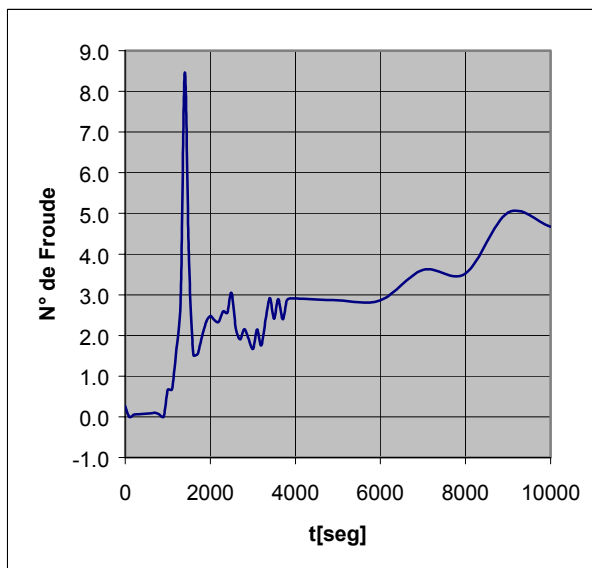


Figura 4.2.1.3.3.
Número de Froude de la corriente de agua inyectada
por el sistema de baja presión del ECCS

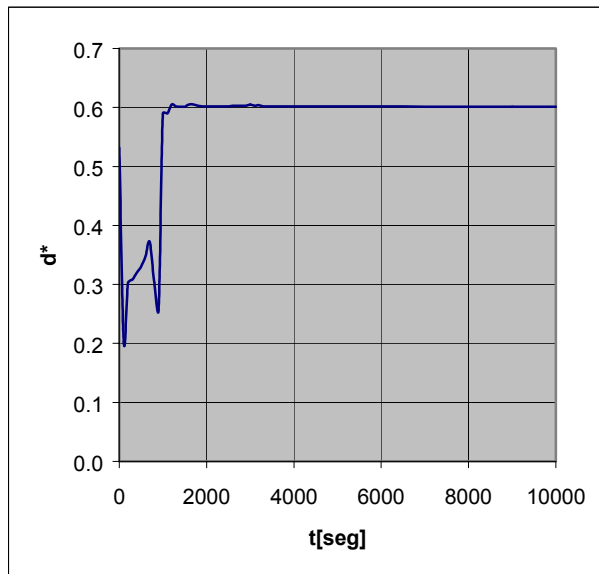


Figura 4.2.1.3.4.
Espesor adimensional de la corriente fría, $d^* = d_c/D_{CL}$

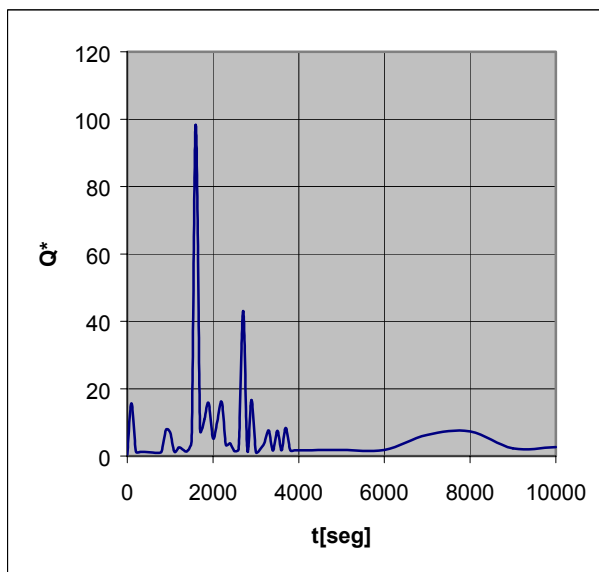


Figura 4.2.1.3.5.
Caudal adimensional de la corriente caliente, $Q^* = Q_e/Q_{HPI}$

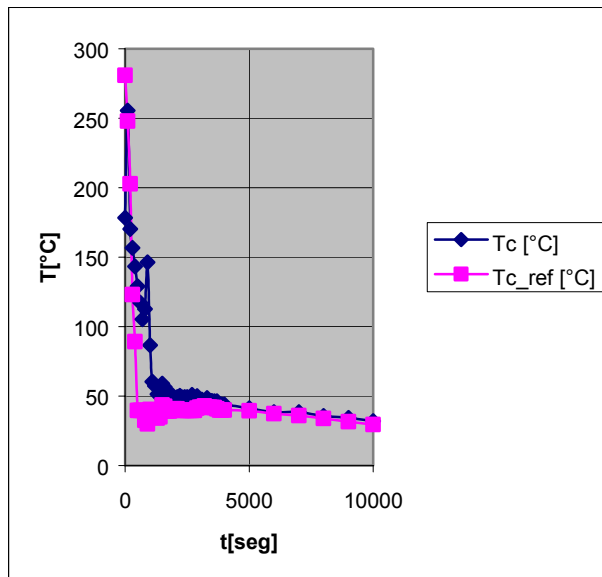


Figura 4.2.1.3.6.
Temperatura de la corriente fría

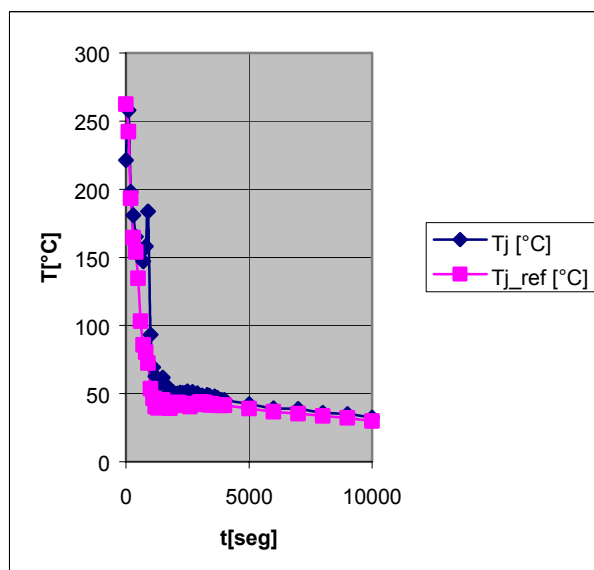


Figura 4.2.1.3.7.
Temperatura en el chorro flotante

4.3. Obtención de los 51°C (paso d)

En base al valor de temperatura para el fluido en el downcomer se infiere a través de la curva de fractomecánica definida por la American Society of Mechanical Engineers (ASME) un valor para $RT_{NDT} = 51^\circ\text{C}$ para la pared del recipiente.

El uso de la metodología de la Curva Maestra se halla respaldada por ASME con el Code Case N-629. Este Code Case permite el uso de la Curva Maestra, basada en la temperatura de Referencia

RT_{T0} , como una alternativa de la RT_{NDT} , para posicionar la curva K_{Ic} del ASME Curve. El Code Case del ASME N-629 define RT_{T0} , como: $RT_{T0} = T_0 + 19.4 \text{ } ^\circ\text{C}$.

Se denomina T_0 , o temperatura de referencia en la zona de transición dúctil frágil, a la obtenida con los lineamientos de la norma ASTM E 1921-97.

La curva fractomecánica propuesta por ASME es:

$$K_{Ic} = 1153 + 97.51 \exp[0.036 (T - RT_{NDT} + 55.55)]; \quad [K_{Ic}] = [Nmm^{-3/2}]$$

RT_{NDT} = Temperatura de Referencia de ductilidad nula

Esta curva representa la variación de la tenacidad a la fractura del acero del RPV con respecto a la temperatura y es válida para el material 20 MnMoNi 5 5 (material del RPV de la CNA I) y para el material 22 NiMoCr 3 7 (material del RPV de la CNA II).

Hay que demostrar que los efectos de la fragilización por daño neutrónico no comprometen la operación segura del recipiente de presión y la curva ASME provee uno de los datos claves para este análisis.

El valor de RT_{NDT} que hace que las curvas K_{Ic} (dependiente del material) y la curvas K_I (irradiadas) sean tangentes, es 51°C . Se ilustra en la Figura 4.3.1.

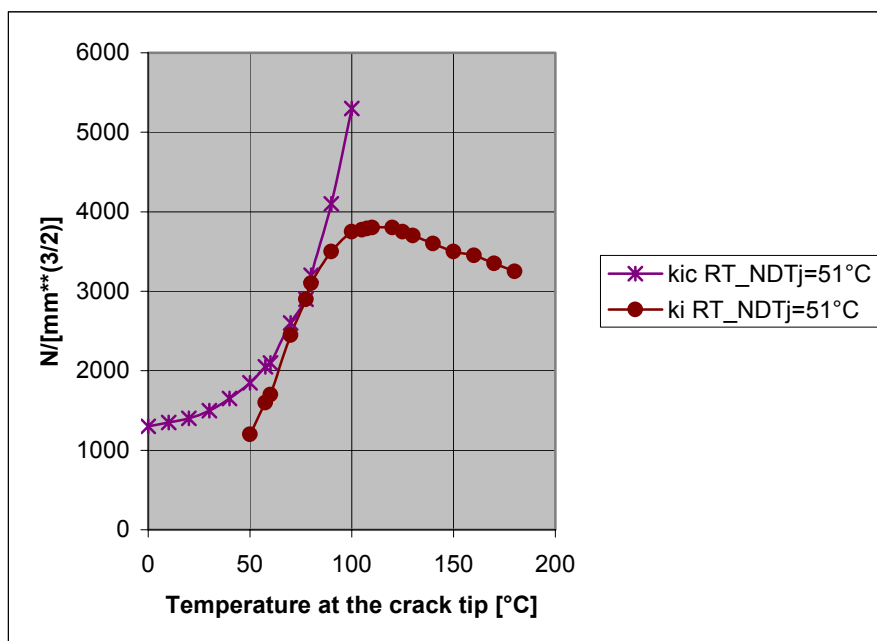


Figura 4.3.1.

5. OBSERVACIONES REALIZADAS POR LA ARN A PARTIR DE LOS ESTUDIOS EFECTUADOS

5.1. Supuestos conservativos

Hay una sucesión de supuestos conservativos que se han ido tomando:

La NASA utilizó en Ref. [6], una temperatura del río más baja que lo que habitualmente está.

R. Herltein en Ref. [9], tomó el inicio del chorro en la rama fría, es decir que la temperatura inicial es la de la rama fría, aunque T. Theofanous en Ref. [5] había considerado que se mezclaba el chorro con el agua que viene del downcomer en partes iguales y la temperatura inicial en la pluma la consideró el promedio entre la temperatura de la rama fría y la del downcomer.

En el trabajo del Dr. M. Schöpfer Ref. [10], se determinan los valores del K_1 característico de cada uno de los escenarios postulados y se los compara con el valor K_{1c} del material irradiado del RPV en función de la temperatura. Las condiciones de borde impuesta por los fenómenos termohidráulicos para el cálculo estructural se corresponden con las condiciones del fluido a la entrada del downcomer, es decir, inmediatamente por debajo de la sección de conexión de la rama fría el sistema primario al RPV. En estas condiciones la temperatura del fluido a la entrada del downcomer resulta estar en promedio 20°C por debajo de la temperatura del fluido en el downcomer a la altura de la línea de circunvalación. La imposición de este tipo de condiciones de borde para el cálculo de estabilidad estructural de la pared del RPV resulta en condiciones muy exigentes en cuanto a los requerimientos de resistencia del material a un proceso de shock térmico.

5.1.1. $RT_{PTS} = 51^\circ\text{C}$, valor conservativo

Considerar el límite operacional $RT_{PTS} = 51^\circ\text{C}$, como seguro resulta muy conservativo y es lo que explica las características y limitaciones principales del estudio que Siemens/KWU realizó para la CNA I desde el punto de vista termohidráulico:

- El estudio es absolutamente determinista y supone al caso más comprometido desde el punto de vista del PTS (DN64 que se corresponde a una rotura de 50 cm² en la rama caliente cercana a la conexión al presurizador), con probabilidad de ocurrencia igual a uno.
- Se analizaron 11 transitorios y fue seleccionado el más severo.
- El defecto postulado se basa en las capacidades de prueba no destructivas disponibles durante la fabricación para la investigación del material de la soldadura. Fue elegido un factor de seguridad 2 en la profundidad de la fisura. No se necesita tomar ningún margen de seguridad en la tensión aplicada porque ya fue tomado en el tamaño de la fisura.
- El defecto postulado está situado en la parte superior (material base 31) a 905 mm por debajo de la línea media de la rama fría. Esta posición corresponde a la condición peor pues el gradiente de la temperatura es el más alto cerca de la inyección de la agua fría. En una posición más baja (material base 41), las condiciones de carga son mucho menos severas debido al líquido que se mezcla y el gradiente térmico es más bajo en la pared.

Se concluye que el límite operacional propuesto del PTS ($RT_{PTS} = 51^\circ\text{C}$) es muy conservativo.

También hay consideraciones desde el punto de vista neutrónico y fractomecánico que muestran que los 51°C como límite operacional es muy conservativo.

5.1.2. Consideraciones termohidráulicas referidas al flujo estancado

En el informe de la Ref. [9], se supone que el flujo es estancado cuando el caudal en el loop ha decrecido a menos de 300 kg/s. Determinar esto es importante porque los sistemas de emergencia podrán o no generar condiciones para que se produzca un fenómeno de PTS si las condiciones en el núcleo y en particular en el downcomer responden a las características de un flujo estancado, es decir que no haya ningún tipo de flujo convectivo o forzado.

En la Ref. [12], se observa que hay un buen acuerdo entre los datos de planta y los cálculos con Relap5 en un escenario de Circulación Natural. Para este transitorio el caudal del loop fue de aproximadamente 75 kg/s en condiciones de Circulación Natural en simple fase. Esto implicaría que el límite de 300 kg/s para suponer flujo estancado, es demasiado conservativo y la temperatura de pared podría ser fuertemente influenciada por este supuesto.

Los estudios fractomecánicos realizados para la CNA I indican que la máxima carga en el RPV se encuentra para roturas de 50 cm^2 en la rama caliente. La Circulación Natural termina después de los 200 s de transiente. Que la carga en el RPV, se reduzca drásticamente cuando hay Circulación Natural, es correcto, porque el volumen de agua de todo el sistema primario toma parte en los procesos de mezcla. No parece resultar despreciable la circulación natural.

5.2. Contraste de los valores K_{Ic} obtenidos experimentalmente por el SCK-CEN [15] con los valores K_I característicos de los escenarios accidentales postulados por Siemens

En la Figura 5.2.1 se muestran la totalidad de los puntos experimentales obtenidos en la Ref. [13]. Además, en esta figura se han trazado las curvas maestras que aproximan a estos puntos experimentales de acuerdo a los diferentes porcentajes de las experiencias que se ubican por encima o por debajo de cada curva maestra.

En la Figura 5.2.2 se muestran simultáneamente las curvas maestras para el 1, 5, 50, 95 y 99% con las curvas de los K_I para los diferentes escenarios operacionales postulados en la Ref. [2]. De esta Figura, se puede ver que las condiciones más demandantes son establecidas durante el transcurso de los transitorios impuestos por un escenario el tipo LOCA definido por la rotura de 50 cm^2 (DN64) en la rama caliente en la zona de conexión de la línea del presurizador. También se ha incluido la curva del K_{Ic} para el material sin irradiar.

En la Figura 5.2.3 se muestran las curvas maestras definidas en la Ref. [13] junto con las curvas determinadas en la Ref. [10] para el escenario por LOCA de DN64. En esta figura se ha incluido la curva definida por el ASME Ref. [13] para aproximar el comportamiento del material.

$$K_{Ic} = 1153 + 97.51 \exp(T - RT_{T0} + 55.5)$$

Donde:

$$K_{Ic} \text{ esta definido en } N \cdot mm^{-3/2} .$$

$$T \text{ y } RT_{NDT} \text{ están expresadas en } ^\circ C .$$

Para que esta curva alcance el punto de tangencia con la curva del K_I correspondiente al escenario de DN64 postulado, es necesario fijar RT_{NDT} en $51^\circ C$.

En la Figura 5.2.4 se muestran nuevamente las curvas del K_I correspondiente a un escenario por LOCA de DN64 junto con la curva tangente al proceso postulada por el ASME para lo cual es necesario, como se indicó anteriormente, fijar el RT_{T0} en $51^\circ C$ juntamente con la curva del ASME que aproxima la curva maestra para el 1% para lo cual es necesario fijar RT_{T0} en $29^\circ C$.

Se puede deducir de la Figura 5.2.4, que el límite en temperaturas para no llegar a tener un fenómeno de shock térmico durante la condiciones más demandantes impuestas por un escenario accidental postulado por un LOCA de DN64 es de $22^\circ C$ ($51^\circ C$ - $29^\circ C$).

En la Figura 5.2.5 se muestran la curvas obtenidas en la Ref. [10] para el escenario por LOCA de DN64 junto con las curvas para este mismo escenario obtenidas en la Ref. [14] que corresponden a diferentes condiciones de borde fijadas por la temperatura del agua de inyección de emergencia fijada en $30^\circ C$ y $60^\circ C$ junto con las predicciones obtenidas con el Relap5/3. En esta figura también se han incluidos las curvas del ASME para $RT_{T0} = 29^\circ C$ y $RT_{T0} = 51^\circ C$. Las curvas para el K_I obtenidas

en la Ref. [14] muestran una buena coincidencia con las determinadas en la Ref. [10], sobre todo en el tramo ascendente y que resulta más cercano a las curvas maestras.

En esta figura se puede ver que la curva para el K_I que corresponde a un escenario por LOCA de DN64 con una temperatura de $30^\circ C$ para agua de inyección de emergencia resulta tangente a la curva del ASME para $RT_{T0} = 29^\circ C$ que corresponde a la curva maestra del 1%.

Ahora si se desea establecer cual es el valor de RT_{PTS} para que la curva definida por el ASME resulte tangente a la curva para el K_I que corresponde a un escenario por LOCA de DN64 con una temperatura de $60^\circ C$ para agua de inyección de emergencia es necesario definir un $RT_{PTS} = 75^\circ C$.

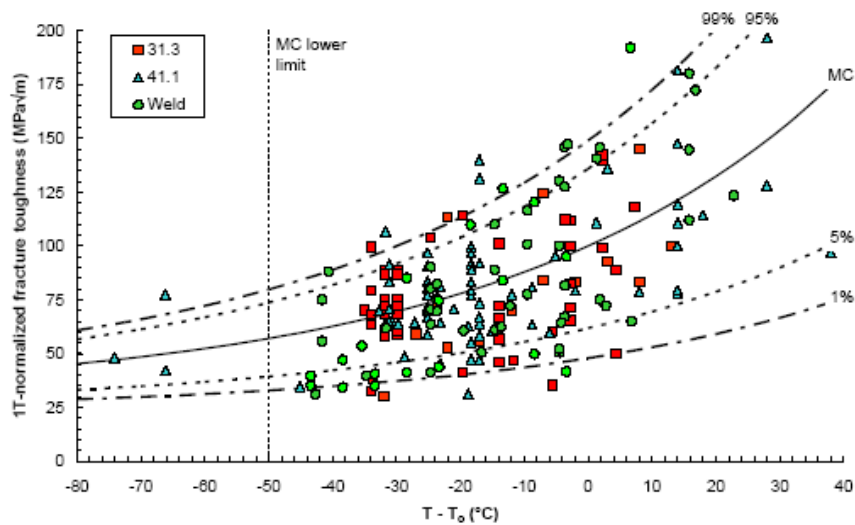


Figure A4.13 - "Unified" representation of all the fracture toughness data points measured from ITC(I) and PCCv specimens of the beltline core materials, unirradiated and irradiated.

Figura 5.2.1.

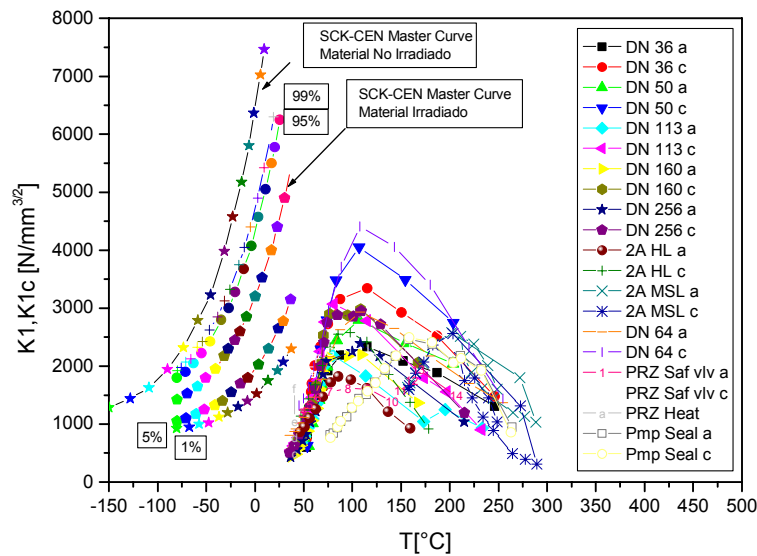


Figura 5.2.2.

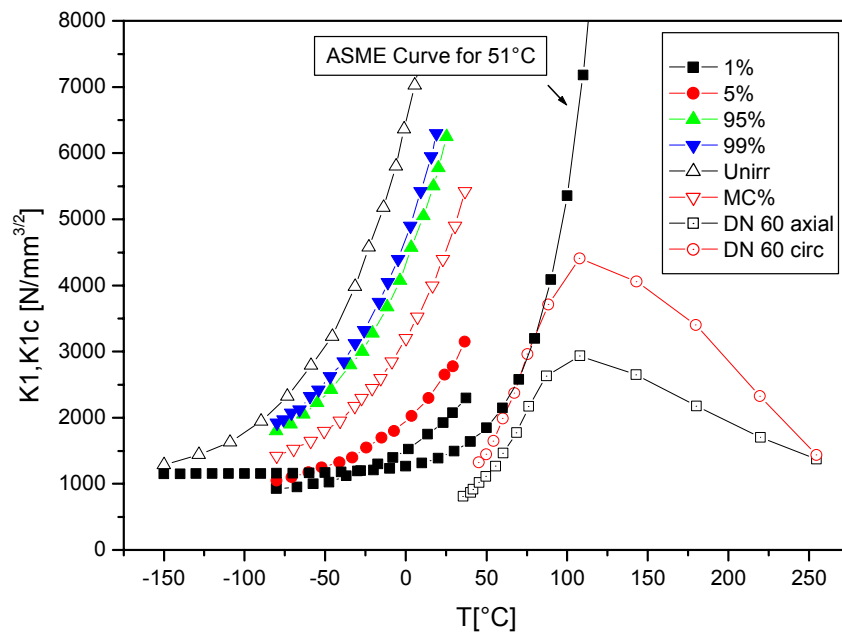


Figura 5.2.3.

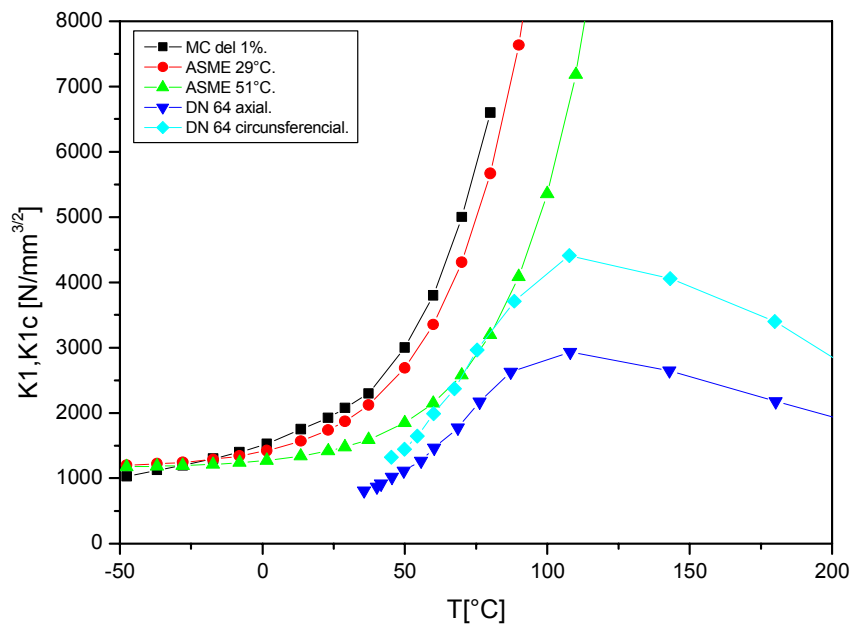


Figura 5.2.4.

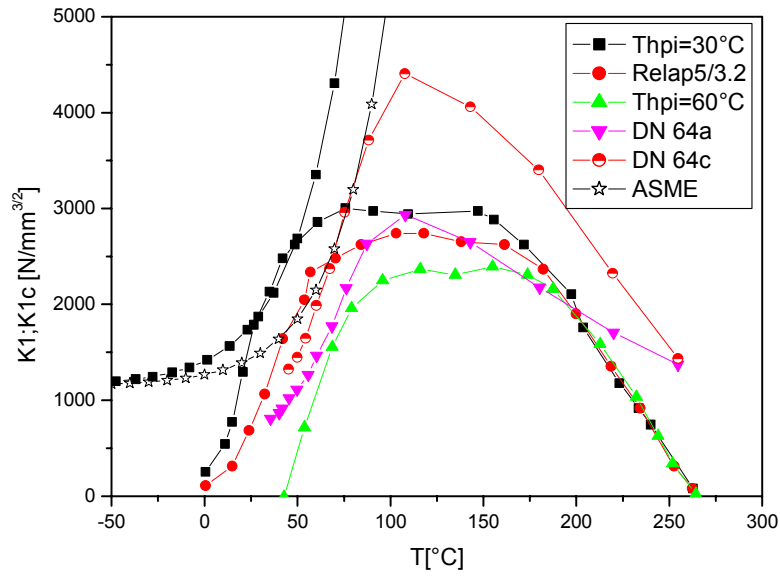


Figura 5.2.5.

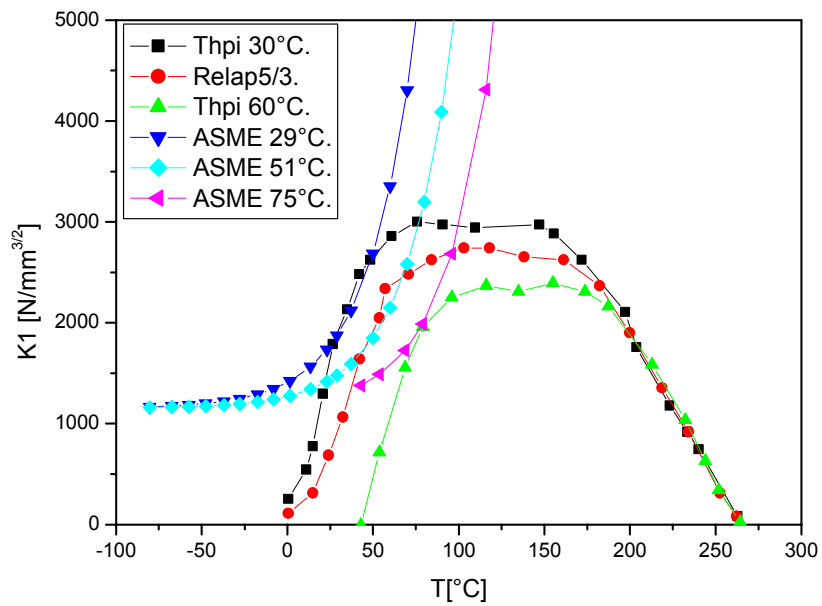


Figura 5.2.6.

5.3.1. Soluciones de ingeniería

Del análisis de los resultados y estimaciones realizadas que se muestran en la Figura 5.2.5, surge claramente que el límite en temperaturas necesario para no llegar a la ocurrencia de un fenómeno de shock térmico durante las condiciones impuestas por un escenario accidental postulado por un LOCA de DN64, considerado como el más demandante, es de $51^{\circ}C$.

Las soluciones de ingeniería permiten modificar el funcionamiento de los ECCS, ampliando el margen de seguridad, es decir la distancia entre el K_1 del proceso y el K_{1c} del material. Actualmente este margen de seguridad definido en función de estos coeficientes es del orden de los 22°C (Figura 5.2.4).

El valor K_1 está determinado por el estado real del material, el cual depende del tiempo transcurrido de operación a plena potencia de la planta lo que hace que sólo será posible mejorar su estimación. Por lo tanto es necesario recurrir a soluciones de ingeniería que permiten optimizar los procesos involucrados de manera tal de alejar el coeficiente K_1 del K_{1c} que los caracteriza y de esta manera ampliar el margen de 22°C. Estas modificaciones podrían hacer disminuir o incluso desaparecer los fenómenos físicos que conducen a PTS en el tiempo de vida útil de la instalación.

En consecuencia, lograr un margen térmico mayor en las peores condiciones impuestas por el escenario postulado que corresponde al más demandante, implica la posibilidad de implementar soluciones de ingeniería considerando el comportamiento de la planta en condiciones más reales superadoras de las extremadamente conservativas (best estimated) o sea, tomado las condiciones más realistas en la respuesta de la planta a un escenario postulado del tipo LOCA en la rama caliente.

De hecho, algunas modificaciones al sistema de protección del reactor, que se hicieron en la planta a partir de la implementación del Segundo Sumidero de Calor:

- Demora temporal y regulación de caudal en la inyección de agua de emergencia de alta presión (TJ).
- Demora temporal en la inundación automática de los sumideros del sistema de inyección de agua de emergencia de baja presión.

contribuyen al calentamiento del agua y en consecuencia a evitar o mitigar las consecuencias por PTS, dentro del tiempo de vida útil de la instalación.

6. CONCLUSIONES

En el 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 cm² en la rama caliente ubicada en la zona de conexión de la línea del presurizador con el sistema primario de la CNA I. Los resultados obtenidos en función de los parámetros locales, permite determinar los coeficientes de intensificación de tensiones para describir el comportamiento del material del RPV a través del K_{1c} y evaluar a través del K_1 como el proceso afecta al mismo.

En este informe se propone 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 Nucleoeléctrica Argentina S.A. (NA-SA), para analizar los fenómenos del tipo PTS en la CNA I.

El método resulta adecuado dado que los resultados obtenidos con la metodología de cálculo adoptada, son similares a los obtenidos con metodologías que son validadas contra experiencias de facilidades experimentales tal como la facilidad experimental UPTF (upper plenum test facility).

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. 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.

Con respecto al K_{1c} , al final de la vida útil, sabemos que está determinado por el estado del material y sólo será posible mejorar su estimación. Es necesario recurrir a soluciones de ingeniería para optimizar los procesos involucrados si se estima conveniente alejar el coeficiente K_1 del K_{1c} que los caracteriza y de esta manera ampliar el margen de 22°C provenientes de fijar el RT_{T0} en 51°C juntamente con la curva del ASME que aproxima la curva maestra para el 1% para lo cual es necesario fijar RT_{T0} en 29°C ($RT_{T0} = 51^\circ\text{C} - RT_{T0} = 29^\circ\text{C}$).

Existen soluciones de ingeniería que permiten modificar el funcionamiento del ECCS, ampliando el margen de seguridad, es decir la distancia entre el K_1 del proceso y el K_{1c} del material. Una de las soluciones, 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 hasta el final de la vida útil de la instalación. El límite máximo para la temperatura T_{HPI} quedará fijado por la temperatura que se alcance en los elementos combustibles, durante el transitorio, es decir, que no se ponga en riesgo la integridad estructural de las vainas de las barras combustibles. Si se considera como posible solución de ingeniería, calentar el agua del ECCS, deberá ser correlacionada adecuadamente con la predicción del comportamiento del combustible a través de todo el transitorio que tuviere lugar en la planta ya que las experiencias hechas en Alemania fueron realizadas en PWRs típicos con lo cual parece ser importante insistir sobre el estado real de la planta.

En varios de los estudios que se han realizado se han considerado una serie de postulados conservativos: A. Schöper en Ref. [10] consideró los valores termohidráulicos en el borde superior en donde la temperatura es más baja que en el centro del núcleo siendo esta una imposición en las condiciones de borde para el cálculo de estabilidad estructural de la pared del RPV muy exigente en cuanto a los requerimientos de resistencia del material a un proceso de shock térmico, la NASA utilizó en Ref. [6] una temperatura del río más baja que lo que habitualmente está, R. Herltein en Ref. [9] tomó el inicio del chorro en la rama fría aunque T. Theofanous en Ref. [5] había considerado que se mezclaba el chorro con el agua que viene del downcomer en partes iguales y la temperatura inicial en la pluma la consideró el promedio entre la temperatura de la rama fría y la del downcomer, la $RT_{PTS} = 51^\circ\text{C}$ es un valor conservativo, en el informe de la Ref. [9], se supone que el flujo es estancado cuando el caudal en el loop ha decrecido a menos de 300 kg/s pero en la Ref. [12] los cálculos con Relap5 en un escenario de Circulación Natural muestran un caudal en el loop de aproximadamente 75 kg/s.

Con estas hipótesis extremadamente conservativas, se llegó al margen de 22°C aún sin recurrir a cambios de ingeniería. Si se hicieran estudios, aplicando el criterio de "Best Estimation" este margen sería mucho mayor.

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 cm² 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 1 RPV wall; Rosso, R.D. y Ventura, M.A., IT-XXX Autoridad Regulatoria Nuclear, 2001.
8. Consideraciones relacionadas a los estudios sobre PTS realizados; Ventura, M.A. y Rosso, R.D., IT-XXX 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.
11. ASME BOILER AND PRESSURE VESSEL CODE, Section XI Rules for Inservice Inspection of NPP Components, Edition 1995. Article A-3000 Method for K_i determination.
12. Natural Circulation in the CAN-I NPP-Characterization based on flow maps, Ferreri, Mazzantini, Ventura, Rosso and D'Auria, The 10th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-10) Seoul, Corea, October 5-9, 2003.
13. Integrated Analysis of the CAN-I Reactor Pressure Vessel Material Data Base in View of Plant Life Management, Final Report- Contract INTEGRITY Rev (0), E. Lucon, M. Caro, A. Iorio, R. Jones, R. Nanstad, M. Scibetta, M. Valo and E. van Walle, SCK CEN Restricted Contract Report SCK CEN-R-4306, March 2006, Boer tang 200, 2400.MOL, Belgium.
14. Análisis del comportamiento de la Central Nuclear Atucha I en un escenario por Shock Térmico Presurizado, R.D. Rosso, Autoridad Regulatoria Nuclear, Internacional Radiation Protection Association (IRPA), Congreso Regional, Lima, Perú, Septiembre 2003.
15. Report Studiecentrum Voor Kernenergie Centre D'Étude de L'Énergie Nucléaire, SCK.CEN R-4306, April 2006.

APÉNDICE A

CÁLCULOS TERMOHIDRÁULICOS EN ACCIDENTES DE SOBRE-ENFRIAMIENTO PARA UNA ROTURA EN LA RAMA FRÍA DE LA CENTRAL NUCLEAR ATUCHA I

RESUMEN

Se estudia el transitorio termohidráulico producido durante un accidente hipotético de pérdida de refrigerante, con el objeto de analizar el efecto de la inyección de fluido frío de los sistemas de refrigeración de emergencia. Este puede tomar contacto con la superficie interna del recipiente de presión del reactor y producir tensiones mecánicas elevadas debido al cambio brusco de la temperatura. Los resultados fueron obtenidos con RELAP5/Mod3.2, para el caso de una rotura de 60 cm² en la rama fría del circuito. En el cálculo se consideraron: el sistema de remoción de calor residual, bombas y válvulas del sistema de emergencia de baja presión y el sistema de inundación del sumidero. En el período analizado, de 14000 s, de duración, la temperatura en la cara interna del recipiente de presión baja hasta 66°C, y en la cara externa del tanque del moderador llega a 57°C.

1. Introducción

En el desarrollo del transitorio correspondiente a un accidente de pérdida de refrigerante que de lugar a la activación de los sistemas de refrigeración de emergencia del reactor, el fluido frío de los sistemas de mitigación puede tomar contacto con las superficies calientes de recipiente de presión del reactor. Ello podría provocar tensiones mecánicas elevadas, de origen térmico, que podrían favorecer el crecimiento de las micro-fracturas presentes en el material. Usualmente, el recipiente de presión está sujeto a presiones y temperaturas tales que no permitirían la propagación de las micro-fracturas que podrían existir en las paredes del recipiente de presión del reactor. En circunstancias como la descrita, en que las que cambia en forma brusca dicha condición en las variables termodinámicas, estas condiciones podrían alterarse.

Interesa, entonces, analizar este escenario hipotético para determinar si podrían o no producirse las consecuencias no deseadas del llamado "shock térmico bajo presión" (también denominado accidente de sobre-enfriamiento).

Los resultados a ser descriptos han sido obtenidos utilizando el programa Relap5/Mod 3.2.2γ, a partir de una nodalización desarrollada con anterioridad. A esta se le han incorporado otros volúmenes, para poder describir mejor el escenario postulado. Estos son: la esfera de la contención, las válvulas para la simulación de la rotura, el sistema de remoción de calor residual y las bombas y válvulas del sistema de emergencia de baja presión. El estudio se ha realizado considerando una rotura de 60 cm² en una rama fría del sistema primario del reactor.

2. Especificación de los disparos de los sistemas de mitigación

Los distintos sistemas de mitigación son accionados a partir del estado termodinámico de la planta o a partir de temporizadores. Para este estudio se han considerado los siguientes:

a. Rotura de 60 cm² en la rama fría: Este disparo es por tiempo. Al comienzo se permite que el sistema evolucione 1000 s en condiciones nominales para obtener un estado pseudo estacionario. Luego de 5 s se inicia la rotura en la rama fría del reactor, localizada entre la bomba y el downcomer.

b. Presión baja en el plenum superior (P_c): Se producen varios disparos de acciones cuando la presión en el primario (tomada en el plenum superior) es menor que 106 kg/cm² (103.95e⁵ bar). Estos son:

- SCRAM del reactor.
- Parada de las bombas principales de refrigeración.
- Apertura de válvulas del sistema del moderador.
- Cierre de válvulas hacia la turbina de alta presión.
- Apertura de válvulas de paso al condensador.

c. Presión baja en el plenum superior y alta en la contención: Se producen otros disparos cuando P_c es menor que 103 kg/cm^2 ($101.99e^5 \text{ bar}$) y la presión en la contención es mayor a 2.2 atm ($2.20e^5 \text{ bar}$).

- Apertura de las válvulas del sistema del moderador.
- Detención de las bombas del sistema de alimentación de agua de los generadores de vapor (GVs).

d. Bajo nivel de mezcla en el tanque del moderador: Si el nivel de mezcla en el tanque del moderador es menor que 6.21 m , se produce la parada de las bombas del moderador.

e. $P_c < 25 \text{ kg/cm}^2$: Si la presión en el primario es menor a 25 kg/cm^2 ($25.0e^5 \text{ bar}$) se activa el sistema de inyección de baja presión.

3. Descripción de la nodalización

Los resultados han sido obtenidos utilizando la nodalización ilustrada en las Figuras 1 y 2. En la descripción de cada uno de los GVs están involucrados 25 volúmenes, conectados entre sí por 25 uniones. En el lado primario, la simulación de los tubos en U que componen al GV, está representada por un volumen que contiene 8 celdas. El lado secundario está representado por el volumen 276, que es por donde entra el agua de alimentación y se mezcla con la de recirculación que viene desde el separador y del domo a través del downcomer. El flujo desciende a través del volumen 277, que representa la parte inferior del downcomer y entra al ebullidor, volumen 279.

El reactor está representado por 16 volúmenes y 16 uniones. El flujo entra desde las ramas frías representadas por los volúmenes 115 y 215, hacia el downcomer, volumen 301. Este se conecta al 302, que es el plenum inferior y de éste el flujo pasa al núcleo, volumen 303. El flujo sale hacia el plenum superior y de allí a las ramas calientes del circuito primario de refrigeración representadas por los volúmenes 101 y 201. El volumen 431, representa el tanque del sistema moderador. Se han definido también distintas estructuras de calor que simulan la generación o transferencia de calor según el caso: generación de calor en el combustible del núcleo, transferencia de calor desde el canal de combustible al tanque del moderador, transferencia de calor desde el tanque del moderador al downcomer, transferencia de calor desde el plenum superior y el plenum inferior a los cuerpos de relleno del tope y fondo del recipiente de presión. La cañería de salida del tanque del sistema del moderador está simulado por 12 volúmenes. El presurizador y sus sistemas asociados, están simulados por 11 volúmenes. El sistema de alimentación, comprendido entre el intercambiador de calor del moderador y el GV, es simulado por 5 volúmenes. El sistema de vapor vivo, está representado por 37 volúmenes. La nodalización se completa con las bombas principales, volumen 214 para el lado derecho, especificándose las curvas homólogas de presión y torque en flujo monofásico y bifásico. Análogamente, la bomba del moderador está simulada por el volumen 556.

4. Resultados

Se ha simulado el accidente postulado hasta 14000 s después de la rotura. Se analizaron las temperaturas que alcanzaría el fluido en el downcomer y en las paredes del recipiente de presión. También se analizaron los diversos parámetros en la rama fría y el caudal inyectado por la activación del sistema de refrigeración de emergencia. Se analizaron el cierre de las válvulas de la turbina de alta presión, la apertura de las válvulas al condensador, la apertura de válvulas del sistema del

moderador, la detención de las bombas del sistema de alimentación de agua y otros parámetros relevantes.

A partir de este análisis se obtuvieron resultados preliminares para determinar si las bajas temperaturas resultantes pueden provocar tensiones térmicas y la reducción en la resistencia a la fractura. Se comparan resultados con los de [1].

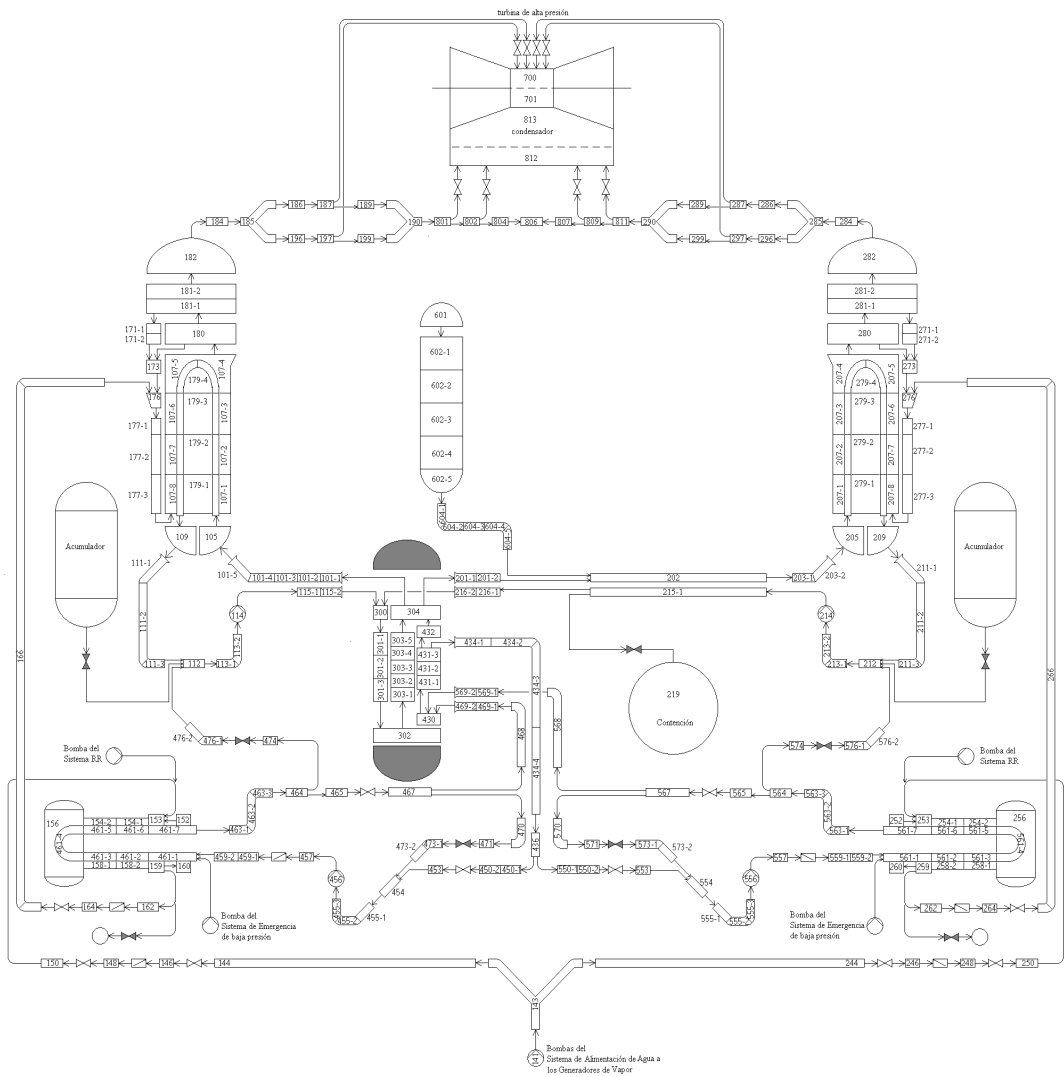


Figura 1. Nodalización de la CNA I de acuerdo a RELAP5/Mod3.2

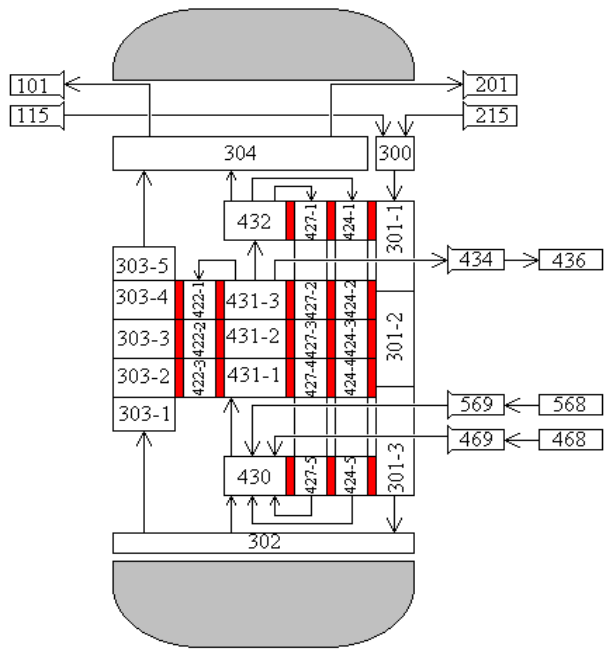


Figura 2. Nodalización del reactor.

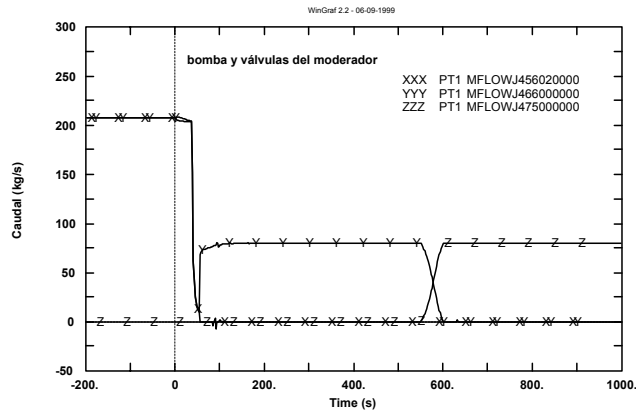


Figura 3. Caudales en la bomba y válvulas del moderador.

La Figura 3 muestra la evolución del caudal de las bombas principales y la secuencia de conmutación de las válvulas del sistema moderador. Las bombas principales se pararon cuando el nivel en el tanque del moderador baja de un valor mínimo establecido. Las válvulas de entrada al generador de vapor se abrieron después de la rotura.

La Figura 4 muestra que, en el downcomer del recipiente de presión del reactor, el nivel de mezcla experimenta un descenso inicial y luego permanece constante; en el tanque del moderador el nivel disminuye, entre los 45 y 50 segundos del transitorio, por debajo del valor mínimo establecido provocando la parada de las bombas del moderador y la conmutación de las válvulas. En el volumen representativo de los canales combustibles el nivel no está estable.

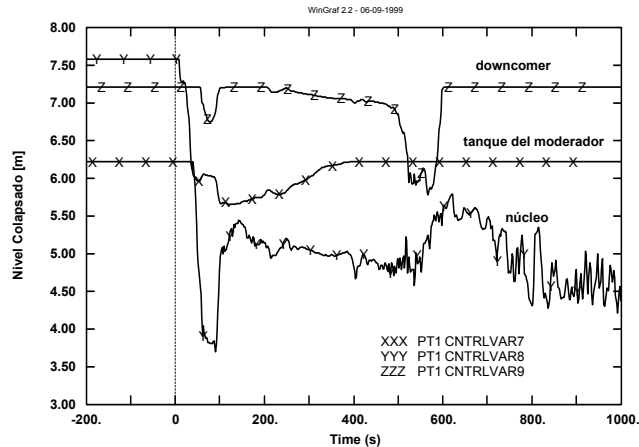


Figura 4. Variación del nivel de mezcla en el reactor

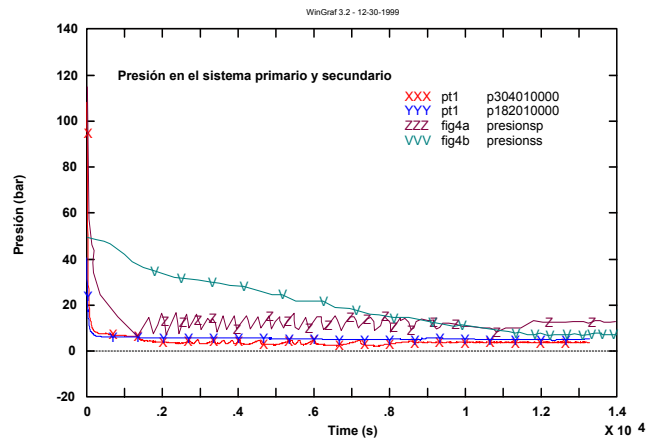


Figura 5. Presión en el sistema primario y secundario

La rotura provoca la pérdida de agua del sistema primario, lo que inicia una rápida despresurización. El vapor producido en el núcleo y la transferencia de calor desde el sistema primario al secundario, hacen que la presión en el primario se mantenga por arriba de la del secundario por algunos segundos, para luego decrecer y mantenerse por debajo de esta.

En las siguientes figuras, se comparan algunos de los resultados obtenidos con los de [1]. Las curvas correspondientes a dicho trabajo se han realizado relevando los puntos de los gráficos allí mostrados. Consecuentemente no reflejan la totalidad de las variaciones abruptas de los mismos, debiendo ser considerados como líneas de tendencia detalladas, útiles para comparación. Estas curvas corresponden a las "Z" y "V", cuando se comparan dos curvas en una misma figura y a "Y", cuando se compara sólo una.

Las presiones obtenidas, comparadas con las de [1] en la Figura 5, muestran que, si bien las presiones de partida y las obtenidas a los 14000 segundos del transitorio son comparables, la despresurización durante el transitorio tiene un desarrollo diferente. Ello se origina en las diferencias del sistema de control de temperatura en el lado secundario de los GVs.

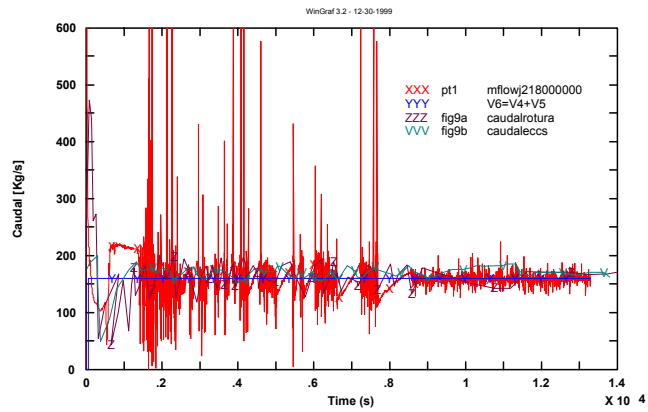


Figura 6. Caudal de la rotura y del sistema de refrigeración de emergencia del núcleo (total)

Los caudales resultantes de la rotura y de los ECCS de ambos lados del circuito, coinciden bien con los de [1], tal como indica la Figura 6.

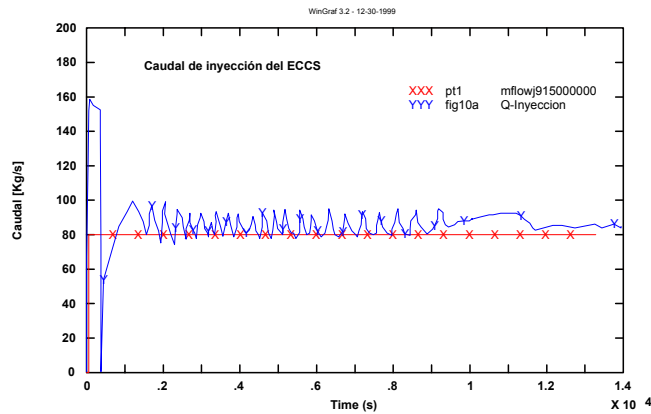


Figura 7. Caudal de inyección del sistema de refrigeración de emergencia del núcleo

En las Figuras 6 y 7 se muestra la evolución del caudal inyectado por los sistemas de refrigeración de emergencia y su comparación con los de [1]. Los valores promedio obtenidos para el caudal de entrada y salida del generador de vapor en el circuito roto son también comparables al igual que los valores obtenidos en el circuito intacto.

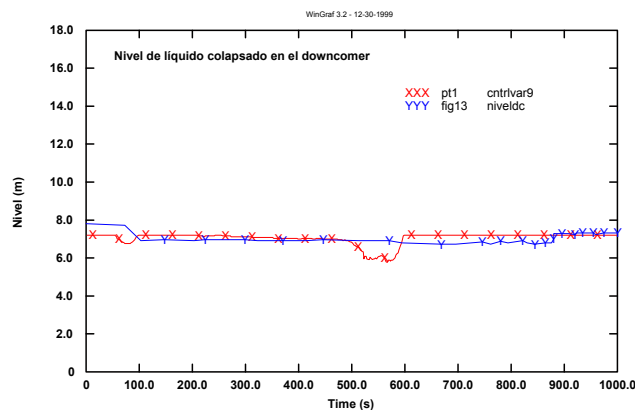


Figura 8. Nivel de líquido colapsado en el downcomer.

La Figura 8 muestra que el nivel de líquido colapsado en el downcomer es prácticamente igual en las dos simulaciones., mientras que la temperatura más baja en el agua en el downcomer es 61°C.

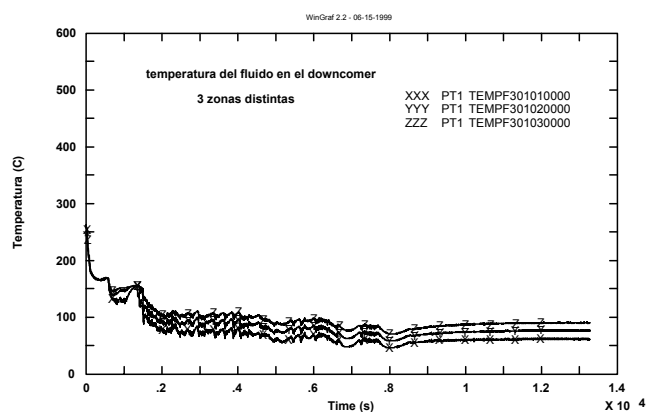


Figura 9. Temperatura del fluido en el downcomer (14000 s de transitorio)

A su vez, al final del transitorio, la temperatura del fluido en la rama es aproximadamente 36°C, tal como muestra la Figura 9.

El resultado de mayor interés lo constituye la determinación de la temperatura de la pared del recipiente de presión. Debe tenerse en cuenta que los mismos son una primera aproximación, dado el carácter unidimensional de la aproximación y el mezclado postulado por el modelo de RELAP5. La Figura 10 muestra la temperatura en diversos puntos de la pared del reactor. Las mismas están tomada en 3 puntos distintos en el espesor. Las del recipiente de presión se mantienen por arriba de las del tanque del moderador. La temperatura mínima en la pared del recipiente de presión es 66°C, mientras que la de la cara externa del downcomer es 57°C. La inercia térmica y el calor almacenado en la pared del recipiente de presión son determinantes para esta evolución. Debe tenerse en cuenta que el sistema de inyección de lata presión no ha sido activado, lo que podría originar temperaturas más bajas.

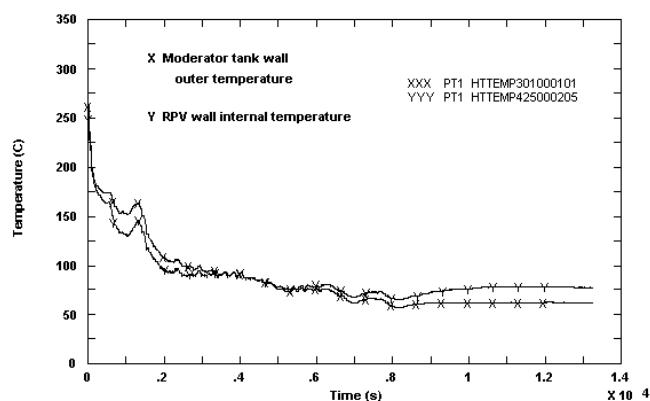


Figura 10. Temperatura en las paredes del recipiente de presión.

5. Conclusiones

Se han calculado los valores que alcanzaría la temperatura del fluido en el downcomer, en las paredes del recipiente de presión, en un transitorio de pérdida refrigerante en un escenario hipotético que es relevante al efecto de considerar los efectos de cambios bruscos en la temperatura del fluido refrigerante. Las temperaturas mínimas alcanzadas son: 61°C para el fluido del downcomer; 36°C en la rama fría; 66°C para la cara interna del recipiente de presión y 57°C para la cara externa del tanque del downcomer. Este estudio puede usarse como punto de partida para el análisis detallado de las tensiones térmicas y la eventual reducción en la resistencia a la fractura provocadas por la disminución brusca de temperatura en el recipiente de presión. De las comparaciones con [1], puede concluirse que si bien existen diferencias en las nodalizaciones, los valores extremos alcanzados son, sin embargo, notablemente comparables.

REFERENCIAS

1. Serrano, Pablo. CNA I. "Análisis de seguridad del recipiente de presión. Cálculos termo-hidráulicos. Rotura de 60 cm² en la rama fría (estado actual de la planta)", Informe técnico. ENACE N° 446, 1998.